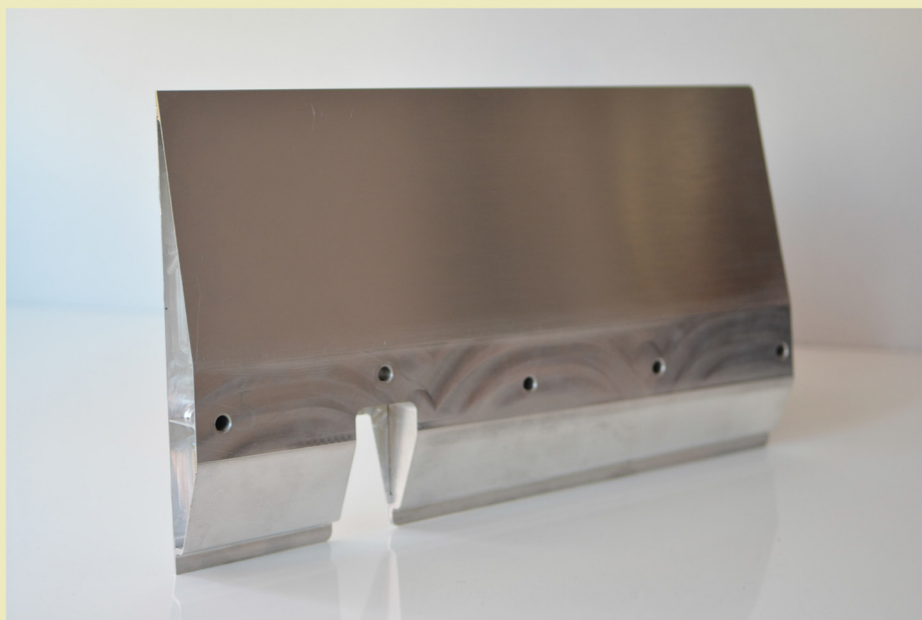




Magdalena Zawada-Michałowska

Józef Kuczmaszewski

Odkształcenia elementów cienkościennych po frezowaniu



Lublin 2020

MONOGRAFIE

Odkształcenia elementów
cienkościennych po frezowaniu

Monografie – Politechnika Lubelska



Politechnika Lubelska
Wydział Mechaniczny
ul. Nadbystrzycka 36
20-618 LUBLIN

Magdalena Zawada-Michałowska
Józef Kuczmaszewski

Odkształcenia elementów cienkościennych po frezowaniu



Politechnika Lubelska
Lublin 2020

Recenzenci:

Prof. dr hab. inż. Józef Gawlik, Politechnika Krakowska

Prof. dr hab. inż. Stanisław Legutko, Politechnika Poznańska

Redakcja i skład: Magdalena Zawada-Michałowska

Badania zostały sfinansowane z Projektu Politechnika Lubelska – Regionalna Inicjatywa Doskonałości ze środków Ministerstwa Nauki i Szkolnictwa Wyższego na podstawie umowy nr 030/RID/2018/19

Publikacja wydana za zgodą Rektora Politechniki Lubelskiej

© Copyright by Politechnika Lubelska 2020

ISBN: 978-83-7947-439-4

Wydawca: Wydawnictwo Politechniki Lubelskiej
www.biblioteka.pollub.pl/wydawnictwa
ul. Nadbystrzycka 36C, 20-618 Lublin
tel. (81) 538-46-59

Druk: DjaF – 30-092 Kraków, ul. Kmietowicza 1/1
www.djaf.pl

Elektroniczna wersja książki dostępna w Bibliotece Cyfrowej PL www.bc.pollub.pl

Nakład: 50 egz.

SPIS TREŚCI

Streszczenie	7
Wykaz najważniejszych oznaczeń	9
1. WPROWADZENIE	10
2. ANALIZA STANU WIEDZY	12
2.1. Charakterystyka aluminium i jego stopów	12
2.1.1. Właściwości aluminium	12
2.1.2. Klasyfikacja stopów aluminium	13
2.1.3. Skrawalność stopów aluminium	15
2.1.4. Zastosowanie aluminium i jego stopów	17
2.1.5. Charakterystyki materiałowe stopów aluminium	18
2.2. Charakterystyka procesu frezowania	20
2.2.1. Specyfika procesu frezowania	20
2.2.2. Stabilność procesu frezowania	21
2.2.3. Odmiany frezowania	24
2.2.4. Kierunki rozwoju frezowania	25
2.3. Obróbka skrawaniem elementów cienkościennych	31
2.3.1. Podstawowe cechy geometryczne elementów cienkościennych	31
2.3.2. Problemy technologiczne w obróbce elementów cienkościennych	32
2.3.3. Strategie w obróbce frezowaniem elementów cienkościennych	34
2.3.4. Mocowanie półfabrykatów podczas frezowania elementów cienkościennych	36
2.4. Naprężenia własne w procesach obróbki	38
2.4.1. Wybrane zagadnienia teorii sprężystości i plastyczności	38
2.4.2. Istota powstawania naprężeń własnych	41
2.4.3. Klasyfikacja naprężeń własnych	42
2.4.4. Naprężenia własne po obróbce skrawaniem	43
2.4.5. Relaksacja naprężeń własnych	46
2.5. Ważniejsze wnioski z analizy literatury	47
3. PROBLEMY ANALIZOWANE W BADANIACH	49
3.1. Uzasadnienie podjęcia tematu	49
3.2. Cel i zakres pracy	50
4. OPIS PROWADZONYCH BADAŃ	51
4.1. Obiekt badań	51
4.2. Materiał stosowany w badaniach	53
4.3. Badania wytrzymałościowe	54

4.4. Opis eksperymentu	55
4.5. Badanie odkształceń	59
4.5.1. Metoda tensometryczna	60
4.5.2. Metoda różnicowa z wykorzystaniem czujnika dźwigniowego ..	61
4.6. Pomiar parametrów chropowatości powierzchni	63
4.7. Analiza struktur metalograficznych warstwy wierzchniej	64
4.8. Wyznaczanie liczebności próby	65
5. WYNIKI BADAŃ WŁASNYCH	68
5.1. Wyniki badań wytrzymałościowych	68
5.2. Wyniki badania odkształceń	72
5.2.1. Wyniki badania odkształceń metodą tensometryczną	72
5.2.2. Wyniki badania odkształceń metodą różnicową	82
5.3. Wyniki pomiaru parametrów chropowatości powierzchni	101
5.4. Wyniki analizy struktur metalograficznych	106
6. STATYSTYCZNE OPRACOWANIE WYNIKÓW	114
6.1. Sprawdzenie normalności rozkładu badanych zmiennych	117
6.2. Testowanie hipotez statystycznych o równości wariancji i wartości średnich	118
6.3. Program statystyczny randomizowany kompletny	127
7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE	130
LITERATURA	134
SPIS RYSUNKÓW	147
SPIS TABEL	155
ZAŁĄCZNIK 1	157
ZAŁĄCZNIK 2	161
ZAŁĄCZNIK 3	165

Odształcenia elementów cienkościennych po frezowaniu

Streszczenie

W pracy przedstawiono wpływ wybranych strategii obróbki, historii technologicznej półfabrykatu oraz usunięcia stekstuirowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu na odkształcenia elementów cienkościennych, wykonanych ze stopu aluminium EN AW-2024 T351, po frezowaniu. Zastosowano strategię takie jak: High Performance Cutting, High Speed Cutting i obróbka wykończeniowa konwencjonalna (OWK) oraz ich wzajemne kombinacje. Jako historię technologiczną półfabrykatu analizowano kierunek walcowania. Przyjęto, że może to być istotne w kontekście kierunku posuwu narzędzia skrawającego. Badania przeprowadzono w wersjach z pozostawieniem stekstuirowanej warstwy wierzchniej utworzonej po obróbce plastycznej oraz z jej usunięciem z parametrami odpowiadającymi High Speed Cutting i obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK).

W realizowanej pracy skoncentrowano się na wpływie przedstawionych zmiennych na wartość i rodzaj powstających odkształceń poobróbkowych, a podjęcie takiej problematyki wynikało z istotnych problemów z jakimi zmaga się przemysł, szczególnie lotniczy. W ramach pracy przeprowadzono badania własne obejmujące wyznaczenie charakterystyki materiałowej stopu aluminium EN AW-2024 T351, badanie odkształceń poobróbkowych elementów cienkościennych metodą tensometryczną oraz różnicową, pomiary parametrów chropowatości powierzchni po różnych strategiach obróbki oraz analizę struktury metalograficznej warstwy wierzchniej przed i po procesie frezowania.

Na podstawie analizy uzyskanych wyników stwierdzono, że po frezowaniu w kierunku prostym w stosunku do kierunku walcowania otrzymano większe odkształcenia niż po frezowaniu w kierunku równoległym. Dodatkowo stwierdzono możliwość minimalizacji odkształceń poobróbkowych elementów cienkościennych dzięki stosowaniu właściwie dobranej strategii obróbki oraz jej połączeniu z obróbką wstępną (lub jej brakiem). Pracę zakończono wnioskami o znaczeniu naukowym i aplikacyjnym, które zawierają wytyczne technologiczne pozwalające zmniejszać odkształcenia elementów cienkościennych pojawiające się po zakończonym procesie skrawania.

Słowa kluczowe: odkształcenie, elementy cienkościenne, frezowanie, stopy aluminium

Deformations of thin-walled elements after milling

Abstract

The paper researched the impact of selected machining strategies, the technological history of the semi-finished product and the removal of the textured surface layer formed after rolling on deformations of thin-walled elements, made of EN AW-2024 T351 aluminium alloy, after milling. Strategies, such as High Performance Cutting, High Speed Cutting and conventional machining (CM) as well as their combinations were used. The rolling direction was analysed as the technological history of the semi-finished product. It was assumed that this could be relevant in the context of the cutting tool feed direction. The research was carried out in three versions with leaving a textured surface layer formed after plastic working and with its removal with parameters corresponding to High Speed Cutting and conventional machining (CM).

The paper was focused on the impact of the presented variables on the value and type of post-machining deformations. Engaging such issues resulted from significant problems that the industry, especially aviation, is facing. As a part of the paper, own research was carried out, including the determination of the material characteristics of EN AW-2024 T351 aluminium alloy, study of post-machining deformations of thin-walled elements by strain gauge and differential methods, measurement of surface roughness parameters after various machining strategies and study of the metallographic structure of the surface layer before and after the milling process.

On the basis of the analysis of the results, it was found that after milling in a perpendicular direction to the rolling direction, larger deformations were obtained than after milling in a parallel direction. In addition, it was found it was possible to minimise post-machining deformations of thin-walled elements due to the use of a properly selected machining strategy and its combination with pre-machining (or lack of thereof). The paper was finished with conclusions of scientific and application significance, which contain technological guidelines allowing to reduce deformation of thin-walled elements appearing after the full cutting process.

Keywords: deformation, thin-walled elements, milling, aluminium alloys

Wykaz najważniejszych oznaczeń

a_e	– szerokość frezowania
a_p	– głębokość skrawania
CAM	– Komputerowe Wspomaganie Wytwarzania (ang. <i>Computer Aided Manufacturing</i>)
CNC	– Komputerowe Sterowanie Numeryczne (ang. <i>Computer Numerical Control</i>)
d	– średnica narzędzia
Δl	– odkształcenie bezwzględne
E	– moduł Younga
ε	– odkształcenie względne
f_z	– posuw na ostrze
HPC	– obróbka wysokowydajna (ang. <i>High Performance Cutting</i>)
HSC	– skrawanie z dużymi prędkościami (ang. <i>High Speed Cutting</i>)
l	– długość próbki
n	– prędkość obrotowa wrzeciona
OUPN	– układ Obrabiarka–Uchwyt–Przedmiot–Narzędzie
OWK	– obróbka wykończeniowa konwencjonalna
PKD	– polikrystaliczny diament
Ra	– średnie arytmetyczne odchylenie profilu
R_m	– wytrzymałość na rozciąganie
RSm	– średni odstęp pomiędzy wzniesieniami profilu
Rz	– najwyższa wysokość profilu
Sp	– wysokość najwyższego wzniesienia powierzchni
Sv	– głębokość najniższego wgłębienia powierzchni
Sz	– maksymalna wysokość profilu 3D
v_c	– prędkość skrawania

Oznaczenia płaszczyzn pomiarowych:

A, B, C	– badanie odkształceń bezwzględnych
I, II, III	– badanie chropowatości powierzchni

1. WPROWADZENIE

Zainteresowanie przemysłu, szczególnie lotniczego i motoryzacyjnego, obróbką skrawaniem wielkogabarytowych elementów cienkościennych, wykonywanych m.in. ze stopów metali lekkich, stale rośnie.

Jednym z najszybciej rozwijających się sposobów ubytkowej obróbki wiórowej jest frezowanie umożliwiające wytwarzanie części o zróżnicowanych kształtach w szerokim zakresie wymiarów oraz pozwalające osiągać zarówno wysoką dokładność wymiarowo-kształtową, jak i dobrą jakość powierzchni. Obecnie szerokie zastosowanie znajdują technologie, takie jak: High Performance Cutting i High Speed Cutting, wpisujące się w problem minimalizowania kosztów wytwarzania przez szybsze, niż w ujęciu tradycyjnym, usuwanie nadadatków obróbkowych.

Nowoczesne statki powietrzne muszą spełniać rygorystyczne wymagania związane m.in. z możliwie jak największym zmniejszeniem masy części składowych, przy zachowaniu ich wysokiej wytrzymałości oraz dokładności. Powszeczne zastosowanie w konstrukcjach lotniczych znajdują więc cienkościennie elementy integralne o grubościach ścianek często mniejszych od 1 mm. W praktyce przemysłowej występuje jednak istotny problem wynikający z podatności tych elementów na odkształcenia, zwłaszcza poobróbkowe, które stają się widoczne po zakończeniu procesu skrawania w momencie usunięcia sił mocujących. Jest to zagadnienie bardzo złożone, a jego kompleksowe rozwiązanie jest skomplikowane ze względu na dużą liczbę czynników wpływających na pojawianie się wspomnianych odkształceń. Jako jedną z głównych przyczyn ich powstawania wymienia się naprężenia własne generowane na każdym etapie procesu technologicznego. Mimo, iż w przemyśle do usuwania naprężeń własnych wykorzystuje się różne metody (np.: cieplne, wibracyjne), to jednak dąży się do eliminacji takich operacji z uwagi na dodatkowe koszty i wydłużanie czasu wytwarzania. W większości przypadków problemy te są potęgowane również przez znaczne rozmiary części lotniczych.

Na podstawie przeprowadzonego przeglądu literatury oraz dokonanego rozeznania w przemyśle lotniczym zdecydowano podjąć próbę rozwiązania problemu związanego z powstawaniem odkształceń elementów cienkościennych, wykonanych ze stopu aluminium, po frezowaniu oraz sformułowania wniosków końcowych, mogących znaleźć praktyczne zastosowanie.

W pracy przedstawiono analizę możliwości minimalizacji odkształceń poobróbkowych przez wykorzystanie wybranych strategii obróbki oraz uwzględnienie stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego względem kierunku walcowania, a także ewentualne usunięcie stekstrowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu.

Monografię podzielono na sześć głównych rozdziałów. Pierwszy z nich dotyczy przeglądu obecnego stanu wiedzy w obszarze zagadnień takich jak:

aluminium i jego stopy, elementy cienkościenne oraz sposoby ich obróbki skrawaniem, a także naprężenia własne i odkształcenia poobróbkowe. W rozdziale drugim omówiono uzasadnienie podjęcia tematu oraz cel i zakres pracy. Rozdział trzeci zawiera opis prowadzonych badań wraz ze wskazaniem materiału i stosowanej aparatury badawczej. W rozdziale czwartym przedstawiono wyniki badań własnych, natomiast w rozdziale piątym przeprowadzono ich analizę statystyczną. Ostatni rozdział przedstawia wnioski końcowe o charakterze naukowym oraz praktycznym.

Monografia powstała na podstawie rozprawy doktorskiej autorki napisanej pod kierunkiem prof. dr hab. inż. Józefa Kuczmarszewskiego obronionej w 2020 roku na Wydziale Mechanicznym Politechniki Lubelskiej.

2. ANALIZA STANU WIEDZY

2.1. Charakterystyka aluminium i jego stopów

2.1.1. Właściwości aluminium

Aluminium jest trzecim pierwiastkiem, po tlenie i krzemie, najszerzej rozpowszechnionym w skorupie ziemskiej. Ma duże znaczenie techniczne i zajmuje wysokie, drugie miejsce (po żelazie) z najczęściej stosowanych metali. Występuje jako składnik wielu minerałów, a jego główną rudą jest boksyt [44, 45, 48].

Aluminium (symbol chemiczny: Al) jest metalem o srebrzystobiałej barwie, liczbie atomowej wynoszącej 13 i masie atomowej 26,9815. Nie posiada odmian alotropowych i krystalizuje w sieci regularnej ściennie centrowanej typu Al o parametrze 0,40408 nm. Jest pierwiastkiem należącym do grupy borowców i ze względu na gęstość $\rho = 2,6989 \text{ g/cm}^3$ (w 20°C) zaliczanym do grupy metali lekkich [18, 20, 44, 126, 131, 159]. W tabeli 2.1 przedstawiono wybrane właściwości aluminium.

Tab. 2.1. Wybrane właściwości aluminium [44, 48, 120]

Właściwość	Symbol	Jednostka	Wartość
Temperatura topnienia	T_t	°C	660,4
Temperatura wrzenia	T_w	°C	2494
Współczynnik rozszerzalności cieplnej	α	$\mu\text{m}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})$	24
Ciepło właściwe	C_w	$\text{J}/(\text{g}\cdot^\circ\text{C})$	0,896
Przewodność cieplna	λ	$\text{W}/(\text{m}\cdot^\circ\text{C})$	237
Przewodność elektryczna	G	MS/m	37,74
Wytrzymałość na rozciąganie ¹⁾	R_m	MPa	70–120
Granica plastyczności ¹⁾	R_e	MPa	20–40
Wydłużenie ¹⁾	A_{10}	%	30–45
Twardość ¹⁾	HB	-	15–30
Moduł Younga	E	GPa	72
Współczynnik Poissona	ν	-	0,35
¹⁾ w stanie wyżarzonym			

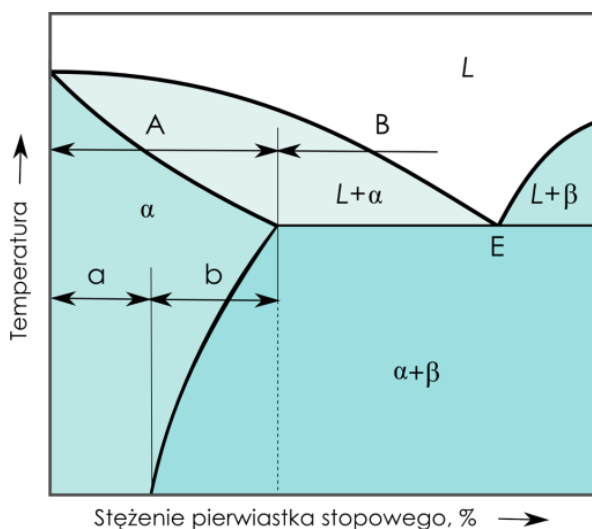
Aluminium cechuje dobre przewodnictwo cieplne i elektryczne, wynoszące około 65% przewodnictwa elektrycznego miedzi. Jest to pierwiastek wykazujący właściwości antykorozyjne. W powietrzu atmosferycznym aluminium pokrywa cienka warstwa Al_2O_3 , co chroni je przed dalszym utlenianiem. Jest odporne na korozję atmosferyczną, szkodliwe działanie wody, stężony kwas azotowy (HNO_3) i węglowy (H_2CO_3) oraz siarkowodor (H_2S), a także wiele kwasów organicznych. Natomiast przyspieszanie jego korozji powodują kwasy redukujące (HCl i HF),

wodorotlenki (NaOH, KOH), woda morska oraz jony rtęci. Aluminium cechuje również, relatywnie do stali, mały moduł Younga (3-krotnie mniejszy niż dla stali), a także duży współczynnik liniowej rozszerzalności cieplnej (2-krotnie większy niż dla stali) [44, 48, 131, 159].

W przyrodzie aluminium nie występuje w czystej postaci, a jego wytwarzanie z boksytu jest procesem skomplikowanym i energochłonnym, dzielącym się na dwa podstawowe etapy, tj.: wydzielanie z rudy tlenku glinu Al_2O_3 (proces Bayera) oraz redukcja elektrolityczna uzyskanego tlenku Al_2O_3 w stopionym kriolicie, prowadząca do uzyskania aluminium hutniczego (proces Halla-Héroulta). W celu usunięcia zanieczyszczeń jest ono następnie poddawane rafinacji. Możliwa jest również produkcja aluminium z recyklingu, którego zalety to oszczędność zasobów naturalnych oraz zmniejszona ilość wymaganej w procesie energii (w porównaniu do rudy boksytu oszczędność wynosi około 95%). Według PN-EN 573-3:2014:02 aluminium jest wytwarzane w 18 gatunkach o różnym stopniu czystości (99,00% Al–99,99% Al) [48, 51, 93, 107, 120, 129].

2.1.2. Klasyfikacja stopów aluminium

Zmiana właściwości wytrzymałościowych czystego aluminium jest możliwa poprzez wprowadzenie pierwiastków stopowych oraz obróbkę cieplną stopów. Biorąc pod uwagę typowy wykres równowagi aluminium i przyjmując jako kryterium technikę kształtowania, stopy aluminium dzieli się na stopy do obróbki plastycznej oraz stopy odlewnicze (rys. 2.1) [44, 100, 120, 159].



Rys. 2.1. Podział stopów aluminium na typowym wykresie równowagi: A – stopy do obróbki plastycznej, B – stopy odlewnicze, a – stopy umacniane zgniotem, b – stopy umacniane wydzieleniowo; E – eutektyka, α_{gr} – graniczna rozpuszczalność pierwiastka stopowego w temperaturze eutektyki [120]

Należy jednak zaznaczyć, że niektóre stopy mogą mieć podwójne zastosowanie zarówno jako odlewnicze, jak i przeznaczone do obróbki plastycznej [44, 120].

Stopy aluminium do obróbki plastycznej ujęto w PN-EN 573-3:2014:02, a system ich oznaczeń ustalono w normach PN-EN 573-1:2006, PN-EN 573-2:1997 oraz PN-EN 515:2017-05. Stopy aluminium do obróbki plastycznej można kształtować różnymi metodami obróbki plastycznej i dostarczać jako różnorodne półprodukty hutnicze (m.in. w postaci: płyt, blach, rur, prętów, kształtowników itp.). Wymagania odnoszące się do ich właściwości określają dodatkowe normy [44, 104–107]. Zawierają one do około 5–6% pierwiastków stopowych, takich jak: miedź (Cu), magnez (Mg), mangan (Mn), rzadziej krzem (Si), cynk (Zn), nikiel (Ni), chrom (Cr), tytan (Ti), żelazo (Fe) oraz lit (Li) [44, 90, 120].

Stopy aluminium do obróbki plastycznej można podzielić na [44, 48, 120, 153]:

- nieobrabiane cieplnie (serie: 1000, 3000, 5000 i 8000),
- obrabiane cieplnie (serie: 2000, 6000 i 7000).

Stopy nieobrabiane cieplnie charakteryzuje umiarkowana wytrzymałość, która jest uwarunkowana ilością pierwiastków stopowych. Są one dostarczane w stanie umocnionym zgmiotem lub wyżarzonym. Początkowe utwardzenie uzyskuje się przez dodatki stopowe, takie jak: mangan (Mn) i magnez (Mg), następnie zwiększenie wytrzymałości następuje na skutek zmian w budowie krystalicznej wywołanych przez zgmiot [44, 120].

Stopy obrabiane cieplnie są utwardzane wydzieleniowo (połączenie przesycania i starzenia). Można wyróżnić stopy cechujące się umiarkowaną wytrzymałością i dobrą spawalnością oraz wysoką wytrzymałością, ale ograniczoną spawalnością (szeroko stosowane w lotnictwie) [44, 120].

Odlewnicze stopy aluminium są ujęte w normie PN-EN 1706:2011, natomiast ujednolicony system oznaczania opisano w PN-EN 1780-1:2004 oraz PN-EN 1780-2:2004. Odlewnicze stopy aluminium są kształtowane przede wszystkim przez odlewanie [44, 108–110]. Zawierają one większą liczbę pierwiastków stopowych wynoszącą około 5–25%. Głównie są to stopy wieloskładnikowe, składające się m.in. z: krzemu (Si), miedzi (Cu), magnezu (Mg), cynku (Zn) oraz niklu (Ni) [44, 90, 120].

Do zalet odlewniczych stopów aluminium zalicza się dobrą leżność oraz mały skurcz odlewniczy. Umożliwia to kształtowanie elementów cienkościennych i otrzymywanie złożonych kształtów. Jednak posiadają one gorsze właściwości mechaniczne niż stopy do obróbki plastycznej [44, 131, 132]. Zmianę właściwości fizycznych i mechanicznych odlewniczych stopów aluminium można uzyskać stosując obróbkę cieplną [120].

Stopy aluminium do obróbki plastycznej znajdują szersze zastosowanie niż stopy odlewnicze [48].

Możliwe jest również zastosowanie metalurgii proszków do wytwarzania spiekanych stopów aluminium, które charakteryzują się lepszymi właściwościami

mechanicznymi w podwyższonej temperaturze, zwiększoną odpornością na korozję, bardzo dobrą skrawalnością oraz niewielkim współczynnikiem rozszerzalności cieplnej [120].

W procesie spieniania wyprasek proszkowych lub ciekłych metali, otrzymuje się bardzo porowaty materiał nazywany pianoaluminium. Jego zalety to przede wszystkim korzystny stosunek sztywności do gęstości, duża zdolność pochłaniania energii, izolacja cieplna oraz tłumienie drgań rezonansowych. Znajduje ono coraz częściej zastosowanie w produkcji płyt warstwowych typu Sandwich [120].

2.1.3. Skrawalność stopów aluminium

Najogólniej skrawalność jest rozumiana jako podatność materiału na obróbkę skrawaniem. Autorzy pracy [120] podają następującą definiując skrawalności: „podatność materiału w danych warunkach obróbki na zmiany objętości, kształtu i wymiarów podczas skrawania”. Istotne jest, że uwzględnia się również ogólny stopień trudności związany z usuwaniem danego materiału, a nie tylko zachowanie podczas konkretnego procesu obróbczego. Określenie skrawalności materiału jest bardzo skomplikowane ze względu na dużą liczbę czynników wzajemnie ze sobą skorelowanych, wśród których wymienić można m.in.: skład chemiczny i strukturę obrabianego materiału, sposób i rodzaj obróbki skrawaniem, kinematykę procesu, geometrię i materiał narzędzia, warunki skrawania oraz właściwości dynamiczne obrabiarki [90, 120].

Wskaźniki skrawalności pozwalające oceniać skrawalność materiałów dzieli się na dwie grupy, tj.: użytkowe oraz fizyczne. Najważniejszymi wskaźnikami użytkowymi są: zużycie i trwałość narzędzia, siły skrawania, jakość powierzchni obrobionej oraz kształt powstających wiórów. Do wskaźników fizycznych zalicza się m.in.: temperaturę skrawania, współczynnik spęczenia wióra, naprężenia własne oraz zdolność materiału do tłumienia drgań [120].

W pracy [57] zdefiniowano podział wskaźników skrawalności jako względne i bezwzględne. W przypadku wskaźników względnych ocena skrawalności jest dokonywana na podstawie przyjętego materiału wzorcowego, natomiast przy wskaźnikach bezwzględnych materiały dzieli się na grupy biorąc pod uwagę zbliżone cechy skrawalności.

Stopy aluminium są materiałami różniącymi się pod względem skrawalności od innych materiałów. Wynika to głównie z ich właściwości, takich jak: duży współczynnik rozszerzalności liniowej, mały moduł Younga oraz duża przewodność cieplna (w odniesieniu do stali) [51, 126]. Najogólniejszy podział stopów aluminium pod względem skrawalności obejmuje następujące grupy [120, 126, 127]:

- grupa I: czyste aluminium i stopy do obróbki plastycznej o niskiej zawartości dodatków stopowych (niskostopowe),

- grupa II: stopy odlewnicze o zawartości Si < 12% i stopy do obróbki plastycznej (umacniane zgniotem lub utwardzane wydzieleniowo),
- grupa III: stopy odlewnicze o stężeniu Si > 12%.

Materiały z grupy pierwszej charakteryzują się małą twardością i dużą ciągliwością przez co wykazują skłonności adhezyjne do materiału ostrza oraz często do umacniania zgniotem. Prowadzi to, przy małych prędkościach skrawania, do tworzenia się narostu na powierzchni natarcia ostrza narzędzia. Druga grupa stopów cechuje się podwyższoną wytrzymałością. Przy ich obróbce zwykle nie występuje zjawisko tworzenia narostu na ostrzu narzędzia. W stosunku do dwu pozostałych grup stopów aluminium, są to materiały wykazujące najlepszą skrawalność. Trzecią grupą stopów, ze względu na pierwotne wydzielenia krzemu, charakteryzuje duża ścierność, powodująca szybsze zużywanie ostrzy. Do materiałów z grupy pierwszej należy stosować narzędzia o ostrej geometrii, do drugiej frezy węglkowe bez powłoki ochronnej, natomiast przy grupie trzeciej zaleca się mniej ostrą geometrię i najkorzystniejsze są ostrza wykonane z PKD (diamant polikrystaliczny) lub z powłokami PKD [120].

Skrawalność stopów aluminium jest uzależniona głównie od składu chemicznego (przede wszystkim zawartości krzemu) oraz struktury materiału ściśle związanej z obróbką cieplną [51, 126].

Inny podział stopów aluminium uwzględniający zarówno udział procentowy krzemu, jak i obróbkę cieplną przedstawiają autorzy prac [51, 57, 90]:

- stopy o zawartości Si ≤ 10% obrabiane cieplnie – najlepsza skrawalność,
- stopy o zawartości Si ≤ 10% nieobrabiane cieplnie,
- stopy o zawartości Si > 10% – najgorsza skrawalność.

Zużycie narzędzi podczas obróbki skrawaniem stopów aluminium występuje zazwyczaj w postaci starcia powierzchni przyłożenia (wskaźnik VB). Adhezyjny charakter zużycia objawia się głównie przy małych prędkościach skrawania i prowadzi do tworzenia „nalepów” na ostrzu. Zużycie ściernie pojawia się zawsze i wzrasta wraz z rosnącą ilością twardych cząstek. Jest szczególnie intensywne dla nadeutektycznych stopów z grupy III. Trwałość ostrzy, zależy głównie od składu chemicznego, struktury obrabianego materiału oraz zastosowanych parametrów technologicznych. Z reguły okres trwałości narzędzi przy obróbce stopów aluminium jest dłuższy niż dla stali [51, 90, 120].

Całkowita siła skrawania jest miarą oporu stawianego przez obrabiany materiał i jest uwarunkowana wieloma czynnikami, wśród których należy wymienić m.in.: wymiary warstwy skrawanej, sposób chłodzenia, konstrukcję narzędzia oraz stan jego zużycia. Dla stopów aluminium przyjmuje się wartość siły skrawania na poziomie około 30% wartości występującej przy obróbce stali, ale jej dokładne określenie wymaga badań doświadczalnych [51, 90, 120].

Za jakość powierzchni obrobionej odpowiadają przede wszystkim czynniki takie jak: właściwości materiału, cechy stereometryczne narzędzia i jego ruch względem przedmiotu, parametry technologiczne oraz czynniki zewnętrzne

połączone ze stabilnością procesu skrawania. Autorzy pracy [120] wskazują, iż dla stopów do obróbki plastycznej, które charakteryzuje większa wytrzymałość i twardość, powstająca powierzchnia jest gładsza, natomiast dla stopów odlewniczych zaobserwowano wyraźny wpływ twardych cząsteczek powodujących zwiększoną chropowatość. W dużym stopniu za uzyskaną jakość powierzchni odpowiada prędkość skrawania. Na ogół chropowatość maleje wraz ze wzrostem prędkości skrawania [51, 90, 120].

Kształt powstających wiórów jest uzależniony od dodatków stopowych, stosowanej obróbki cieplnej, geometrii ostrza i parametrów technologicznych. W przemyśle dąży się do uzyskania wiórów krótkich, śrubowych lub spiralnych, jednak najbardziej pożądane są wióry bardzo krótkie i odpryskowe. Badania wskazują, że im większa wytrzymałość i twardość stopów aluminium, tym powstają krótsze wióry, a kruche i twarde wtrącenia (np.: Si i Al_2O_3) wpływają pozytywnie na ich odłamywanie. W celu ułatwienia formowania wiórów oraz ich łamania istotne jest stosowanie odpowiedniej geometrii narzędzia z dużym kątem natarcia oraz zwiaczem, łamaczem lub rozdrabniaczem wiórów [51, 90, 120].

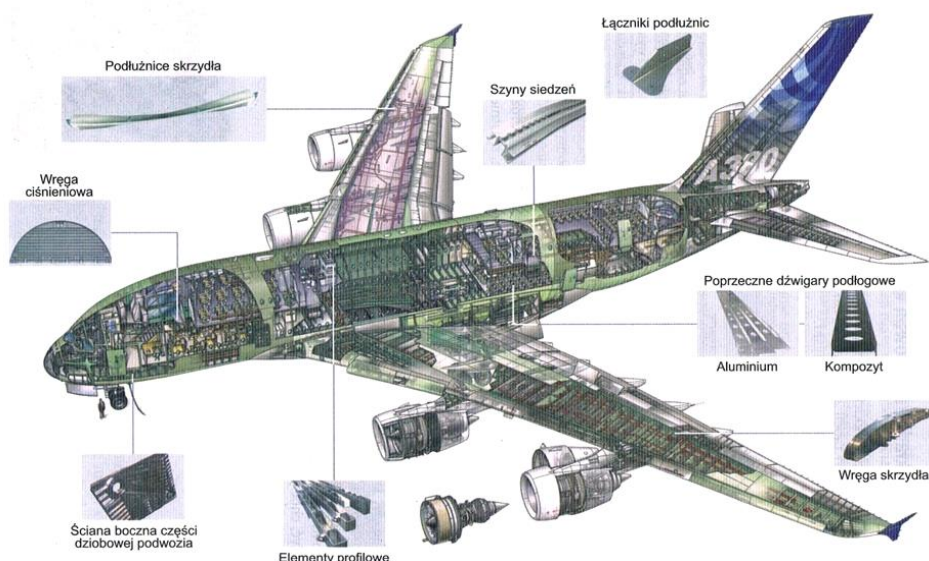
2.1.4. Zastosowanie aluminium i jego stopów

Biorąc pod uwagę zawartość domieszek, aluminium dzieli się na dwie grupy [44, 120, 131]:

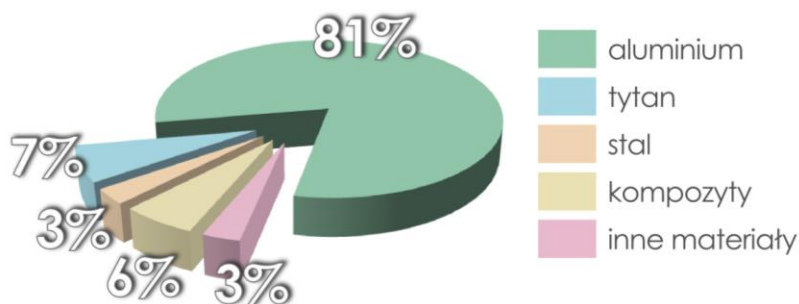
- aluminium hutnicze o ograniczonej czystości – stosowane w wytwarzaniu stopów, wielu wyrobów codziennego użytku, urządzeń w przemyśle spożywczym, opakowań spożywczych (folii) oraz niektórych przewodów elektrycznych,
- aluminium rafinowane o wysokiej czystości – stosowane w elektronice i elektrotechnice oraz w budowie specjalnej aparatury chemicznej.

Ze względu na małą wytrzymałość czystego aluminium szerokie zastosowanie znajdują jego stopy. Duża różnorodność stopów aluminium oraz różnice we właściwościach powodują, że są one używane w różnych gałęziach przemysłu. Analizując gospodarkę światową, stopy aluminium są stosowane głównie w następujących obszarach: transport, budownictwo, opakowania, elektrotechnika oraz elektronika, a także budowa maszyn i urządzeń [35, 48, 159].

Dynamiczny rozwój sektora lotniczego wpływa na ciągły postęp w opracowywaniu nowych materiałów, w tym stopów aluminium oraz ulepszania technologii ich wytwarzania [48, 100, 120]. Rysunek 2.2 przedstawia elementy wykonane ze stopów aluminium w samolocie Airbus A380, natomiast rysunek 2.3 udział procentowy typowych materiałów w masie płatowca najpopularniejszego samolotu pasażerskiego Boeing 737.



Rys. 2.2. Elementy ze stopów aluminium w samolocie Airbus A380 [120]



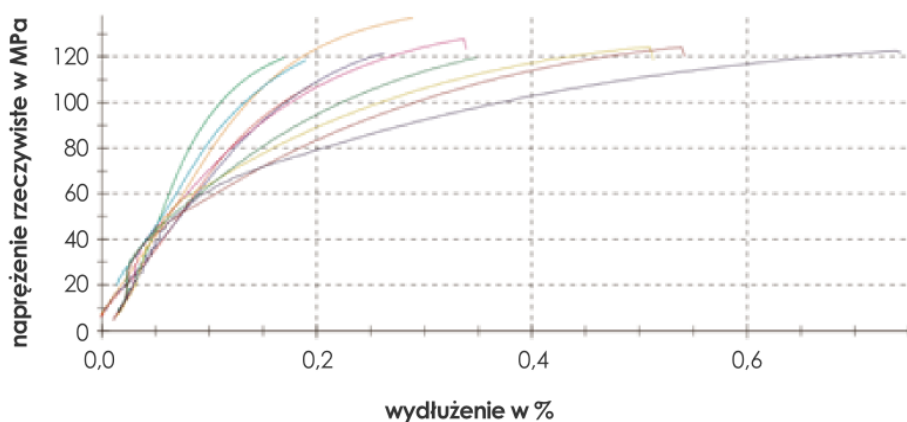
Rys. 2.3. Udział procentowy typowych materiałów w masie płatowca samolotu pasażerskiego Boeing 737 [100]

Przewiduje się, że w najbliższym czasie zastosowanie aluminium i jego stopów w przemyśle będzie stale rosnać [48].

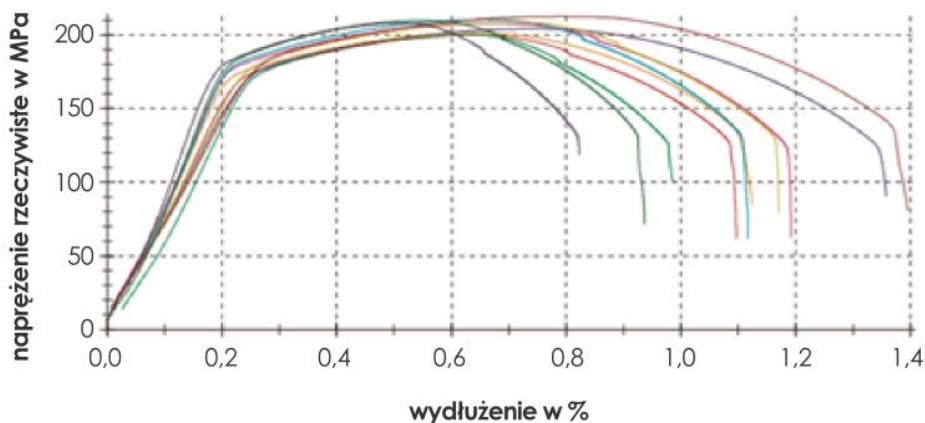
2.1.5. Charakterystyki materiałowe stopów aluminium

Znajomość właściwości mechanicznych stosowanych materiałów jest bardzo ważnym zagadnieniem. W licznych publikacjach [21, 24, 33, 36, 38, 98] pojawiają się charakterystyki materiałowe różnych stopów aluminium. Są one wyznaczone głównie w próbie rozciągania z uwzględnieniem wielu czynników, wśród których można wymienić przede wszystkim: temperaturę oraz prędkość odkształcenia.

W pracy [126] przedstawiono charakterystyki naprężenie-wydłużenie uzyskane dla odlewniczego stopu aluminium EN AC-43000 (rys. 2.4) oraz stopu aluminium do obróbki plastycznej EN AW-6082 (rys. 2.5). Analizując skrawalność obu materiałów, stop EN AC-43000 jest zaliczany do grupy 2, natomiast stop EN AW-6082, ze względu na dużą plastyczność, klasyfikuje się w grupie 1. Na podstawie otrzymanych wyników stwierdzono, że badane materiały różnią się właściwościami mechanicznymi. Stop odlewniczy EN AC-43000 charakteryzuje się większym modułem Younga $E = 74,5$ MPa, ale mniejszą wytrzymałością na rozciąganie $R_m = 121,7$ MPa niż stop do obróbki plastycznej EN AW-6082, dla którego moduł Younga wynosi $E = 65,7$ MPa, a wytrzymałość na rozciąganie $R_m = 204,9$ MPa (prawie 70% więcej niż w przypadku stopu odlewniczego).

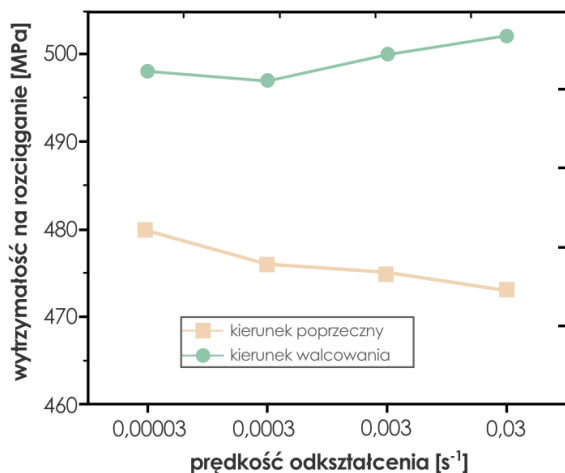


Rys. 2.4. Charakterystyka naprężenie-wydłużenie odlewniczego stopu aluminium EN AC-43000 [126]



Rys. 2.5. Charakterystyka naprężenie-wydłużenie stopu aluminium do obróbki plastycznej EN-AW 6082 [126]

Na rysunku 2.6 przedstawiono zależność między wytrzymałością na rozciąganie R_m a prędkością odkształcenia dla stopu aluminium AA2139-T351 (oznaczenie według Aluminium Association). Autorzy pracy [36] zauważyli także różnice właściwości mechanicznych w zależności od kierunku rozciągania w stosunku do kierunku walcowania. Podczas rozciągania w kierunku walcowania otrzymana wytrzymałość na rozciąganie R_m wahała się w przedziale 497–502 MPa, natomiast dla rozciągania w kierunku poprzecznym wytrzymałość na rozciąganie R_m wynosiła 473–480 MPa. Dodatkowo, stwierdzono, że wytrzymałość na rozciąganie R_m zmienia się nieznacznie wraz ze wzrostem prędkości odkształcenia.



Rys. 2.6. Zależność między wytrzymałością na rozciąganie R_m a prędkością odkształcenia dla stopu aluminium AA2139-T351 [36]

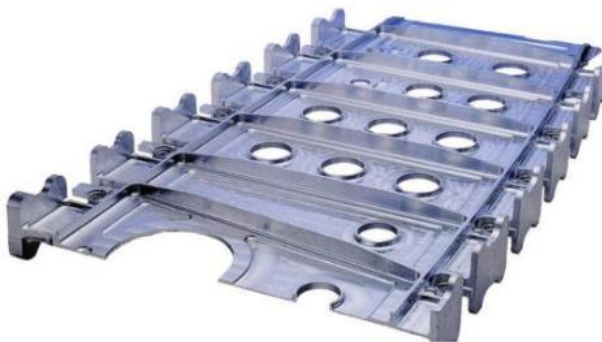
Wartości poszczególnych wskaźników mechanicznych materiału mogą się różnić w zależności od parametrów badania wytrzymałościowego [24, 36].

2.2. Charakterystyka procesu frezowania

2.2.1. Specyfika procesu frezowania

Frezowanie jest jednym ze sposobów wiórowej obróbki skrawaniem [65]. Jest ono realizowane przez narzędzie wieloostrzowe o zdefiniowanej geometrii, wykonujące ruch główny obrotowy. W przypadku ruchu posuwowego z reguły wykonuje go przedmiot obrabiany, rzadziej narzędzie lub zarówno przedmiot, jak i narzędzie jednocześnie. W procesie frezowania kierunki ruchów określane są zawsze jako przemieszczenie narzędzia względem przedmiotu obrabianego. Najczęściej torem ruchu posuwowego jest prosta, ale nowej generacji obrabiarki CNC dają możliwość również ruchu po krzywej płaskiej lub przestrzennej [46, 52, 121, 126].

Cechą charakterystyczną frezowania, odróżniającą go od innych sposobów obróbki skrawaniem, jest przerywana (okresowa) praca ostrzy. Oznacza to, że nie wszystkie krawędzie skrawające narzędzia pracują jednocześnie. Zapewnia to dobre warunki chłodzenia i spadek temperatury ostrzy. Jednak podczas frezowania obróbka zmiennej grubości warstwy skrawanej przez poszczególne ostrza wpływa negatywnie na stabilność procesu, wywołuje zmienne obciążanie ostrzy, powodujące drgania samowzbudne układu OUPN, czego efektem jest zmniejszona trwałość narzędzi oraz pogorszenie jakości wykonywanych części [46, 56, 121, 126]. Na rysunku 2.7 przedstawiono przykładowy, wykonany ze stopu aluminium, element strukturalny otrzymany w procesie frezowania.



Rys. 2.7. Alumiiniowy element strukturalny samolotu wykonany frezowaniem [120]

Frezowanie jest szeroko stosowane w przemyśle maszynowym do obróbki m.in.: płaszczyzn, rowków, otworów, gwintów, kół zębatach, w bardzo dużym zakresie wymiarów, zarówno odnoszących się do przedmiotów obrabianych, jak i narzędzi. Jest to najbardziej uniwersalny sposób obróbki skrawaniem pozwalający na wytwarzanie elementów o bardzo skomplikowanych kształtach. Dodatkowo, dynamiczny rozwój w obszarze wytwarzania narzędzi, a także maszyn CNC, daje możliwość ciągłego zwiększania wydajności procesu frezowania [46, 126].

2.2.2. Stabilność procesu frezowania

Stabilność procesu frezowania definiowana jest jako „stan, w którym drgania samowzbudne nie występują lub ulegają wygaszeniu” [128, 158]. W pracy [126] podano, że jest to odporność układu na generowanie drgań samowzbudnych. Jest to zjawisko złożone i uzależnione od wielu czynników, dlatego odpowiednie określenie warunków i parametrów skrawania jest niezwykle ważne. Niepożądane drgania samowzbudne układu OUPN znacząco pogorszą jakość powierzchni obrobionych, zmniejszają dokładność wymiarowo-kształtową, skracają trwałość narzędzi skrawających oraz obniżają wydajność obróbki [26, 128, 133, 163].

Istnieje wiele przyczyn powstawania drgań samowzbudnych podczas obróbki skrawaniem. Jednym z ich głównych źródeł jest tzw. „efekt regeneracyjny” związany z pojawianiem się karbów, czyli śladów na powierzchni po przejściu ostrza skrawającego. W procesie frezowania przerywana praca poszczególnych ostrzy frezu powoduje ich odchylenie od przedmiotu obrabianego. W konsekwencji po przejściu ostrza na powierzchni obrobionej tworzy się falista struktura, w którą wchodzi następne ostrze. Jeśli częstotliwość wchodzenia ostrza w materiał nie równa się częstotliwości drgań pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym, powstaje przesunięcie fazowe kolejnych ostrzy. Skutkuje to zmieniającymi się grubościami warstwy skrawanej h , które prowadzą do zmiennych wartości siły skrawania i generowania drgań samowzbudnych [10, 28, 122, 126, 128, 177]. Chwilową grubość warstwy skrawanej h opisuje równanie (2.1) [66]:

$$h = h_0 - x(t) + x(t - \tau), \quad (2.1)$$

gdzie: h – chwilowa grubość warstwy skrawanej, h_0 – statyczna grubość warstwy skrawanej, $x(t)$ – aktualne przemieszczenie narzędzia względem przedmiotu obrabianego, $x(t - \tau)$ – przemieszczenie narzędzia przy poprzednim ostrzu, τ – opóźnienie czasowe, czyli czas między przejściami kolejnych ostrzy ($\tau = \frac{60}{zn}$, z – liczba ostrzy narzędzia, n – prędkość obrotowa wrzeciona).

W celu zapewnienia stabilności podczas procesu frezowania częstotliwość wchodzenia ostrza w materiał f_E powinna być równa częstotliwości karbowania f_A (tzn. częstotliwości drgań pomiędzy narzędziem a przedmiotem obrabianym) lub częstotliwość wchodzenia ostrza w materiał f_E powinna odpowiadać całkowito-liczbowemu stosunkowi częstotliwości drgań karbujących f_A (2.2) [28, 126]:

$$f_E = \frac{f_A}{k}, k = 1, 2, 3, \dots \quad (2.2)$$

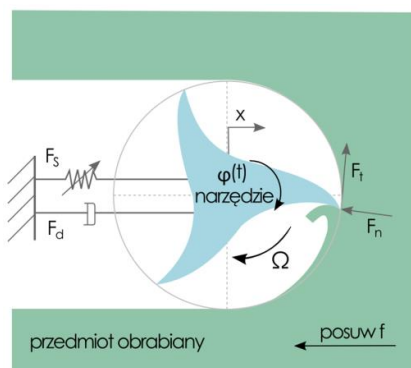
Należy również zaznaczyć, że karbowanie (ang. *chatter*) może wynikać zarówno z niestabilności przedmiotu obrabianego, szczególnie podczas obróbki elementów cienkościennych [25, 34], jak i narzędzia [9, 126].

Szeroko stosowaną metodą prognozowania stabilności układu OUPN jest eksperymentalna analiza modalna pozwalająca na wyznaczanie krzywych workowych (ang. *stability lobes*), które przedstawiają zależności pomiędzy różnymi kombinacjami technologicznych parametrów skrawania oraz wskazują obszary stabilne i niestabilne. W przypadku frezowania jest to zazwyczaj głębokość skrawania a_p (lub szerokość frezowania a_e) w funkcji prędkości obrotowej n . Znajomość położenia tych krzywych pozwala na dobór optymalnych parametrów obróbki skrawaniem i uniknięcie drgań samowzbudnych [64, 128, 156, 157, 177].

Modelowanie procesu frezowania jest bardzo skomplikowane ze względu na przerywaną pracę ostrzy skrawających. Autorzy prac [43, 66, 69, 139, 164, 169] podejmują próby symulacji numerycznych oraz rozwiązań analitycznych problemów związanych z niestabilnością frezowania, budując modele obliczeniowe

o jednym lub dwóch stopniach swobody. Aby przeprowadzić analizę stabilności konieczna jest znajomość zależności pomiędzy siłą skrawania a drganiami narzędzia względem przedmiotu obrabianego. Określane jest to jako dynamiczna charakterystyka procesu skrawania [66].

W publikacji [139] frez przedstawiono jako narzędzie zawieszone na sprężysto-tłumiących elementach o właściwościach określonych w postaci liniowej siły tłumienia F_d oraz nieliniowej siły sprężystości F_s (rys. 2.8).



Rys. 2.8. Model frezowania o jednym stopniu swobody [138]

Model frezowania o jednym stopniu swobody opisano równaniem różniczkowym (2.3), które przekształcono i otrzymano ostateczne równanie ruchu (2.4):

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx + \gamma x^3 = a_p \sum_{j=1}^z (h_j(t)^\kappa (-K_t \cos \varphi_j - K_n \sin \varphi_j) g_j H(h_j)), \quad (2.3)$$

$$\ddot{x} + 2\xi\omega_n\dot{x} + \omega_n^2 x + \frac{\gamma}{m}x^3 = \frac{a_p}{m} \sum_{j=1}^z (h_j(t)^\kappa (-K_t \cos \varphi_j - K_n \sin \varphi_j) g_j H(h_j)), \quad (2.4)$$

gdzie: m – masa narzędzia, c – współczynnik tłumienia wiskotycznego, k – liniowy współczynnik sztywności, γ – nieliniowy współczynnik sztywności, a_p – głębokość skrawania, h_j – grubość warstwy skrawanej, κ – współczynnik zależny od materiału obrabianego, K_t , K_n – współczynniki oporu skrawania związane z właściwościami materiału obrabianego, φ_j – kątowe położenie j -tego ostrza ($j = 1, 2, z$), g_j – aktywność j -tego ostrza, $H(h_j)$ – nieciągła funkcja Heaviside'a, ζ – współczynnik tłumienia frezu, ω_n – częstość drgań własnych frezu.

W innej pracy [164] przedstawiono model frezowania o dwóch stopniach swobody, w którym uwzględniono zarówno podatność narzędzia, jak i materiału obrabianego (w tym samym kierunku), a także występujące zjawiska nieliniowe. Wprowadzono również wymuszenie zewnętrzne, oddziałujące na przedmiot,

mające na celu zwiększenie obszarów stabilnego skrawania. Autorzy publikacji [169] przedstawili matematyczny model frezowania (o jednym stopniu swobody) opisany za pomocą równania różniczkowego z przesuniętym argumentem (2.5):

$$\ddot{x}(t) + 2\xi\omega_n\dot{x}(t) + \omega_n^2x(t) = \frac{a_ph(t)}{m}(x(t) - x(t - \tau)), \quad (2.5)$$

gdzie: ζ – współczynnik tłumienia, ω_n – częstotliwość kątowna, a_p – głębokość skrawania, m – masa, $x(t)$ – przesunięcie w obecnym okresie, $x(t - \tau)$ – przesunięcie w poprzednim okresie, τ – opóźnienie czasowe równe okresowi przejścia narzędzia T , $h(t)$ – chwilowa grubość wióra.

2.2.3. Odmiany frezowania

Podziału procesu frezowania można dokonać w oparciu o wzajemnie ze sobą powiązane czynniki, wśród których wymienia się m.in.: rodzaj obrabianej powierzchni, rodzaj stosowanego narzędzia oraz kinematykę procesu [121]. W tabeli 2.2 przedstawiono klasyfikację frezowania pod względem technologicznym, konstrukcyjnym oraz kinematycznym.

Tab. 2.2. Klasyfikacja procesu frezowania [46, 56, 126]

Kryterium klasyfikacji	Odmiana frezowania	Charakterystyka
Względy technologiczne	frezowanie walcowe (obwodowe)	oś frezu jest równoległa do powierzchni obrabianej – skrawanie odbywa się ostrzami z powierzchni walcowej narzędzia
	frezowanie czołowe	oś frezu jest prostopadła do powierzchni obrabianej – skrawanie odbywa się ostrzami umieszczonymi na czole narzędzia,
	frezowanie skośne	oś frezu tworzy z powierzchnią obrabianą kąt różny od 0° i 90°
Względy konstrukcyjne	frezowanie pełne (trzystronne)	w przedmiocie powstają trzy powierzchnie obrobione
	frezowanie niepełne (dwustronne)	w przedmiocie powstają dwie powierzchnie obrobione
	frezowanie swobodne (jednostronne)	w przedmiocie powstaje jedna powierzchnia obrobiona
Względy kinematyczne	frezowanie przeciwbieżne	kierunek ruchu posuwowego jest przeciwny do kierunku obrotu frezu
	frezowanie współbieżne	kierunek ruchu posuwowego jest zgodny z kierunkiem obrotu frezu

Ponadto, wyróżnia się również frezowanie walcowo-czołowe, podczas którego skrawanie odbywa się jednocześnie ostrzami umieszczonymi na powierzchni walcowej, jak i czołowej. W tej odmianie główną pracę skrawania wykonują ostrza leżące na obwodzie narzędzia, a ostrza czołowe mają za zadanie wygładzenie powierzchni obrabianego elementu [56, 126].

Podział frezowania ze względu na kinematykę procesu jest istotny, ponieważ między frezowaniem przeciwbieżnym a współbieżnym występują znaczne różnice [46]. Frezowanie przeciwbieżne charakteryzuje się tym, że w momencie zagłębiania ostrza w materiał, przekrój warstwy skrawanej jest najmniejszy, a wartość maksymalną osiąga na końcu jego pracy (dla $a_e < d/2$). W związku z tym po rozpoczęciu właściwego frezowania (wcześniej występuje zgniatanie materiału obrabianego), opór skrawania jest najmniejszy i stale rośnie. Wpływa to na szybsze zużywanie się krawędzi skrawającej i pogorszenie jakości powierzchni obrobionych. W przypadku frezowania współbieżnego jest odwrotnie, ostrze rozpoczynając pracę skrawa największą grubość warstwy skrawanej, która stopniowo maleje (dla $a_e < d/2$). Analogicznie wygląda rozkład oporu skrawania. Frezowanie współbieżne, w porównaniu do frezowania przeciwbieżnego, cechuje się większą wydajnością i trwałością ostrzy narzędzia oraz lepszą jakością uzyskiwanych powierzchni [46, 56, 84].

Podsumowując, w praktyce przemysłowej, gdzie szerokie zastosowanie znajdują maszyny CNC, podczas obróbki zgrubnej wykorzystuje się połączenie frezowania współbieżnego z przeciwbieżnym. Ma to na celu redukcję zbędnych ruchów ustawczych, zwiększających wydajność obróbki. Natomiast przy obróbce wykończeniowej zaleca się stosowanie frezowania współbieżnego, zapewniającego lepszą jakość obrobionych powierzchni [126].

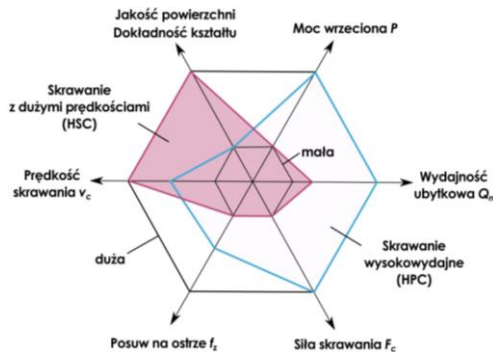
2.2.4. Kierunki rozwoju frezowania

Dynamiczny postęp w zakresie wytwarzania narzędzi skrawających, obrabiarek CNC i oprogramowania wspomagającego wytwarzanie (CAM) przyczynia się do ciągłego udoskonalania procesów obróbki skrawaniem [126]. Wśród głównych kierunków rozwoju frezowania wymienia się m.in. [117–120]:

- skrawanie z dużymi prędkościami HSC (*High Speed Cutting*),
- skrawanie wysokowydajne HPC (*High Performance Cutting*).

Istotne jest, iż nie są określone jednoznaczne parametry skrawania wyznaczające granice pomiędzy wyżej wymienionymi technologiami oraz obróbką konwencjonalną. Wynika to ze ścisłej korelacji warunków procesu i rodzaju materiału obrabianego [57]. Rysunek 2.9 przedstawia porównanie HSC i HPC.

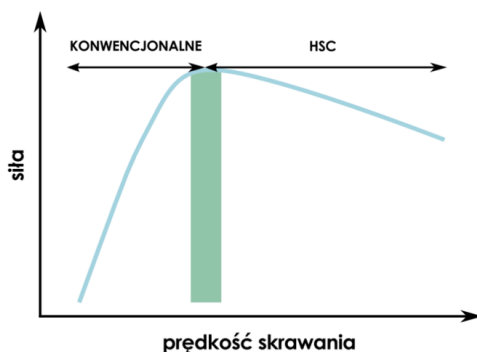
HSC i HPC mogą mieć zastosowanie do obróbki takiej jak: „skrawanie twarde” (obróbka materiałów w stanie utwardzonym), „skrawanie suche” (obróbka bez udziału cieczy chłodząco-smarującej) i „skrawanie quasi-suche” (obróbka z minimalnym smarowaniem) [118, 120].



Rys. 2.9. Porównanie skrawania z dużymi prędkościami (HSC) i skrawania wysokowydajnego (HPC) [120]

Cechą charakterystyczną High Speed Cutting, w porównaniu do obróbki konwencjonalnej, jest 5–10-krotny wzrost prędkości skrawania v_c , zależny od rodzaju materiału obrabianego [118, 120, 173]. Podczas obróbki HSC stosuje się również podwyższone wartości posuwu na ostrze f_z i znacznie mniejsze przekroje warstwy skrawanej, niż w podejściu tradycyjnym. Rzeczywista prędkość skrawania v_c jest uzależniona jednak nie tylko od gatunku materiału obrabianego, ale także m.in. od: możliwości obrabiarki, geometrii i materiału narzędzia.

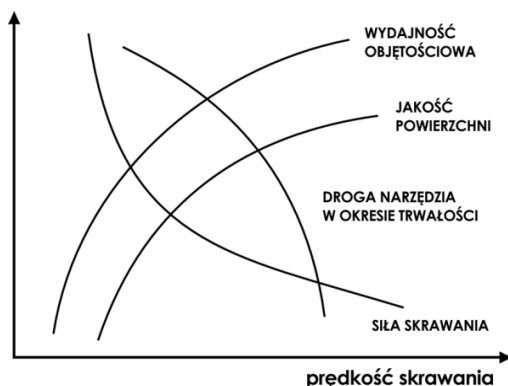
W literaturze pojawia się także pojęcie „granicznej prędkości skrawania” v_{cgr} po przekroczeniu której siła skrawania zaczyna spadać. Przyjmuje się, iż obróbka z dużymi prędkościami HSC zaczyna się w momencie zauważalnego zmniejszenia siły skrawania wraz ze wzrostem prędkości skrawania v_c [3, 7, 50, 120, 124, 126, 174]. Rysunek 2.10 prezentuje poglądową ilustrację przebiegu siły skrawania w funkcji prędkości skrawania dla obróbki konwencjonalnej i HSC.



Rys. 2.10. Poglądowa ilustracja przebiegu siły skrawania w funkcji prędkości skrawania dla obróbki konwencjonalnej i HSC [7]

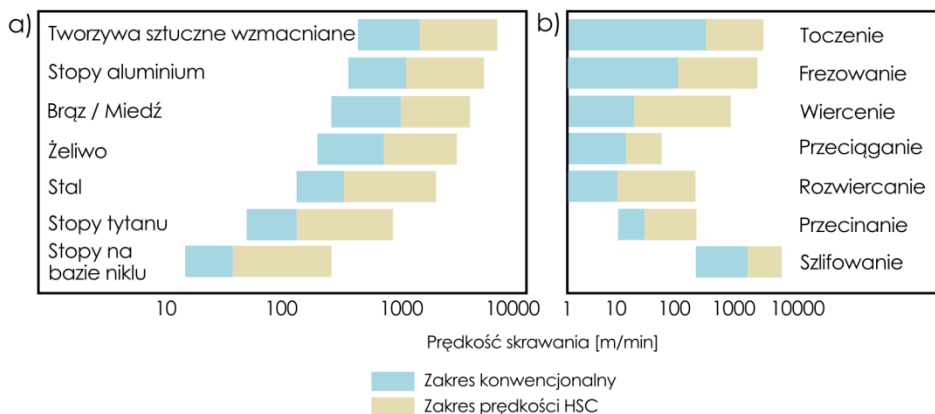
Stosowanie HSC pozwala skrócić czas główny skrawania (nawet o ponad 30%), zwiększyć wydajność ubytkową, zredukować siłę skrawania oraz uzyskać

lepszą jakość powierzchni obrabianej. Do zalet obróbki z dużymi prędkościami zalicza się również: ograniczone tworzenie zadziorów, lepsze odprowadzanie wiórów i zwiększoną stabilność procesu [50, 57, 82, 120, 123, 160, 168]. Na rysunku 2.11 przedstawiono wpływ wzrostu prędkości skrawania na wybrane charakterystyki procesu skrawania.



Rys. 2.11. Wpływ wzrostu prędkości skrawania na wybrane charakterystyki procesu skrawania [121]

High Speed Cutting znajduje zastosowanie przede wszystkim do obróbki stopów metali lekkich oraz tworzyw i kompozytów polimerowych (np.: wzmacnianych włóknami szklanymi i węglowymi). Dodatkowo możliwe jest również skrawanie stali wysokostopowych i żeliwa [40, 57]. Rysunek 2.12 prezentuje zakresy prędkości skrawania v_c dla obróbki konwencjonalnej i HSC w zależności od rodzaju materiału obrabianego i sposobu skrawania.



Rys. 2.12. Zakresy prędkości skrawania v_c dla obróbki konwencjonalnej i HSC w zależności od: a) rodzaju materiału obrabianego, b) sposobu skrawania [40]

High Speed Cutting jest szeroko stosowane w przemyśle lotniczym, kosmicznym, motoryzacyjnym i precyzyjnym. Znajduje zastosowanie przy wytwarzaniu zarówno elementów cienkościennych o grubości wynoszącej nawet 0,1 mm, jak i o bardzo skomplikowanych kształtach. Coraz częściej jest również wykorzystywane przy obróbce form i matryc [5, 41, 61, 80, 178].

Narzędziom skrawającym stosowanym w obróbce HSC stawiane są dużo wyższe wymagania niż przy frezowaniu konwencjonalnym. Jednym z podstawowych ograniczeń jest ich zbyt mała trwałość, wynikająca z podwyższonej prędkości skrawania [57]. Materiałami narzędziowymi stosowanymi podczas HSC są głównie węgliki spiekane, ceramika narzędziowa, polikrystaliczny diament (PKD) i regularny azotek boru (CBN). Do skrawania stopów metali lekkich wykorzystuje się przede wszystkim węgliki spiekane z grupy K (powlekane i niepowlekane) oraz polikrystaliczny diament (PKD). Narzędzia skrawające przeznaczone do HSC powinny cechować się m.in.: większą odpornością na zużycie (nanoszone są dodatkowe powłoki przeciwszyciowe) [22], większą dokładnością (bicie promieniowe i osiowe powinno być jak najmniejsze), dużą sztywnością statyczną i dynamiczną, odpornością na działanie sił odśrodkowych występujących przy zwiększonych prędkościach obrotowych. W obróbce szybkościowej zastosowanie znajdują głównie frezy monolityczne. Dodatkowo, geometria narzędzia powinna zapewniać odpowiednie formowanie wiórów i ułatwiać ich odprowadzanie ze strefy skrawania [57, 120, 121, 126].

Nowoczesne obrabiarki CNC przeznaczone do obróbki HSC są wyposażane w szybkoobrotowe elektrowrzeciona zazwyczaj z łożyskowaniem hybrydowym oraz liniowe napędy osi posuwowych z przyspieszeniami 1–2 g. Cechami charakteryzującymi tego typu maszyny są m.in.: wysoka sztywność, duża moc (dochodząca do 60kW) i prędkość obrotowa wrzeciona (nawet 60 000 obr/min), wysokie wartości posuwów roboczych oraz ustawczych, duża dokładność przemieszczeń, a także sterowanie CNC pozwalające na przeliczanie przemieszczeń z wyprzedzeniem (funkcja *look-ahead* – wczytuje i analizuje kod NC z wyprzedzeniem 150–200 bloków) oraz umożliwiające projektowanie właściwego toru narzędzia [59, 60, 99, 126, 150].

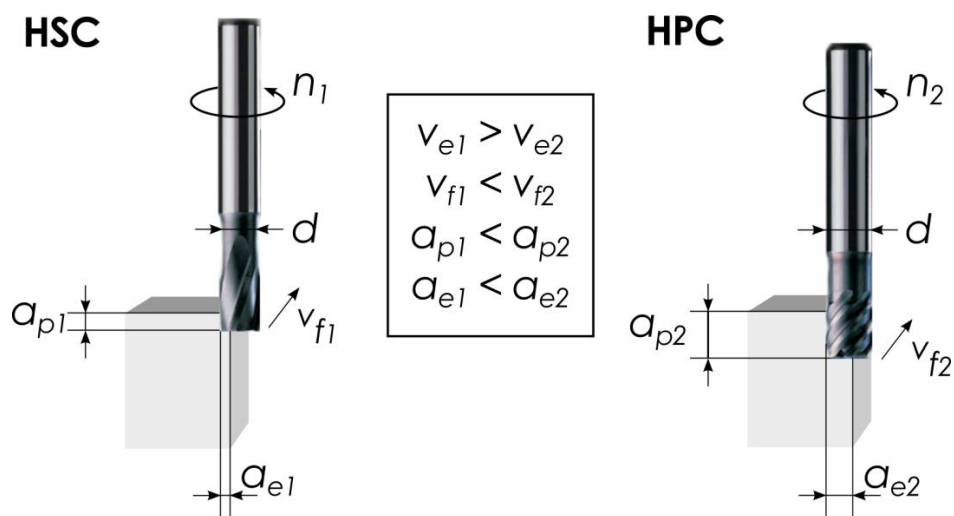
High Performance Cutting charakteryzuje się zwiększoną objętością usuwanego materiału w jednostce czasu podczas procesu skrawania. Jest to możliwe dzięki zastosowaniu większych, niż przy obróbce konwencjonalnej, wartości parametrów technologicznych, tj.: prędkości skrawania v_c , posuwu na ostrze f_z oraz głębokości skrawania a_p , zależnych głównie od rodzaju materiału obrabianego. Wysokowydajna obróbka HPC zakłada maksymalne wykorzystanie mocy wrzeciona obrabiarki w celu zwiększenia wydajności ubytkowej oraz redukcję czasów pomocniczych, wynikającą ze zwiększenia prędkości pozycjonowania oraz skrócenia czasu wymiany narzędzi [28–30, 32, 120].

Specjalne wymagania stawiane są także narzędziom skrawającym stosowanym podczas obróbki HPC. Przede wszystkim muszą być one przystosowane do

przenoszenia dużo większych sił skrawania i obciążeń cieplnych. Umożliwia to duży postęp w opracowywaniu nowych i modyfikacji istniejących materiałów narzędziowych oraz dostosowywaniu geometrii i konstrukcji narzędzi. Coraz częściej na części robocze nanosi się powłoki narzędziowe, które wpływają na właściwości skrawne i eksploatacyjne narzędzia. Zwiększają one wydajność obróbki oraz trwałość ostrzy [22, 86, 96, 116, 126].

Maszyny przeznaczone do HPC również są wyposażane w szybkoobrotowe elektrowrzeciona o mocy przynajmniej 60 kW (niekiedy nawet przekraczającej 100 kW) i prędkościach obrotowych w zakresie 10 000–16 000 obr/min. Obrabiarki powinny charakteryzować się zwartą konstrukcją, nowoczesnym (zazwyczaj hybrydowym) łożyskowaniem, sterowaniem CNC oraz zintegrowanym systemem nadzorowania [57, 94, 126].

Porównując obie technologie (rys. 2.13) można stwierdzić, że podczas HPC stosowane są większe wartości głębokości skrawania a_p (dosuw osiowy), szerokości frezowania a_e (dosuw promieniowy) oraz posuwu na ostrze f_z przy mniejszej prędkości skrawania v_c . Natomiast HSC charakteryzuje większa prędkość skrawania v_c i mniejsze przekroje warstwy skrawanej. Dla HSC i HPC występują również odmienne warunki styku ostrzy narzędzi z przedmiotem obrabianym. W przypadku HPC, kąt styku dochodzący do 180° powoduje silne nagrzewanie ostrzy i w związku z tym uzasadnione jest stosowanie mniejszej prędkości skrawania v_c w porównaniu do obróbki HSC, dla której kąt styku jest dużo mniejszy (około 30°). Ponadto, znacząco gorszą jakość powierzchni uzyskuje się po skrawaniu wysokowydajnym HPC [118–120].



2.13. Porównanie podstawowych parametrów skrawania w HSC i HPC [40]

Efektom przedstawionych różnic jest odmienne przeznaczenie obu technologii. High Speed Cutting jest stosowane do obróbki wykończeniowej, natomiast High Performance Cutting do obróbki zgrubnej lub kształtującej [29, 31, 174].

Autorzy prac [80, 120] sformułowali następujące ważniejsze warunki efektywnego stosowania HSC i HPC:

- stosowanie precyzyjnych oprawek narzędziowych, zapewniających stabilny przebieg obróbki,
- używanie wyrównoważonych narzędzi wykonanych z wysokiej jakości materiałów narzędziowych,
- stosowanie narzędzi skrawających o odpowiedniej geometrii wyposażonej w łamacze, zwijacze lub rozdrabniacze wiórów z właściwie ukształtowaną powierzchnią natarcia, ułatwiającą usuwanie wiórów z przestrzeni roboczej,
- zapewnianie poprawnego toru ruchu narzędzia skrawającego,
- stosowanie odpowiednio dobranej strategii obróbki,
- zapewnianie prawidłowego mocowania i ustalania przedmiotów obrabianych,
- używanie właściwej cieczy chłodząco-smarującej wraz z dostosowaniem jej podawania.

Duże zainteresowanie HSC i HPC, szczególnie ze strony przemysłu lotniczego, implikuje ich dynamiczny rozwój, który jest możliwy dzięki wykorzystywaniu coraz nowszych materiałów narzędziowych, ulepszaniu geometrii i konstrukcji narzędzi, modyfikowaniu budowy obrabiarek i usprawnianiu sterowania CNC [90, 126].

Ważnym kierunkiem w rozwoju obróbki skrawaniem jest także mikrofrezowanie, któremu w ostatnim czasie poświęca się dużo uwagi. Jest to „proces związany z wytwarzaniem elementów o wymiarach w zakresie od kilkuset mikrometrów do kilku milimetrów z tolerancjami często nieprzekraczającymi $1\ \mu\text{m}$ ” [130]. Główną różnicą pomiędzy mikrofrezowaniem a frezowaniem tradycyjnym jest występująca podczas mikrofrezowania niewielka grubość warstwy skrawanej h . W wielu przypadkach jest ona porównywalna z promieniem zaokrąglenia głównej krawędzi skrawającej i wynosi mniej niż $10\ \mu\text{m}$. Ze względu na to, że minimalna grubość warstwy skrawaniem $h_{\min}$ jest wartością graniczną definiującą początek obróbki skrawaniem, jej poprawne określenie, dla danych warunków obróbki, jest bardzo ważne. Jeżeli grubość warstwy skrawanej h jest mniejsza od wymaganej $h_{\min}$, materiał ulega odkształceniom sprężystym i ugniataniu przez ostrze skrawające. W przypadku, gdy grubość warstwy skrawanej h jest równa wartości minimalnej $h_{\min}$, to pojawiają się wtedy odkształcenia sprężysto-plastyczne z częściowym skrawaniem. W momencie przekroczenia minimalnej grubości warstwy skrawanej $h_{\min}$ następuje skrawanie właściwe i usuwanie materiału w postaci wiórów. Minimalną grubość warstwy skrawanej można wyznaczać różnymi metodami: analityczną, numeryczną i doświadczalną [70, 97, 115, 130, 165, 166].

2.3. Obróbka skrawaniem elementów cienkościennych

2.3.1. Podstawowe cechy geometryczne elementów cienkościennych

Rosnące zainteresowanie tematyką związaną z obróbką elementów cienkościennych wynika z ich szerokiego zastosowania w wielu gałęziach przemysłu, w szczególności w sektorze lotniczym oraz motoryzacyjnym. W samolotach cienkie ścianki posiadają elementy kadłubów, podwozi, korpusów itp. [167, 170, 171].

W zależności od rodzaju elementu cienkościennego występują różne próby jego definiowania. Autor pracy [63] przedstawia stosunek grubości ścianki rury do jej średnicy wynoszący $1/10$ jako kryterium rozróżnienia rury cienkościennej od grubościennej. Poniżej tej wartości można mówić o elemencie cienkościennym. W przypadku płyt przyjmuje się relację między długością ich krótszych boków p a grubością h :

- super cienkie płyty – $h/p < 1/100$,
- cienkie płyty – $1/100 \leq h/p \leq 1/5$,
- grube płyty – $h/p > 1/5$.

W związku z tym, że elementy cienkościenne mogą mieć różne kształty, przedstawione zależności można przyjąć jako ogólne wytyczne [63].

Coraz częściej, szczególnie w sektorze lotniczym, pojawia się określenie integralnych (strukturalnych) elementów cienkościennych (rys. 2.14). Charakteryzują się one jednolitą konstrukcją, stosunkowo dużą sztywnością, małą masą w porównaniu do wymiarów gabarytowych oraz wysokim stosunkiem wytrzymałości do masy własnej [88, 126, 143, 167].



Rys. 2.14. Przykłady integralnych części lotniczych [8]

Obecnie elementy integralne są wytwarzane głównie na nowoczesnych 5-osio- wych centrach obróbkowych przy zastosowaniu wysokowydajnych technologii obróbki skrawaniem, takich jak: HSC i HPC. Bardzo często do ich produkcji stosuje się monolityczne płyty wykonywane m.in. ze stopów metali lekkich (aluminium, tytanu). Podczas wysokowydajnego frezowania tego typu elementów wióry stanowią niekiedy nawet 95% masy półfabrykatu [16, 88, 89, 141, 143].

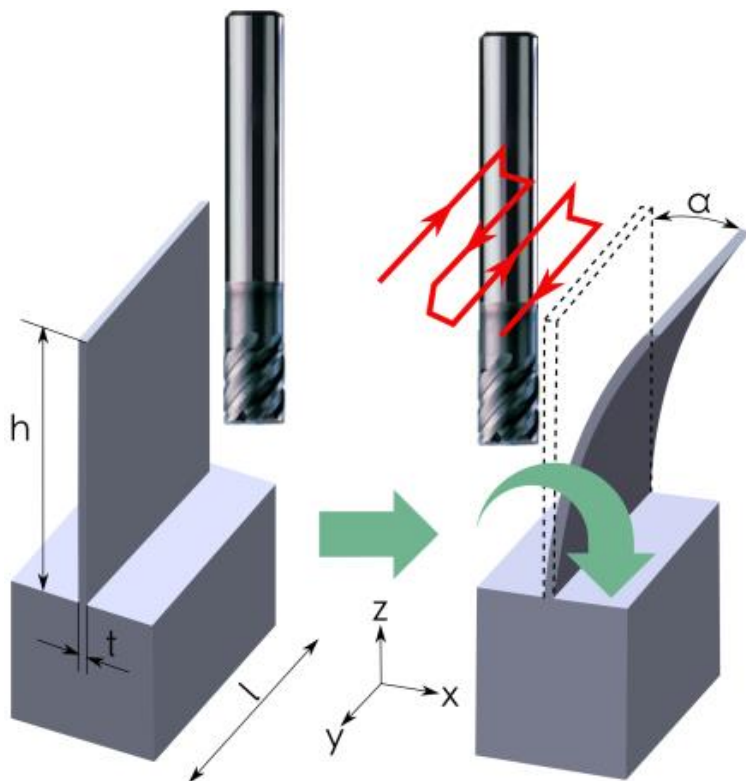
Możliwość wykonywania skomplikowanych struktur lotniczych jako pojedyn- czych elementów integralnych wyeliminowała zespoły montowane niekiedy na- wet z kilkuset części. Wśród przykładów wymienić można hamulec aerodyna- miczny myśliwca F-15, który wytwarzany tradycyjnie składał się z około 500 czę- ści, a jego proces produkcyjny trwał 3 miesiące. Dzięki zastosowaniu połączenia technologii HPC i HSC oraz nowej generacji obrabiarek sterowanych numerycz- nie wykonuje się go jako jeden element integralny w przeciągu kilku dni. Kolej- nym przykładem jest kłapa podwozia głównego samolotu transportowego C-17. Pierwotnie była ona produkowana jako konstrukcja złożona z części wykonanych z profili i blach. Obecnie jest to również jeden element integralny [4, 7].

W porównaniu do zespołu montowanego z wielu części, struktura integralna charakteryzuje się m.in. [7, 80]:

- zmniejszeniem masy konstrukcji (nawet o 80%),
- redukcją liczby połączeń,
- minimalizacją pracochłonności oraz kosztów związanych z montażem.

2.3.2. Problemy technologiczne w obróbce elementów cienkościennych

Jednym z głównych problemów pojawiających się podczas obróbki skrawa- niem elementów cienkościennych są ich odkształcenia sprężyste oraz plastyczne. Odkształcenia sprężyste prowadzą do powstawania błędów geometrycznych i drgań oraz pogarszają jakość powierzchni obrobionych. Jest to spowodowane zjawiskiem uginania się przedmiotu pod wpływem oddziaływania krawędzi skra- wającej. Odkształcenia plastyczne wywołują błędy kształtu oraz generują naprę- żenia własne, które są trudne do usunięcia z warstwy wierzchniej elementu i po- wodują trwałe zmiany jego wymiarów oraz kształtu. W praktyce przemysłowej do usunięcia zalegających naprężeń własnych stosuje się m.in. międzyoperacyjną obróbkę cieplną, np.: wyżarzanie odpężające. Istotne jest, iż ze względów eko- nomicznych dąży się do eliminacji takich operacji, ponieważ generują dodatkowe koszty i znacząco wydłużają czas wytwarzania [16, 23, 85, 88, 136, 176]. Na ry- sunku 2.15 przedstawiono schematycznie odkształcenie cienkościennej ścianki przedmiotu pod wpływem narzędzia skrawającego.



Rys. 2.15. Odształcenie cienkościennej ścianki pod wpływem narzędzia skrawającego [146]

W przemyśle bardzo często występują problemy związane z wielkogabarytowymi elementami cienkościennymi i ich znacznymi deformacjami powstającymi bezpośrednio po usunięciu sił mocujących. Zakłada się, że pojawiające się odkształcenia mogą mieć m.in. następujące przyczyny [55, 90, 95]:

- naprężenia własne poobróbkowe wprowadzane podczas obróbki skrawaniem,
- naprężenia własne wprowadzane podczas wytwarzania półfabrykatu (tzw. efekt historii technologicznej),
- naprężenia własne wprowadzane podczas obróbki cieplnej.

Istotny jest więc końcowy stan naprężeń własnych w warstwie wierzchniej po obróbce skrawaniem [55, 95].

Cienkościenne elementy lotnicze zazwyczaj są konstrukcjami kieszeniowymi wykonanymi ze stopów aluminium do przeróbki plastycznej. W takim przypadku często jako półfabrykaty stosowane są walcowane płyty, posiadające odmienne właściwości strukturalne i mechaniczne w poszczególnych kierunkach w stosunku do kierunku walcowania (zjawisko anizotropii). Jest to związane z akumulacją naprężeń własnych będących efektem historii technologicznej półfabrykatu. Podczas obróbki skrawaniem następuje zakłócenie stanu równowagi zalegających

naprężeń i wprowadzenie nowych, co w konsekwencji prowadzi do niepożądanych odkształceń [37, 55, 67, 87, 92, 95, 175].

Odkształcenia elementów cienkościennych są trudne do dokładnego prognozowania, ponieważ oprócz naprężeń własnych, wynikają one z szeregu innych czynników, takich jak: temperatura, siły mocowania, siły skrawania itp. [23, 55, 144].

Wśród częstych problemów pojawiających się przy obróbce elementów cienkościennych wymienić można dodatkowo [14, 63, 126]:

- utrzymanie dobrej jakości powierzchni,
- trudności w uzyskiwaniu odpowiedniej dokładności wymiarowo-kształtowej,
- występowanie drgań samowzbudnych typu *chatter* zaburzających stabilność procesu skrawania – istnieje możliwość ich prognozowania za pomocą eksperymentalnej analizy modalnej i wyznaczania krzywych workowych dla ustalonych warunków procesu.

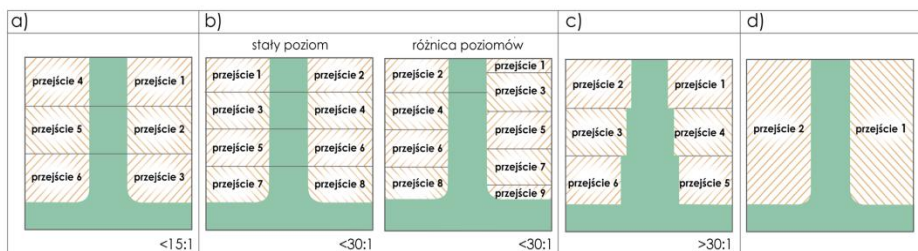
2.3.3. Strategie w obróbce frezowaniem elementów cienkościennych

Zwiększenie dokładności wymiarowo-kształtowej wytwarzanych elementów cienkościennych uzyskuje się stosując następujące sposoby minimalizacji błędów obróbki [140, 176]:

- dobór odpowiedniej strategii frezowania,
- podwyższenie prędkości skrawania v_c (HSC),
- racjonalizacja parametrów skrawania (w szczególności posuwu na ostrze f_z oraz szerokości frezowania a_e), mająca na celu zmniejszenie składowej siły skrawania, prostopadłej do obrabianej ścianki.

Dobór optymalnej strategii obróbki elementów cienkościennych jest uzależniony głównie od stosunku wysokości obrabianej ścianki do jej grubości. Na jego podstawie wyróżnia się trzy przypadki [17, 140, 176]:

- mały stosunek wysokości do grubości $< 15:1$ (rys. 2.16a) – przy którym zaleca się frezowanie każdej strony ścianki oddzielnie w niezachodzących na siebie przejściach,
- umiarkowany stosunek wysokości do grubości $< 30:1$ (rys. 2.16b):
 - frezowanie na stałym poziomie – naprzemienne skrawanie ze stałą głębokością a_p obydwu stron ścianki, również w niezachodzących przejściach,
 - frezowanie z różnicą poziomów – naprzemienne frezowanie obydwu stron ścianki z niepokrywającymi się poziomami między kolejnymi przejściami, głębokość skrawania a_p przy pierwszym przejściu powinna wynosić $a_p/2$,
- duży stosunek wysokości do grubości $> 30:1$ (rys. 2.16c) – przy którym wskazana jest zamiana stron i stosowanie metody „choinki” pozwalającej na etapowe zbliżanie się do zadanej wartości grubości ścianki.



Rys. 2.16. Strategie obróbki cienkościennej ścianki w zależności od stosunku jej wysokości do grubości: a) poniżej 15:1, b) poniżej 30:1, c) powyżej 30:1, d) frezowanie na pełnej głębokości [176]

Generalnie przyjmuje się zasadę takiego planowania obróbki cienkich ścianek, aby materiał nieobrobiony podtrzymywał lokalnie materiał obrabiany [6]. Liczba przejść narzędzia zależy przede wszystkim od wymiarów frezowanej ścianki oraz przyjętej głębokości skrawania a_p . Istotne jest, że przy obróbce elementów cienkościennych zaleca się skracać czas kontaktu ostrza z przedmiotem obrabianym. Możliwe jest to dzięki stosowaniu podwyższonych prędkości skrawania v_c oraz małego współczynnika a_p/a_e . Dodatkowo, wskazane jest również pozostawianie nadkładu rzędu 0,1–1 mm na obróbkę wykończeniową [140, 176].

Autorzy prac [161, 175] podają następujące sposoby minimalizacji odkształceń elementów cienkościennych:

- optymalizacja parametrów technologicznych,
- optymalizacja geometrii narzędzia,
- optymalizacja ścieżki narzędzia,
- zaprojektowanie specjalnego uchwytu obróbkowego,
- równoczesna obróbka ścianki przedmiotu z obydwu stron.

W obróbce skrawaniem, szczególnie elementów lotniczych, funkcjonuje również „zasada 8:1” zalecająca frezowanie ścianki o grubości 1 mm z wykorzystaniem głębokości skrawania a_p równej 8 mm lub mniej. Inne wytyczne mówią, że korzystnie jest zostawiać usztywniające żebra (przede wszystkim po przeciwnej stronie do obrabianej powierzchni), które należy usunąć pod koniec procesu. Przedstawione wskazówki opierają się na doświadczeniu przemysłowym, zdobytym metodą prób i błędów [148, 161].

Symulacje przeprowadzone w pracy [11] wykazały, że w celu polepszenia dokładności wymiarowo-kształtowej oraz jakości powierzchni obrobionych elementów cienkościennych należy stosować zmienne parametry skrawania każdej warstwy skrawanej.

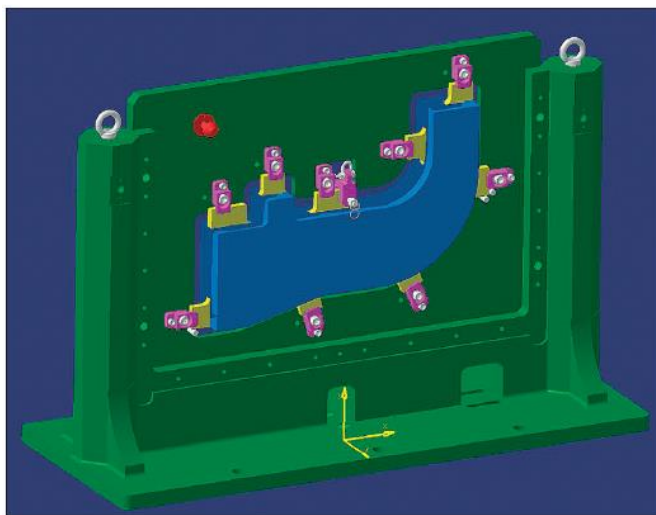
Coraz częściej pojawiają się zalecenia do wykonywania elementów z cienkimi ściankami na pełnej wysokości (rys. 2.16d). W takim przypadku, ważne jest stosowanie narzędzi charakteryzujących się dużą sztywnością i odpowiednią geometrią [126].

Podczas obróbki cienkościennych podstaw zaleca się rozpoczynać zagłębianie narzędzia od środka z użyciem interpolacji śrubowej. Następnie należy wykonywać obróbkę na zewnątrz od przyjętego punktu rozpoczęcia. W przypadku frezowania powierzchni, której przeciwna strona została już obrobiona powinno się stosować minimalny nacisk oraz używać narzędzi o jak najmniejszej liczbie krawędzi skrawających [140].

2.3.4. Mocowanie półfabrykatów podczas frezowania elementów cienkościennych

Prawidłowe opracowanie procesu technologicznego obróbki elementu cienkościennego jest zagadnieniem skomplikowanym, głównie ze względu na pojawiające się odkształcenia przedmiotu obrabianego. Ważną kwestią jest więc dobór odpowiedniego mocowania półfabrykatu nadającego mu jednoznaczne położenie w przestrzeni obróbkowej. Bardzo często wymaga to innowacyjnego podejścia, szczególnie w przypadku części wielkogabarytowych [90].

W pracy [2] przedstawiono specjalne rozwiązanie przyrządu, określanego jako „ramka” (rys. 2.17), składającego się z ramy (kolor zielony), elementów mocujących i dociskowych (kolory żółty i różowy) oraz okna (kolor niebieski), w którym umieszcza się przygotówkę ze specjalnie uformowanymi występami montażowymi.



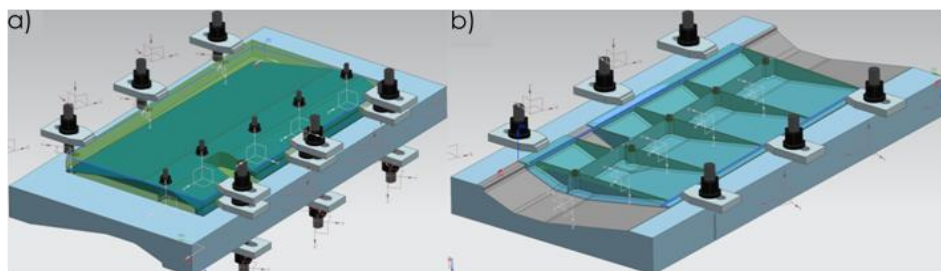
Rys. 2.17. Obróbka elementu w przyrządzie typu „ramka” [2]

Zastosowanie przedstawionej konstrukcji uchwytu obróbkowego umożliwia obróbkę części 5-osiową obrabiarką CNC, wykorzystanie wysokowydajnych technologii HPC i HSC, a także pracę wrzeciona w pozycji poziomej. System

mocowania z użyciem „ramki” pozwala także na znaczące zmniejszenie kosztów oprzyrządowania oraz skrócenie czasu przygotowawczo-zakończeniowego t_{pz} . Do jego zalet można zaliczyć dodatkowo możliwość minimalizacji odkształceń wytwarzanej części podczas obróbki oraz ułatwione odprowadzanie wiórów. Wśród jego wad wymienia się natomiast głównie występowanie drgań, które przyczyniają się do niestabilności układu OUPN [2].

Kolejne podejście do mocowania półfabrykatów podczas frezowania elementów cienkościennych zakłada przede wszystkim zmniejszenie nacisków jednostkowych wywieranych przez elementy mocujące dzięki zwiększeniu powierzchni kontaktu przedmiotu obrabianego z uchwytem. Przykładem takiego rozwiązania jest stół podciśnieniowy, na którym umieszcza się przedmiot obrabiany, a następnie unieruchamia się go za pomocą siły wynikającej z pola powierzchni przylegania oraz wartości użytego podciśnienia. Do mocowania elementów wielkogabarytowych, które zazwyczaj wymagają użycia dużej siły zamocowania, stosuje się układy oparte o napęd hydrauliczny. Ich budowa zależy od rozmiarów przedmiotu obrabianego oraz ilości punktów mocujących [90].

W pracach [72, 83] przedstawiono przykład często stosowanego w przemyśle sposobu mocowania w postaci dedykowanej „przeciwformy”, której powierzchnia ma kształt negatywu wytwarzanego elementu cienkościennego. Na rysunku 2.18 przedstawiono przykład zamocowania półfabrykatu pozwalający na wykorzystanie obu stron zaprojektowanej płyty montażowej. W trakcie obróbki powierzchni zewnętrznych (rys. 2.18a), przedmiot obrabiany jest mocowany na płaskiej stronie płyty, natomiast podczas frezowania powierzchni wewnętrznych w części wklęsłej (rys. 2.18b).



Rys. 2.18. Mocowanie półfabrykatu podczas wytwarzania elementu cienkościennego: a) obróbka powierzchni zewnętrznych, b) obróbka powierzchni wewnętrznych [83]

Przemysł maszynowy poszukuje ciągle nowych rozwiązań w zakresie mocowania półfabrykatów do wytwarzania elementów cienkościennych. Każdorazowo wytwarzana część wymaga indywidualnego podejścia i niejednokrotnie specjalistycznego oprzyrządowania. Kluczowym wyzwaniem pozostają ciągle niekontrolowane odkształcenia pojawiające się podczas obróbki skrawaniem [42, 90].

2.4. Naprężenia własne w procesach obróbki

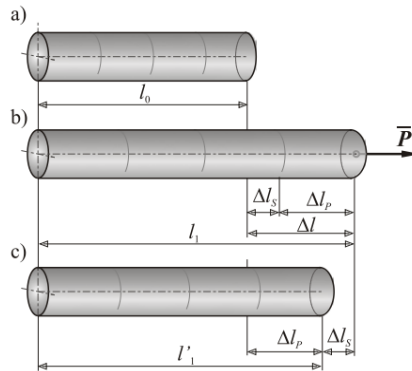
2.4.1. Wybrane zagadnienia teorii sprężystości i plastyczności

Odształcenie elementu będącego w stanie naprężenia oznacza zmianę jego wymiarów liniowych oraz niekiedy postaci geometrycznej [58, 125]. Najczęściej przytaczanym przykładem omawiającym odkształcenie jest osiowe rozciąganie pręta walcowego (rys. 2.19), którego długość początkowa l_0 , pod wpływem zewnętrznej siły rozciągającej, zwiększa się do wartości l_1 . Przyrost długości Δl określany jest jako odkształcenie bezwzględne (2.6), natomiast iloraz przyrostu długości Δl do długości początkowej l_0 jako odkształcenie względne (właściwe) oznaczane symbolem ε (2.7) [125, 151]:

$$\Delta l = l_1 - l_0, \quad (2.6)$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{l_1 - l_0}{l_0}. \quad (2.7)$$

Odształcenie całkowite Δl składa się zarówno z odkształcenia sprężystego Δl_s , jak i plastycznego Δl_p . Odształcenie sprężyste Δl_s zanika po usunięciu zewnętrznego obciążenia, a odkształcenie plastyczne Δl_p jest trwałe i pojawia się, gdy naprężenia wynikające z działania siły zewnętrznej przekroczą granicę plastyczności danego materiału. W związku z tym, w przedstawionym przykładzie osiowego rozciągania pręta, jego końcowa długość l_1 po zdjęciu obciążenia ulega zmniejszeniu do wartości l'_1 [58, 125].



Rys. 2.19. Schemat odkształcenia rozciąganego pręta walcowego: a) próbka przed obciążeniem, b) próbka w trakcie obciążenia, c) próbka po zdjęciu obciążenia; l_0 – długość początkowa próbki, l_1 – długość końcowa otrzymana w trakcie obciążenia, l'_1 – długość końcowa uzyskana po zdjęciu obciążenia, Δl – odkształcenie bezwzględne, Δl_s – odkształcenie sprężyste, Δl_p – odkształcenie plastyczne [125]

Teoria sprężystości dotyczy problematyki związanej głównie z odkształceniami nieskończenie małymi (sprężystymi), a teoria plastyczności zajmuje się zagadnieniami odkształceń skończonych (trwałych) osiągających niekiedy znaczne wartości [58, 125].

Do opisu całkowitego odkształcenia plastycznego φ , będącego sumą nieskończenie małych odkształceń, stosuje się miarę logarytmiczną (2.8) [71, 125]:

$$\varphi = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln(1 + \varepsilon), \quad (2.8)$$

gdzie: l_0 – długość początkowa, l_1 – długość końcowa, l – długość próbki w dowolnej chwili, dl – nieskończenie małe odkształcenia bezwzględne.

Przedstawiona powyżej zależność odnosi się również do osiowego rozciągania pręta walcowego.

Zakłada się, że dla materiału w stanie sprężystym, zależność pomiędzy naprężeniem a odkształceniem opisuje uogólnione prawo Hooke’a, według którego „odkształcenie ośrodka ciągłego jest proporcjonalne do obciążenia, które je spowodowało” (2.9). Gdy działająca siła przekroczy granicę plastyczności, materiał przechodzi w stan plastyczny. Jeżeli obciążenie nadal rośnie, następuje utrata jego stateczności i w ostateczności zniszczenie [125].

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E}, \quad (2.9)$$

gdzie: ε – odkształcenie, σ – naprężenie, E – moduł sprężystości wzdłużnej (moduł Younga).

Ważnym pojęciem jest wyężenie materiału w określające „stopień narażenia odkształcanego materiału na osiągnięcie przyjętej, niebezpiecznej granicy”, którą może być np. granica plastyczności σ_p lub granica wytrzymałości na rozciąganie R_m (2.10) [125]:

$$w = \frac{F}{F_{gr}} \cdot 100\%, \quad (2.10)$$

gdzie: F_{gr} – obciążenie graniczne wywołujące określone trwałe zmiany, F – rzeczywiste obciążenie materiału, mniejsze od wartości granicznej F_{gr} , powinno odpowiadać obliczonemu obciążeniu zredukowanemu P_{zred} .

Wartość obciążenia granicznego wyznacza się zazwyczaj w próbie jednoosiowego rozciągania, co oznacza, że nie można go bezpośrednio zestawić z obciążeniem o dowolnym, często złożonym schemacie. W celu określenia poziomu wyężenia materiału, poddanemu złożonemu stanowi naprężenia, należy obciążenie graniczne porównać z wyznaczonym naprężeniem zredukowanym σ_{zr} , którego wartość jest równoważna z obciążeniem prostym otrzymywanym podczas jednoosiowego rozciągania [73, 125].

Istnieje kilka hipotez wytrzymałościowych, m.in.: największego naprężenia normalnego, największego wydłużenia, największego naprężenia stycznego oraz energii właściwej odkształcenia postaciowego. Ich wspólną cechą jest możliwość przewidywania zachowania odkształcanego materiału przy założonym stanie obciążenia na podstawie posiadanej wiedzy, zdobytej na drodze badań doświadczalnych [125].

Hipotezy wytrzymałościowe dzieli się na dwie grupy [125]:

- hipotezy odnoszące się do wyznaczania poziomu wytrzymałości materiału na podstawie momentu pęknięcia,
- hipotezy dotyczące określania stopnia wytrzymałości materiału w stosunku do granicy plastyczności.

Powszechnie stosowaną hipotezą wytrzymałościową jest hipoteza Hubera, określana również jako hipoteza energii właściwej odkształcenia postaciowego, według której najdokładniejszą miarą wytrzymałości materiału jest wartość energii sprężystego czystego odkształcenia postaciowego [58, 125].

W odniesieniu do granicy plastyczności, wytrzymałość materiału można opisać za pomocą zależności (2.11):

$$w_H = \frac{\sigma_i}{\sigma_p} \cdot 100\%, \quad (2.11)$$

gdzie: σ_p – granica plastyczności, σ_i – intensywność naprężeń (inaczej naprężenie zastępcze lub zredukowane).

Warunek plastyczności Hubera (określany także jako warunek Hubera-Misesa-Hencky'ego) przedstawia równanie (2.12):

$$\sigma_i = \sigma_p. \quad (2.12)$$

Naprężenie zastępcze według hipotezy Hubera można obliczyć z zależności (2.13), a dla naprężeń głównych z (2.14):

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}, \quad (2.13)$$

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}. \quad (2.14)$$

Odształcenia ze względu na charakter powstającej zmiany w elemencie można podzielić na [47]:

- odkształcenie postaciowe – występuje zmiana postaci geometrycznej (kształtu) elementu,
- odkształcenie objętościowe – występuje zmiana objętości elementu,
- odkształcenie mieszane objętościowo-postaciowe – występuje zarówno zmiana kształtu, jak i objętości elementu.

Wśród rodzajów odkształceń wymienia się odkształcenia liniowe oraz kątowe (postaciowe). Odkształcenia liniowe związane są ze zmianą wymiarów liniowych elementu pod wpływem działania naprężeń normalnych, natomiast zmiany kątów elementu pod wpływem działania naprężeń stycznych określane są jako odkształcenia kątowe [125].

2.4.2. Istota powstawania naprężeń własnych

Naprężenia własne definiuje się jako „naprężenia pozostające w elemencie po zaprzestaniu działania sił zewnętrznych, powodujących jego odkształcenie”. W literaturze można spotkać również określenia takie jak: naprężenia pozostałe, szczątkowe, wewnętrzne oraz resztkowe [27, 137, 142]. W wyniku działania czynników zewnętrznych m.in.: mechanicznych, cieplnych, strukturalnych, chemicznych lub ich kombinacji, materiał odkształca się sprężysto oraz plastycznie. Po usunięciu obciążeń zmiany odwracalne zanikają (odkształcenia sprężyste), a pozostające zmiany nieodwracalne (odkształcenia plastyczne) prowadzą do powstawania naprężeń własnych, wzajemnie się równoważących wewnątrz określonego obszaru. Powodem ich wytworzenia jest wzrost energii wewnętrznej elementu prowadzący do zniekształcenia sieci krystalicznej. Skutkuje to zmianami właściwości materiału (np. obniżeniem odporności na korozję) oraz problemami związanymi z utrzymaniem dokładności wymiarowo-kształtowej [12, 13, 19, 27, 68, 76, 88, 142, 154].

Zależność pomiędzy naprężeniami własnymi σ_w a najważniejszymi, wzajemnie na siebie oddziałującymi czynnikami związanymi z procesem ich powstawania przedstawia funkcja (2.15) [12, 27]:

$$\sigma_w = f(m, t, k, o), \quad (2.15)$$

gdzie: $m = f_1(c, w, f, ch, s)$ – funkcja materiału zależna od jego właściwości: c – cieplnych, w – mechanicznych, f – fizycznych, ch – chemicznych oraz s – struktury stereometrycznej i metalograficznej, t – technologia wytwarzania warstwy wierzchniej lub powłoki, k – kształt i wymiary obciążanego elementu, o – oddziaływanie rdzenia lub podłoża na warstwę wierzchnią lub powłokę.

Naprężenia własne w elemencie pojawiają się podczas obróbki powierzchniowej, gdy następuje przekroczenie granicy plastyczności materiału. W związku z tym większość wytwarzanych części maszyn posiada naprężenia własne, które są pozostałością zastosowanej obróbki i/lub montażu. Ich charakter i wartość zmieniają się wraz z przebiegiem procesu technologicznego. Występują one zarówno w warstwie wierzchniej, jak i w rdzeniu. Jednak największe wartości osiągają zazwyczaj w warstwie wierzchniej, szczególnie w strefie stekstrowania. Do głównych parametrów charakteryzujących naprężenia własne zalicza się: znak (naprężenia rozciągające – znak „+”, naprężenia ściskające – znak „-”), wartość, gradient i głębokość zalegania [27, 49, 142].

Podział naprężeń własnych ze względu na przyczynę ich powstawania przedstawiono w tabeli 2.3.

Tab. 2.3. Podział naprężeń własnych ze względu na przyczynę ich powstawania [27, 75, 142, 172]

Rodzaje naprężeń	Charakterystyka
Naprężenia mechaniczne	• powstają w trakcie obróbki mechanicznej wskutek nierównomiernego odkształcenia plastycznego warstw powierzchniowych, • związane są z nierównomiernie występującymi na głębokości materiału i wzajemnie na siebie oddziałującymi procesami działania sił, powodującymi reorientację, rozdrabnianie, wydłużanie i skracanie składników strukturalnych,
Naprężenia cieplne	• wynikają z nierównomiernego nagrzewania i chłodzenia poszczególnych warstw materiału, • związane są z rozszerzalnością cieplną materiału,
Naprężenia strukturalne	• powstają podczas przemian fazowych składników strukturalnych materiału w różnym zakresie temperatury oraz w wyniku procesów dyfuzyjnych, np. przy nawęglaniu, azotowaniu itp., • zachodzą podczas zmiany objętości właściwej elementu.

Naprężenia własne mogą powstawać również na skutek oddziaływań chemicznych i fizykochemicznych. W rzeczywistości naprężenia własne są wynikiem wzajemnie ze sobą skorelowanych czynników (np. w procesie hartowania pojawiają się naprężenia cieplne i strukturalne), a ich dokładne rozgraniczenie jest bardzo trudne [27].

Naprężenia własne mogą mieć zarówno pozytywny, jak i negatywny wpływ na pracę wytwarzanego elementu. Na ogół ściskające naprężenia własne działają korzystnie, ponieważ zwiększają odporność na pękanie i korozję zmęczeniową, podwyższają wytrzymałość oraz zapobiegają powstawaniu mikropęknięć. Odwrotnie jest z naprężeniami rozciągającymi, które obniżają wytrzymałość zmęczeniową i mogą powodować korozję międzykrystaliczną. W zależności od analizowanego przypadku dąży się więc do wytworzenia naprężeń własnych o określonym znaku lub ich usunięcia [49, 53, 54, 62, 88, 90, 101, 147].

2.4.3. Klasyfikacja naprężeń własnych

Istnieją różne kryteria klasyfikacji naprężeń własnych. Podstawowy podział ze względu na zasięg ich oddziaływania (makronaprężenia, mikronaprężenia i subnaprężenia) przedstawiono w tabeli 2.4.

Tab. 2.4. Podstawowy podział naprężeń własnych [13, 27, 75, 142, 172]

Rodzaje naprężeń	Charakterystyka
Makronaprężenia (I rodzaju)	• równoważą się w obszarze zbliżonym do rozmiarów elementu, • wywoływane są różnicą temperatury, niejednorodnym odkształceniem plastycznym i zmianami struktury materiału, • powstają głównie podczas nierównomiernego nagrzewania lub chłodzenia, w procesach obróbki plastycznej oraz przy mechanicznej obróbce powierzchni, • powodują odkształcenia przedmiotu oraz pęknięcia warstwy wierzchniej,
Mikronaprężenia (II rodzaju)	• równoważą się w obszarze kilku sąsiednich ziaren i ich granic, • powstają głównie podczas lokalnych przemian strukturalnych, • wynikają ze zmiany orientacji ziaren oraz pojawiania się różnicy objętości właściwej,
Subnaprężenia (III rodzaju)	• równoważą się w obszarze kilku odległości atomowych, • powstają na skutek defektów w strukturze sieci krystalicznej, np.: wakansów, dyslokacji itp.

Ze wszystkich wyżej wymienionych rodzajów naprężeń największe znaczenie praktyczne mają makronaprężenia, ponieważ mikro- i subnaprężenia w małym stopniu wpływają na wytrzymałość materiału [27].

2.4.4. Naprężenia własne po obróbce skrawaniem

Podczas procesu obróbki skrawaniem wokół wierzchołka narzędzia skrawającego powstaje odkształcenie plastyczne materiału obrabianego, które po usunięciu czynnika je wywołującego, powoduje powstawanie ściskających naprężeń własnych w warstwie wierzchniej. Dodatkowo w trakcie skrawania generowane jest ciepło (związane m.in. z tarciem) prowadzące do dużych różnic w temperaturze i naprężeń cieplnych przekraczających granicę plastyczności materiału, a w konsekwencji do rozciągających naprężeń własnych w warstwie wierzchniej. Należy także uwzględnić, że w materiale zachodzą zmiany strukturalne i wynikające z nich zmiany objętości [54, 142, 147].

Najbardziej rozpowszechnionymi modelami powstawania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej podczas obróbki skrawaniem są [81, 121]:

1. Model mechaniczny – zakłada powstawanie naprężeń własnych w warstwie wierzchniej na skutek działania sił skrawania (pomijalny jest wpływ innych czynników, np. temperatury). Wywołują one naprężenia rozciągające $\sigma > 0$

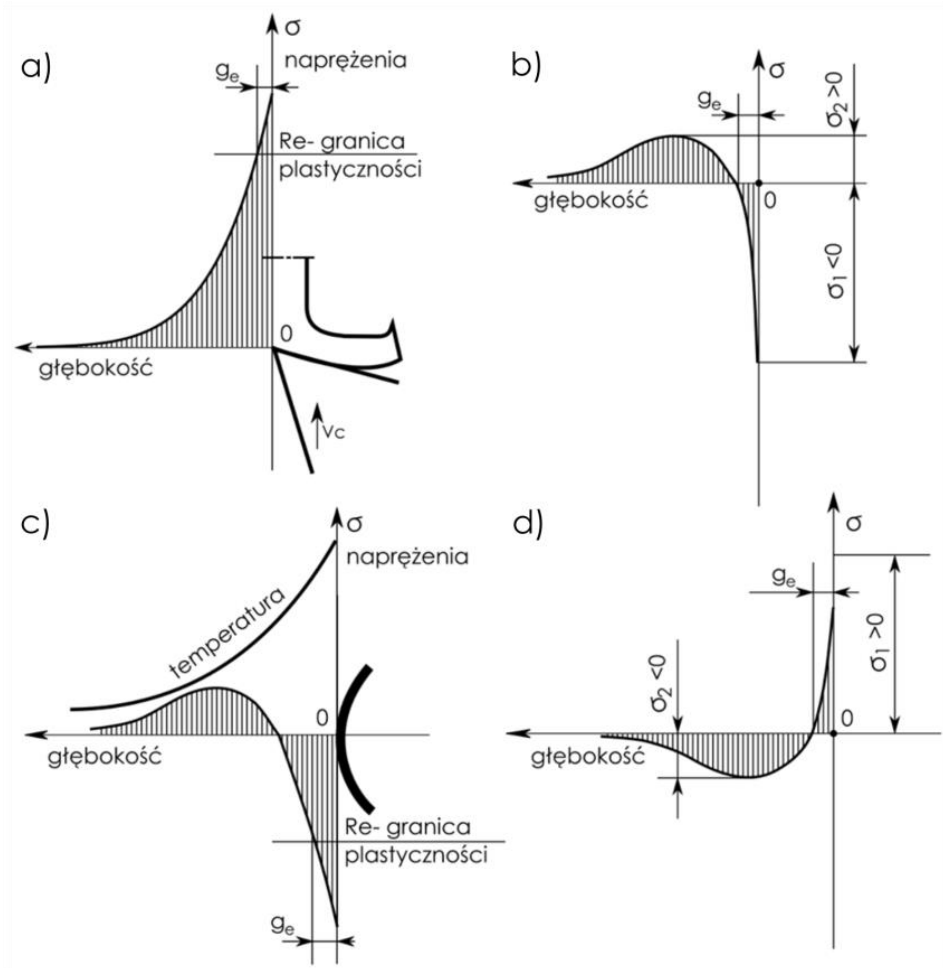
o rozkładzie przedstawionym na rysunku 2.20a. Na głębokości g_e naprężenia rozciągające przekraczają granicę plastyczności materiału $\sigma > R_e$ i pojawiają się odkształcenia sprężyste oraz plastyczne (przy większych głębokościach występują jedynie odkształcenia sprężyste). W momencie, gdy ostrze skrawające znajduje się już w innym miejscu, w analizowanym przekroju przestaje działać siła skrawania, a strefa rozciągnięta sprężystości, odpręża się i prowadzi do ściskania warstwy odkształconej plastycznie. Powrót do stanu pierwotnego nie jest możliwy, a otrzymany ostatecznie rozkład naprężeń prezentuje rysunek 2.20b. Charakteryzuje się on naprężeniami ściskającymi σ_1 w strefie bliższej względem powierzchni materiału i rozciągającymi σ_2 w strefie dalszej.

2. Model cieplny – zakłada istotny wpływ temperatury i znikome działanie sił skrawania. W obszarze styku narzędzia skrawającego z przedmiotem obrabianym generowane jest ciepło i powstaje pole temperatury. Wynikiem tego jest rozszerzanie materiału, ograniczone przez zimny rdzeń. W warstwie bliższej powierzchni przedmiotu pojawiają się naprężenia ściskające, natomiast w warstwie głębszej – równoważące naprężenia rozciągające (rys. 2.20c). W chwili przekroczenia granicy plastyczności R_e przez naprężenia ściskające, warstwa do głębokości g_e ulega deformacji plastycznej. Jeśli źródło ciepła minie badany przekrój, materiał stygnie i następuje kurczenie jego warstwy zewnętrznej oraz spadek naprężeń. Powrót do stanu pierwotnego jest niemożliwy. W stanie zimnym w strefie bliższej występują naprężenia rozciągające σ_1 , a w głębszej – ściskające σ_2 (rys. 2.20d).
3. Model strukturalno-objętościowy – wynika z różnej objętości właściwej poszczególnych składników strukturalnych materiału. Ogrywa istotną rolę w przypadku obróbki stali austenitycznych.

W rzeczywistości na stan naprężeń własnych wpływają wszystkie wymienione czynniki, ale ich intensywność może być zróżnicowana. Przyjmuje się jednak, że po obróbce skrawaniem w warstwie wierzchniej dominują głównie naprężenia mechaniczne (nacisk) oraz działające w przeciwnym kierunku – naprężenia cieplne (temperatura). Model mechaniczny odpowiada głównie obróbce wiórowej, natomiast model cieplny jest charakterystyczny dla obróbki ściernej oraz obróbki szybkościowej HSC. Naprężenia własne po obróbce skrawaniem występują na głębokości kilku dziesiętnych milimetra [77, 81, 91, 121, 135, 142, 145].

Powstające podczas procesu skrawania naprężenia własne zależą od wielu czynników, wśród których wymienić można m.in. [78, 81, 142, 154]:

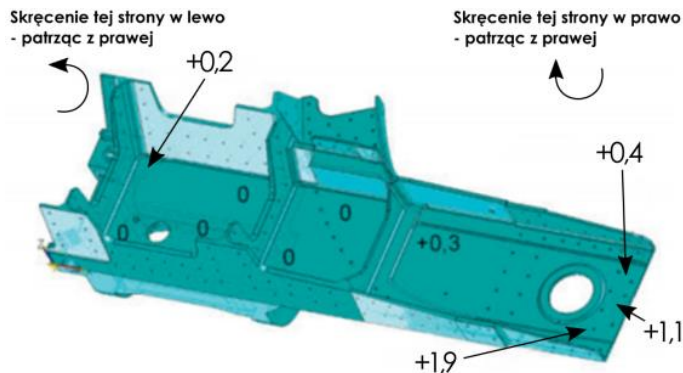
- głębokość skrawania,
- posuw,
- prędkość skrawania,
- geometrię narzędzia skrawającego,
- warunki chłodzenia,
- właściwości materiału obrabianego,
- stopień zużycia narzędzia skrawającego.



Rys. 2.20. Modele powstawania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej:
a), b) mechaniczny, c), d) cieplny [121]

Istotne jest, że zalegające naprężenia własne mogą sumować się lub odejmować z naprężeniami wywołanymi działaniem sił zewnętrznych zarówno na etapie dalszego wytwarzania danego elementu, jak i już podczas jego eksploatacji. Wartość powstałych naprężeń może przekroczyć granicę plastyczności materiału i spowodować m.in.: niejednorodne odkształcenie plastyczne, utratę stabilności, wykrzywienie, skrzywienie i inne defekty [90, 142].

Na rysunku 2.21 przedstawiono przykład odkształcenia elementu cienkościennego powstałego podczas obróbki skrawaniem na 5-osiowej obrabiarence CNC.



Rys. 2.21. Odkształcenie elementu cienkościennego powstałe podczas obróbki na 5-osiowej obrabiarence CNC [2]

Naprężenia własne w elemencie po obróbce zależą także od jego kształtu i rozmiarów. W przypadku przedmiotów o małej grubości ścianek powstają odkształcenia makroskopowe całego ciała, zaś przy wyrobach o znaczących rozmiarach obserwuje się pęknięcia na powierzchni oraz znaczne zmiany w strukturze wewnętrznej warstw przypowierzchniowych [13, 88, 142].

2.4.5. Relaksacja naprężeń własnych

Jednym z mechanizmów zmiany naprężeń jest ich relaksacja definiowana jako „samorzutne zmniejszanie naprężeń w elemencie”. Proces ten występuje podczas przejścia materiału ze stanu nieustabilizowanego w inny, bliższy równowadze termodynamicznej przy ustalonym odkształceniu [87, 88, 142]. Relaksacja naprężeń jest związana z poślizgiem dyslokacyjnym (ruchem grupy atomów) oraz dyfuzją (ruchem pojedynczych atomów) i zależy ściśle od właściwości materiału. Prowadzone badania potwierdzają, że relaksacja zachodzi w poszczególnych metalach i ich stopach przy różnych wartościach temperatury [39, 87, 142].

Relaksację naprężeń własnych dzieli się na trzy rodzaje, tj.: relaksację niskotemperaturową (występującą poniżej $0,25T_{top}$, T_{top} – temperatura topnienia metalu), relaksację średniotemperaturową (występującą przy $0,25-0,5T_{top}$) i relaksację wysokotemperaturową (występującą powyżej $0,5T_{top}$) [142].

Autor pracy [142] wskazuje, że relaksacja naprężeń własnych zachodzi przede wszystkim podczas:

- składowania po obróbce cieplnej,
- niskotemperaturowego odpuszczania,
- obciążania zmiennymi siłami w warunkach zadanej amplitudy odkształcenia.

W przemyśle szeroko stosowaną metodą redukcji naprężeń własnych jest wyżarzanie odprężające. Wadą tego rozwiązania jest głównie duża kosztocłonność, szczególnie w przypadku części wielkogabarytowych. Dodatkowo powoduje zmianę właściwości mechanicznych obrabianego cieplnie elementu. Jednym ze

skuteczniejszych sposobów stabilizacji naprężeń własnych jest sezonowanie. Ze względu na to, że jest to proces długotrwały, ma również ograniczone zastosowanie i coraz częściej jest zastępowany metodami wibracyjnymi polegającymi na usuwaniu naprężeń własnych za pomocą drgań, głównie rezonansowych. Jednak stosowanie metod wibracyjnych do elementów o znaczących rozmiarach również generuje dodatkowe koszty [2, 90].

Relaksacja naprężeń własnych jest zagadnieniem niezwykle skomplikowanym, uzależnionym od wielu czynników, do których zalicza się m.in. [87, 142]:

- czynniki wewnętrzne (związane z materiałem):
 - skład chemiczny materiału i jego struktura,
 - warunki technologiczne (sposób wytworzenia),
- czynniki zewnętrzne (niezwiązane z materiałem):
 - warunki obciążania i odciążania,
 - początkowa wartość naprężeń własnych,
 - czas,
 - temperatura.

Odprężanie elementów wielkogabarytowych jest dość kłopotliwe, głównie ze względu na spadek wydajności produkcji i straty energetyczne. Niejednokrotnie podczas procesu relaksacji dochodzi również do niszczenia przedmiotów, co wiąże się także z dodatkowymi kosztami [87, 142].

2.5. Ważniejsze wnioski z analizy literatury

Odkształcenia elementów cienkościennych powstające po obróbce skrawaniem są dużym problemem w przemyśle, szczególnie lotniczym. Są one związane m.in. z naprężeniami własnymi generowanymi na każdym etapie procesu technologicznego. W praktyce bardzo często pojawiają się sytuacje, w których wielkogabarytowe elementy cienkościenne ulegają znacznym deformacjom po usunięciu sił mocujących. Wiąże się to z ciągłym poszukiwaniem nowych rozwiązań oraz wytycznych technologicznych pozwalających zwiększać dokładność wymiarowo-kształtową wytwarzanych części.

Przeprowadzona analiza literatury dotycząca odkształceń elementów cienkościennych wykonywanych ze stopów aluminium po frezowaniu pozwala na sformułowanie następujących, ważniejszych wniosków:

- Frezowanie jest jednym z najszybciej rozwijających się sposobów obróbki skrawaniem. Ograniczanie liczby elementów wytwarzanych w pojedynczej serii produkcyjnej i związane z tym uproszczanie półfabrykatów implikują konieczność zwiększania wydajności objętościowej obróbki, stąd duże zainteresowanie technologiami High Performance Cutting (skrawanie wysokowydajne) oraz High Speed Cutting (skrawanie z dużymi prędkościami).
- W piśmiennictwie krajowym i międzynarodowym odnotowuje się w ostatnich latach wiele publikacji naukowych omawiających wysokowydajne

technologie HPC i HSC. Obie technologie są aktualnie powszechnie stosowane do wykonywania elementów cienkościennych.

- Problemy związane z obróbką skrawaniem elementów posiadających cienkie ścianki są często podejmowane w literaturze, wynika to głównie z dążenia do minimalizacji masy produkowanych części oraz z występujących trudności technologicznych związanych z obróbką elementów cienkościennych.
- Większość prac (zarówno w piśmiennictwie krajowym jak i zagranicznym) ma charakter teoretycznych rozważań naukowych oraz symulacji numerycznych prognozujących wartość powstających odkształceń. Brakuje informacji aplikacyjnych i wytycznych technologicznych, które pomogłyby rozwiązać istotne problemy przemysłu maszynowego, związane z występowaniem odkształceń elementów cienkościennych po obróbce skrawaniem. Jedynie w nielicznych pracach podejmowane są próby weryfikacji doświadczalnej opracowanych modeli teoretycznych oraz poszukiwania możliwości praktycznego zastosowania w technologii wytwarzania takich elementów.
- Bliższe poznanie mechanizmów i procesu generowania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej jest istotne, ponieważ należą one do głównych przyczyn powstawania odkształceń elementów cienkościennych. W przemyśle lotniczym stosowanie metod związanych z redukcją naprężeń własnych jest utrudnione ze względu na gabaryty części oraz wiąże się z dodatkowymi kosztami. W związku z tym celowe jest poszukiwanie odpowiednich strategii technologicznych, które zapewnią zmniejszenie powstających odkształceń.

Na podstawie przeglądu literatury stwierdzono, że problematyka podjęta w pracy nie jest dostatecznie poznana, a proces powstawania odkształceń elementów cienkościennych po frezowaniu bardzo złożony. W oparciu o analizę modeli powstawania naprężeń własnych w trakcie obróbki skrawaniem, w tym zwłaszcza możliwości równoległego występowania modelu mechanicznego w połączeniu z modelem cieplnym, można przypuszczać, że umiejętny dobór strategii obróbki może przynieść korzystne rezultaty w zakresie minimalizacji odkształceń elementów cienkościennych po frezowaniu. Przedstawiony problem jest ważny zarówno z punktu widzenia naukowego, jak i praktycznego.

3. PROBLEMY ANALIZOWANE W BADANIACH

3.1. Uzasadnienie podjęcia tematu

W pracy podjęto problematykę odkształceń frezowanych elementów cienkościennych wykonanych ze stopu aluminium. Ze względu na istotne problemy przemysłu, szczególnie lotniczego, istnieje rzeczywista potrzeba przeprowadzenia badań pozwalających na sformułowanie wniosków naukowych i praktycznych, które w znaczący sposób pomogłyby minimalizować powstające odkształcenia elementów cienkościennych po zakończonej obróbce skrawaniem i usunięciu sił mocujących.

W lotnictwie coraz szerszej wykorzystywane są integralne elementy cienkościenne, wykonywane głównie ze stopów aluminium. Stopy aluminium są materiałami o bardzo dużym znaczeniu technicznym, odgrywającymi znaczącą rolę w wielu gałęziach przemysłu. Często w takich przypadkach jako półfabrykaty stosowane są walcowane płyty aluminiowe, charakteryzujące się anizotropią właściwości w zależności od kierunku walcowania. Zainteresowanie obróbką elementów cienkościennych systematycznie rośnie, a do ich wytwarzania stosowane są wysokowydajne technologie, takie jak: High Speed Cutting oraz High Performance Cutting. Jest to podyktowane przede wszystkim dużym ubytkiem materiału w trakcie obróbki, wynoszącym nawet ponad 95% masy półfabrykatu.

Elementy cienkościenne muszą spełniać restrykcyjne wymagania związane m.in. z zachowaniem wysokiej dokładności wymiarowo-kształtowej. Jest to bardzo trudne, głównie ze względu na pojawiające się odkształcenia poobróbkowe, których proces generowania jest złożony i uzależniony od wielu czynników. Wśród głównych przyczyn ich powstawania wymienia się przede wszystkim naprężenia własne wprowadzane podczas każdego etapu procesu technologicznego. W przemyśle do usuwania naprężeń własnych z materiału wykorzystuje się różne metody, np. wibracyjne, cieplne itp. Są to jednak operacje kosztochłonne, istotnie wydłużające czas wytwarzania. Do ich eliminacji dąży się także ze względu na duże gabaryty elementów integralnych, znacząco utrudniające proces technologiczny.

Obecnie przemysł lotniczy poszukuje informacji aplikacyjnych i wytycznych technologicznych, będących efektem badań naukowych, które mogłyby pomóc minimalizować odkształcenia elementów cienkościennych po frezowaniu. W pracy podjęto próbę określenia strategii obróbki pozwalającej na zmniejszenie odkształceń elementów cienkościennych oraz wpływu kierunku walcowania płyt, jako półfabrykatów, na powstające deformacje. Pozwoli to na przygotowanie wytycznych do opracowania procesu technologicznego obróbki tego typu elementów w warunkach przemysłowych. Na podstawie analizy modeli powstawania naprężeń własnych można sądzić, że umiejętne łączenie technologii HSC, HPC

i obróbki konwencjonalnej może wpłynąć pozytywnie na minimalizację odkształceń elementów cienkościennych po obróbce frezowaniem.

3.2. Cel i zakres pracy

Głównym celem pracy jest wskazanie strategii frezowania zapewniającej jak najmniejsze odkształcenia poobróbkowe elementów cienkościennych wykonanych ze stopu aluminium EN AW-2024 T351 oraz określenie wpływu historii technologicznej półfabrykatu (w badanym przypadku kierunku walcowania), a także wariantu z usunięciem lub pozostawieniem sterowanej warstwy wierzchniej na wartość i rodzaj powstających odkształceń. Celem pobocznym jest synteza i ocena wiedzy o technologii obróbki elementów cienkościennych.

Zakres pracy obejmuje:

- analizę obecnego stanu wiedzy dotyczącą charakterystyki stopów aluminium, elementów cienkościennych i sposobów ich obróbki skrawaniem oraz powstających naprężeń własnych i odkształceń poobróbkowych,
- wyznaczenie charakterystyki naprężenie-odkształcenie stopu aluminium EN AW-2024 T351,
- obróbkę elementów cienkościennych według programu,
- badanie odkształceń poobróbkowych,
- pomiar parametrów chropowatości powierzchni,
- analizę struktur metalograficznych warstwy wierzchniej próbek przed i po obróbce skrawaniem,
- opracowanie wyników badań i sformułowanie wniosków końcowych.

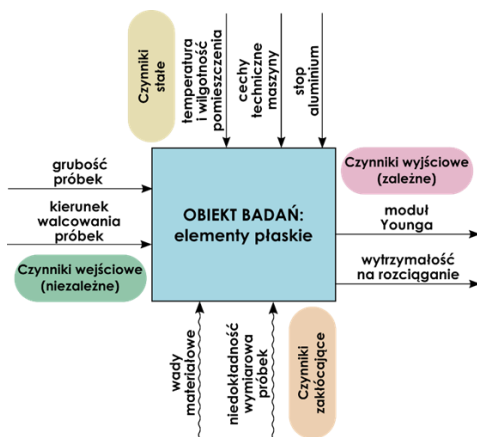
4. OPIS PROWADZONYCH BADAŃ

4.1. Obiekt badań

Na podstawie przeprowadzonej analizy obecnego stanu wiedzy, dotyczącej odkształceń elementów cienkościennych po frezowaniu oraz zagadnień związanych z planowaniem eksperymentu, dokonano opracowania metodyki badań doświadczalnych.

Badania własne podzielono na dwie części. Pierwsza część dotyczy próby statycznego rozciągania mającej na celu wyznaczenie charakterystyki materiałowej (naprężenie-odkształcenie) stopu aluminium EN AW-2024 w stanie T351, dla różnych grubości walcowanych płyt, z uwzględnieniem ich kierunku walcowania. Druga część obejmuje wykonanie próbek właściwych i badania powstających odkształceń poobróbkowych, chropowatości powierzchni oraz analizę struktury metalograficznej warstwy wierzchniej.

Podczas próby statycznego rozciągania, obiektem badań były elementy płaskie. Model obiektu badań wytrzymałościowych wraz z oddziałującymi na niego czynnikami i analizowanymi zmiennymi przedstawiono na rysunku 4.1.



Rys. 4.1. Model obiektu badań – część pierwsza

Do czynników wejściowych (niezależnych) zaliczono grubość i kierunek walcowania próbek. Analizowanymi czynnikami wyjściowymi (zależnymi) były moduł Younga E oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m . Jako czynniki stałe oddziałujące na obiekt przyjęto stop aluminium EN AW-2024 T351, temperaturę i wilgotność pomieszczenia oraz cechy techniczne maszyny wytrzymałościowej, natomiast wśród zakłóceń wymieniono niedokładność wymiarową próbek oraz wady materiałowe. W celu określenia istotności wpływu grubości i kierunku

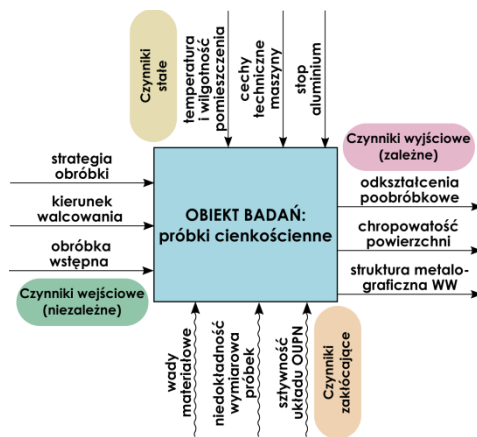
walcowania próbek na moduł Younga E oraz wytrzymałość na rozciąganie R_m wykorzystano program statystyczny randomizowany kompletny [74].

Eksperyment przeprowadzono dla pięciu następujących grubości próbek: 1 mm; 1,2 mm; 1,6 mm; 4,85 mm i 10,2 mm.

Analizowano również dwa kierunki walcowania, tj.:

- kierunek rozciągania prostopadły do kierunku walcowania (kierunek prostopadły),
- kierunek rozciągania równoległy do kierunku walcowania (kierunek równoległy).

W drugiej części, obiektem badań były cienkościenne próbki. Model obiektu badań wraz z czynnikami wejściowymi, wyjściowymi, stałymi, a także zakłócającymi przedstawiono na rysunku 4.2.



Rys. 4.2. Model obiektu badań – część druga

Jako czynniki wejściowe przyjęto strategię obróbki, kierunek walcowania oraz zastosowanie obróbki wstępnej (usunięcie warstwy wierzchniej po walcowaniu). Analizowanymi zmiennymi wyjściowymi były odkształcenia poobróbkowe, chropowatość powierzchni oraz struktura metalograficzna warstwy wierzchniej. Do czynników stałych zaliczono cechy techniczne maszyny technologicznej, temperaturę i wilgotność pomieszczenia laboratoryjnego oraz rodzaj materiału (stop aluminium EN AW-2024 T351). Jako zakłócenia wskazano wady materiałowe, niedokładność wymiarową próbek oraz sztywność układu OUPN. W celu określenia istotności wpływu badanych zmiennych niezależnych na zmienne zależne (z wyłączeniem struktury metalograficznej) zastosowano również program statystyczny randomizowany kompletny [74].

Badania przeprowadzono dla pięciu strategii obróbki, tj.:

- High Performance Cutting,
- High Performance Cutting i obróbka wykończeniowa konwencjonalna (OWK),

- High Speed Cutting,
- High Speed Cutting i obróbka wykończeniowa konwencjonalna (OWK),
- High Performance Cutting i High Speed Cutting.

Każda z wyżej wymienionych strategii charakteryzuje się odmiennym zakresem parametrów technologicznych.

Kolejnym badanym czynnikiem niezależnym był stosunek kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania, określany jako efekt historii technologicznej. Przyjęto dla niego dwa poziomy zmienności:

- kierunek posuwu narzędzia prostopadły do kierunku walcowania (kierunek prostopadły),
- kierunek posuwu narzędzia równoległy do kierunku walcowania (kierunek równoległy).

Dodatkowo eksperyment przeprowadzono w dwóch wersjach, usuwając i pozostawiając stekstrowaną warstwę wierzchnią powstałą po obróbce plastycznej, przy czym obróbkę wstępną wykonano z parametrami technologicznymi odpowiadającymi HSC i obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK).

4.2. Materiał stosowany w badaniach

W badaniach wykorzystano próbki wykonane ze stopu aluminium do obróbki plastycznej EN AW-2024 w stanie T351. Jest to jeden z najpopularniejszych wieloskładnikowych stopów aluminium, który ze względu na wysoką wytrzymałość znajduje szerokie zastosowanie w przemyśle lotniczym do wytwarzania m.in. poszycia skrzydeł i kadłubów płatowców. Stop EN AW-2024 cechuje się dobrą skrawalnością i jest dostarczany po różnych wariantach obróbki cieplnej, znacząco oddziałujących na właściwości mechaniczne. Wśród jego wad wymienia się natomiast niską odporność na korozję oraz ograniczoną spawalność. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-2024 przedstawiono w tabeli 4.1.

Tab. 4.1. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-2024 [105]

Oznaczenie numeryczne						EN AW-2024				
Oznaczenie składu chemicznego						EN AW-AlCu4Mg1				
Skład chemiczny, %										
Si	Fe	Mg	Cu	Mn	Zn	Cr	Zr+Ti	Ti	Inne	Al
≤0,5	≤0,5	1,2 – 1,8	3,8 – 4,9	0,3 – 0,9	≤0,25	≤0,1	≤0,2	≤0,15	≤0,15	Reszta

Stop aluminium EN AW-2024 w stanie T351 charakteryzują następujące właściwości [71, 103]:

- gęstość, $\rho = 2,78 \text{ g/cm}^3$,
- moduł Younga, $E = 73 \text{ GPa}$,
- wytrzymałość na rozciąganie, $R_m = 469 \text{ MPa}$,

- umowna granica plastyczności, $R_{p0,2} = 324 \text{ MPa}$,
- twardość Brinella, 120 HB.

4.3. Badania wytrzymałościowe

W celu wyznaczenia charakterystyki materiałowej badanego stopu aluminium EN AW-2024 T351 przeprowadzono statyczną próbę rozciągania zgodnie z normą PN-EN ISO 6892-1:2016-09 [112]. W badaniach wykorzystano maszynę wytrzymałościową Zwick/Roell Z150, którą przedstawiono na rysunku 4.3.



Rys. 4.3. Maszyna wytrzymałościowa Zwick/Roell Z150

Celem badań wytrzymałościowych było określenie wpływu walcowania i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania na właściwości mechaniczne stopu aluminium EN AW-2024 T351, w zależności od grubości elementu. Istniało bowiem podejrzenie o znaczącym wpływie stekstrowanej warstwy wierzchniej na moduł Younga E i wytrzymałość na rozciąganie R_m w przypadku próbek o relatywnie małej grubości.

Podstawowe parametry maszyny wytrzymałościowej Zwick/Roell Z150 [179]:

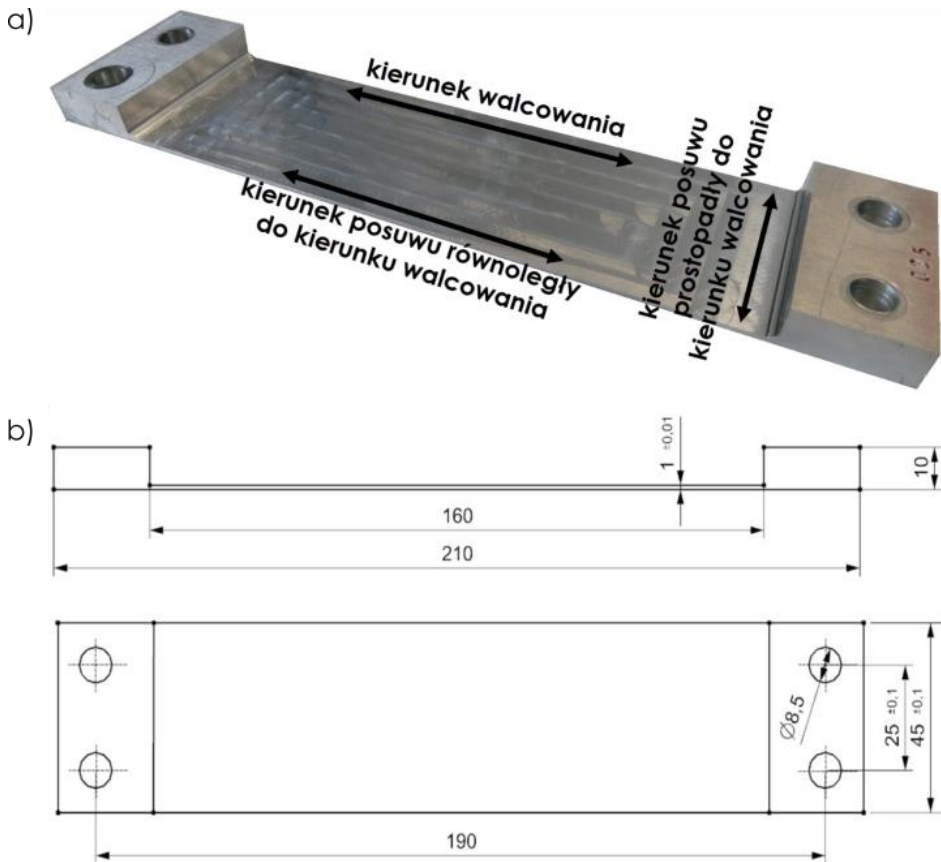
- maksymalna siła zrywająca: 150 kN,
- zakres prędkości trawersy: 0,0005–900 mm/min,
- zakres temperatur: od -40°C do $+240^{\circ}\text{C}$ (z komorą termiczną),
- rozdzielczość napędu: 0,0123 μm ,
- ekstensometr zgodny z normą PN-EN ISO 9513:2013-06 [113].

Badania powtórzono 10-krotnie dla każdej konfiguracji (uzasadnienie liczebności próby przedstawiono w rozdziale 4.8).

4.4. Opis eksperymentu

Jako półfabrykat zastosowano walcowaną płytę ze stopu aluminium EN AW-2024 T351, o grubości 10 mm, z której przy wykorzystaniu obrabiarki WaterJet Combo firmy ECKERT wycięto prostopadłościenną próbkę o długości równej 210 mm i szerokości wynoszącej 45 mm.

Na rysunku 4.4 przedstawiono widok próbki z wykonanym na całej szerokości wybraniem o długości 160 mm i grubości dna równej 1 mm. Dodatkowo zaznaczono zależności pomiędzy kierunkiem posuwu narzędzia skrawającego a kierunkiem walcowania.



Rys. 4.4. Widok próbki po frezowaniu: a) zaznaczenie zależności pomiędzy kierunkiem posuwu narzędzia skrawającego a kierunkiem walcowania, b) wymiary

Badania przeprowadzono na pionowym centrum obróbkowym Avia VMC 800 HS ze sterowaniem Heidenhain iTNC 530 (rys. 4.5) przystosowanym do obróbki szybkościowej.



Rys. 4.5. Pionowe centrum obróbkowe Avia VMC 800 HS [15]

W tabeli 4.2 przedstawiono podstawowe dane techniczne pionowego centrum obróbkowego Avia VMC 800 HS.

Tab. 4.2. Podstawowe dane techniczne pionowego centrum obróbkowego Avia VMC 800 HS [15]

Stół przesuwny		
X/Y/Z	mm	800/540/620
Elektrowrzeciono		
Maksymalne obroty	obr/min	24 000
Moc S1/S6 100%/25%	kW	20/25
Moment obrotowy S1/S6 100%/25%	Nm	32/40
Posuwy		
Maksymalna prędkość posuwów X/Y/Z	m/min	40/40/40
Dane ogólne		
Dokładność pozycjonowania osi ogólnych	mm	±0,005
Powtarzalność pozycjonowania osi liniowych	mm	0,005

Dobierając narzędzia skrawające sugerowano się aktualnym przeglądem frezów stosowanych w przemyśle do obróbki stopów aluminium (grupa ISO N), szczególnie uwzględniając możliwość ich zastosowania przy High Performance Cutting oraz High Speed Cutting. W badaniach wykorzystano trzy frezy walcowo-czołowe:

- składany frez firmy Kennametal (25A03R044B25SED14) z odpowiednio dobranymi płytkami skrawającymi (EDCT140416PDFRLDJ) – stosowany do HPC (rys. 4.6a),
- monolityczny frez węglkowy firmy Sandvik (R216.33-16040-AC32U) bez powłoki ochronnej – stosowany do HSC i obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) (rys. 4.6b),
- frez z ostrzami z polikrystalicznego diamentu (PKD) firmy Bryk (D10.1601) – stosowany do obróbki HSC (weryfikacja przy strategii łączącej HPC z HSC) (rys. 4.6c).



Rys. 4.6. Narzędzia stosowane w badaniach: a) frez składany Kennametal, b) frez węglkowy Sandvik, c) frez z ostrzami PKD Bryk

W tabeli 4.3 przedstawiono dane techniczne narzędzi (25A03R044B25SED14, R216.33-16040-AC32U, D10.1601), a w tabeli 4.4 parametry płytki skrawającej firmy Kennametal (EDCT140416PDFRLDJ) wykorzystanej przy frezie składanym (25A03R044B25SED14).

Tab. 4.3. Dane techniczne stosowanych frezów

Symbol	Kennametal 25A03R044B25S ED14	Sandvik R216.33-16040- AC32U	Bryk D10.1601
Materiał ostrza	KC410M ¹⁾	H10F	PKD
Liczba ostrzy z	3	3	3
Średnica części roboczej d , mm	25	16	16
Długość całkowita L , mm	101	92	100
Maksymalna głębokość skrawania $a_p \max$, mm	14,6	32	25
Średnica części chwytowej D , mm	25	16	16
¹⁾ materiał płytki skrawającej			

Tab. 4.4. Parametry płytki skrawającej Kennametal EDCT140416PDFRLDJ

Symbol	Kennametal EDCT140416PDFRLDJ
Liczba krawędzi skrawających	2
Grubość S , mm	4,5
Wysokość W , mm	8,45
Ścin BS , mm	1,77
Długość krawędzi skrawających L_1 , mm	17
Promień zaokrąglenia naroża R_e , mm	1,59

Uwzględniając część chwytową narzędzi oraz stożek wrzeczona maszyny dobrano odpowiednie oprawki firmy Haimer typu HSK 63A. Dla frezu Kennametal zastosowano oprawkę typu Weldon (A63.000.25), natomiast dla frezu Sandvik oraz Bryk – oprawkę termokurczliwą (A63.144.16), którą wyważono zgodnie z klasą G 2,5 przy 25 000 obr/min według normy ISO 1940-1:2003 [102].

W tabeli 4.5 przedstawiono stosowane wartości parametrów technologicznych dla każdej analizowanej strategii obróbki. Ich dobór oparto na wieloletnich badaniach prowadzonych w Katedrze Podstaw Inżynierii Produkcji Politechniki Lubelskiej.

Tab. 4.5. Wartości parametrów technologicznych analizowanych strategii obróbki

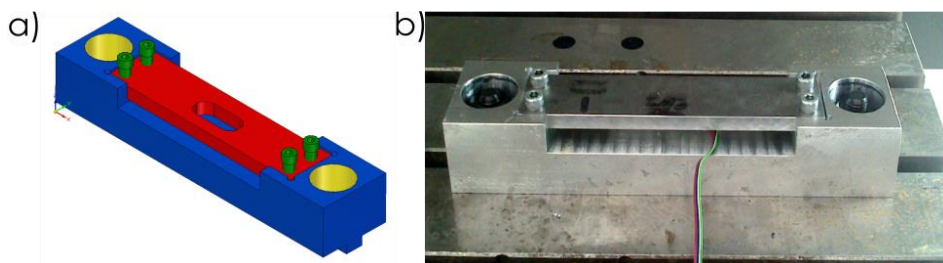
Parametry technologiczne	Strategie							
	HPC	HPC + OWK		HPC + HSC		HSC	HSC + OWK	
		HPC	OWK	HPC	HSC		HSC	OWK
Głębokość skrawania a_p , mm	4,5	4,3	0,4	4,3	0,4	0,956; 0,4*	0,956	0,4
Szerokość frezowania a_e , mm	18,75	18,75	12	18,75	12	12	12	12
Prędkość skrawania v_c , m/min	1 000	1 000	200	1 000	1 200	1 200	1 200	200
Posuw na ostrze f_z , mm/ostrze	0,1	0,1	0,02	0,1	0,02	0,02	0,02	0,02
Prędkość obrotowa n , obr/min	12 732	12 732	3 979	12 732	23 873	23 873	23 873	3 979
Liczba przejść i	2	2	1	2	1	9; 1*	9	1
* ostatnie przejście								

Badania przeprowadzono w dwóch wersjach, usuwając i pozostawiając steksturowaną warstwę wierzchnią powstałą po walcowaniu. Wstępnie obrabiano

powierzchnię położoną po przeciwnej stronie do powierzchni obrabianej podczas właściwego procesu frezowania. Obróbkę wstępną zrealizowano z dwoma zakresami parametrów technologicznych, odpowiadającymi obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK), $a_p = 0,4$ mm, $v_c = 200$ m/min, $f_z = 0,02$ mm/ostre oraz High Speed Cutting, $a_p = 0,4$ mm, $v_c = 1\,200$ m/min, $f_z = 0,02$ mm/ostre.

W celu zapewnienia poprawnego mocowania i ustalenia przedmiotu podczas frezowania niezbędne było zaprojektowanie i wykonanie uchwytu specjalnego, ze stopu aluminium EN AW-7075 T6, składającego się z następujących elementów (rys. 4.7):

1. podstawy głównej z kieszenią umożliwiającą wyprowadzenie przewodów z pól lutowniczych tensometrów do układu wzmacniacza (kolor niebieski),
2. czterech otworów mocujących próbkę w uchwycie z odpowiednio dobranymi śrubami (kolor zielony),
3. dwóch otworów służących do mocowania uchwytu w stole obrabiarki za pomocą śrub teowych i nakrętek (kolor żółty),
4. podkładki z rowkiem ułatwiającym dostęp do naklejonych tensometrów (kolor czerwony).



Rys. 4.7. Uchwyt specjalny: a) model złożenia, b) zamocowany na stole obrabiarki Avia VMC 800 HS

Programy obróbkowe wygenerowano w oprogramowaniu NX 10 firmy Siemens, w którym przeprowadzono również symulację kinematyki procesu frezowania i wyeliminowano możliwość wystąpienia kolizji.

4.5. Badanie odkształceń

Pomiary odkształceń cienkościennych próbek wykonanych ze stopu aluminium do obróbki plastycznej EN AW-2024 T351 po frezowaniu przeprowadzono dwoma metodami:

- metodą tensometryczną,
- metodą różnicową z użyciem czujnika dźwigniowego.

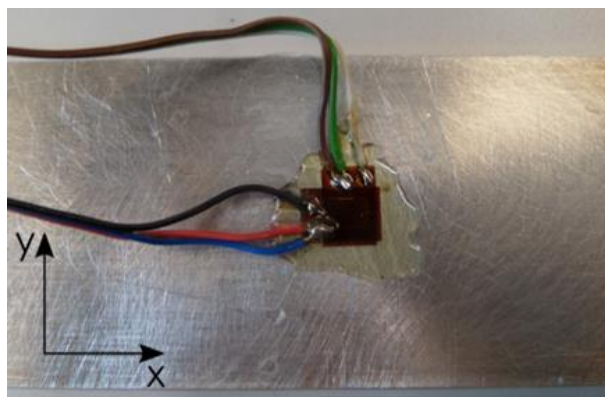
4.5.1. Metoda tensometryczna

W metodzie tensometrycznej do pomiaru odkształceń cienkościennych próbek zastosowano pojedyncze tensometry foliowe Tenmex TF-5-2x, których specyfikację techniczną przedstawiono w tabeli 4.6. Zasada ich działania polega na przenoszeniu odkształcenia badanego elementu i wykorzystaniu zjawiska zmiany oporu elektrycznego na skutek zmiany długości metalowej folii pod wpływem działającej siły. Tensometry naklejano na powierzchni badanych próbek odpowiednio w dwóch kierunkach (rys. 4.8):

- x – równoległe do dłuższej krawędzi próbki (tensometr wzdłużny),
- y – prostopadłe do dłuższej krawędzi próbki (tensometr poprzeczny).

Tab. 4.6. Specyfikacja techniczna pojedynczych tensometrów foliowych Tenmex TF-5-2x [155]

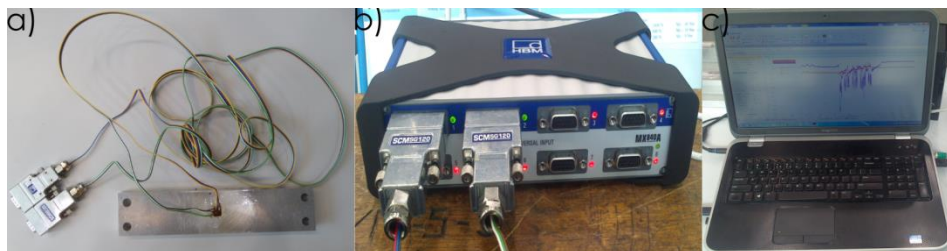
Specyfikacja	Jednostka	Wartość
Rezystancja R	Ω	$120 \pm 0,2\%$
Stała tensometru k	-	$2,15 \pm 0,5\%$



Rys. 4.8. Tensometry foliowe naklejone na powierzchni próbki

Proces naklejania tensometrów na powierzchnie badanych próbek przebiegał według standardowej procedury. Zastosowano klej cyjanoakrylowy LOCTITE 401 oraz zabezpieczającą warstwę ochronną M-COAT A AIR DRYING POLYURETHANE COATING, chroniącą tensometry przed działaniem chłodziwa i innych czynników zewnętrznych.

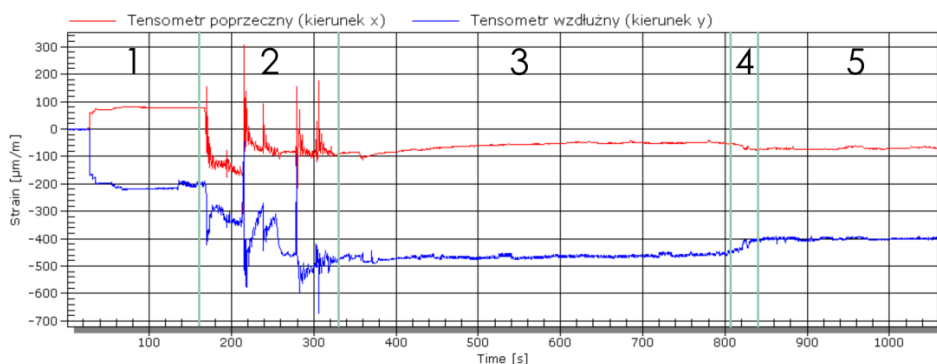
Wykorzystany w badaniu system pomiarowy składał się z naklejonych tensometrów, które za pomocą przylutowanych przewodów połączono z adapterami SCMSG120 (rys. 4.9a), uniwersalnego wzmacniacza pomiarowego HBM 1-MX840A (rys. 4.9b), łączącego optoelektronicznego oraz komputera z oprogramowaniem CatmanEasy V35.1 DAQ PROJECT (rys. 4.9c) służącym do przetwarzania, analizy i wizualizacji wyników pomiarów.



Rys. 4.9. Pomiar odkształceń metodą tensometryczną: a) próbka z podłączonymi adapterami SCMSG120, b) wzmacniacz HBM 1-MX840A, c) komputer z oprogramowaniem CatmanEasy V35.1 DAQ Project

W rejestrowanych przebiegach zmiany wartości odkształcenia względnego (jednostka: $\mu\text{m}/\text{m}$) w czasie (jednostka: s) wyróżniono pięć faz (rys. 4.10):

1. zamocowanie próbki w uchwycie,
2. wpływ czynników zakłócających (np. włączenie chłodziwa),
3. proces skrawania,
4. odmocowanie próbki z uchwytu,
5. stabilizacja.



Rys. 4.10. Przykładowy przebieg zmiany wartości odkształcenia względnego w czasie

W realizowanej pracy analizowano wartość i znak odkształceń uzyskanych w fazie stabilizacji, po ustaleniu temperatury próbki.

Badania powtarzano 5-krotnie dla każdej analizowanej konfiguracji (uzasadnienie liczebności próby przedstawiono w rozdziale 4.8).

4.5.2. Metoda różnicowa z wykorzystaniem czujnika dźwigniowego

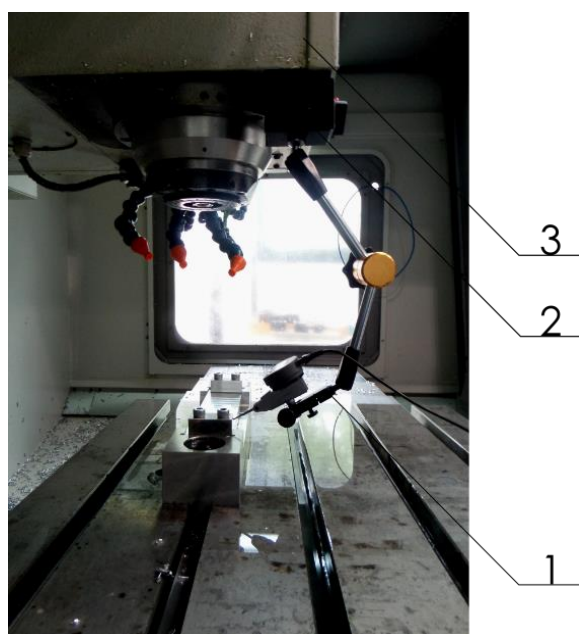
Drugą stosowaną metodą pomiaru odkształceń, w tym przypadku bezwzględnych, była metoda różnicowa wykorzystująca czujnik dźwigniowy typu diatest Sylvac CL44 umożliwiający pomiar w dwóch kierunkach (+, -). Przyrząd posiada poziomy trzpień pomiarowy i charakteryzuje się małym naciskiem wynoszącym

0,07 N, dzięki czemu znajduje zastosowanie w pomiarach cienkich ścianek. Podstawowe parametry techniczne czujnika Sylvac CL44 zestawiono w tabeli 4.7.

Tab. 4.7. Specyfikacja techniczna czujnika dźwigniowego Sylvac CL44 [152]

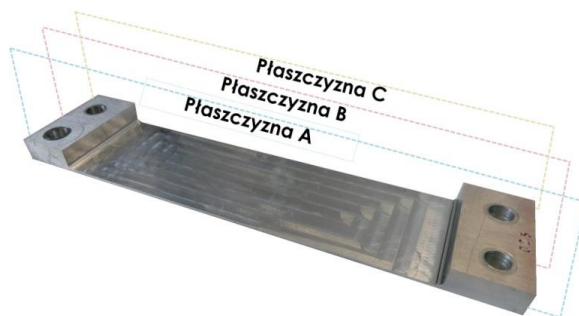
Parametr	Jednostka	Wartość
Długość trzpienia pomiarowego	mm	36,5
Zakres pomiarowy	mm	$\pm 0,5$
Rozdzielczość	mm	0,001
Dokładność	mm	0,01
Siła nacisku	N	0,07 ($\pm 15\%$)

Stanowisko pomiarowe składało się z czujnika Sylvac CL44 zamocowanego w uchwycie magnetycznym, który następnie umieszczono na wrzecienniku obrabiarki Avia VMC 800 HS (rys. 4.11). Połączenia z komputerem dokonano za pomocą łącza optoelektronicznego. Do zapisu i analizy wyników pomiarów wykorzystano oprogramowanie Syl Connect V1.072.



Rys. 4.11. Stanowisko do pomiaru odkształceń bezwzględnych: 1 – czujnik Sylvac CL44, 2 – uchwyt magnetyczny, 3 – wrzeciono obrabiarki Avia VMC 800 HS

Pomiary realizowano zarówno przed, jak i po odmocowaniu próbki z uchwytu w trzech płaszczyznach, równoległych do dłuższej krawędzi przedmiotu i oznaczonych jako A, B i C. Płaszczyzna A była oddalona o 5 mm od przyjętego brzegu próbki, płaszczyzna B o 22,5 mm i odpowiednio płaszczyzna C o 40 mm (rys. 4.12). Każdorazowo pomiary wykonywano 3-krotnie.



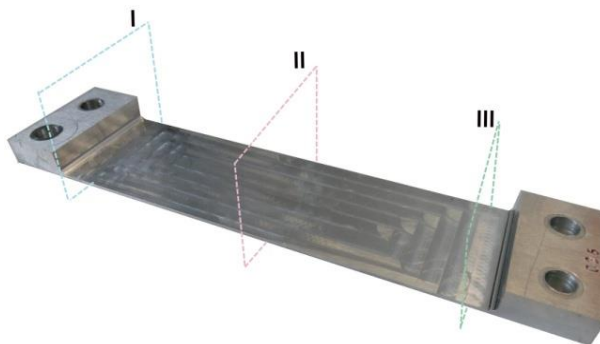
Rys. 4.12. Oznaczenie płaszczyzn pomiarowych podczas pomiarów czujnikiem Sylvac CL44

Na długości pomiarowej $l = 160$ mm dokonywano zapisu łącznie 65 punktów. Czujnik zerowano w płaszczyźnie A, przy ścianie pionowej ($l = 0$ mm). Badania powtarzano 5-krotnie dla każdej analizowanej konfiguracji (uzasadnienie liczności próby przedstawiono w rozdziale 4.8).

4.6. Pomiar parametrów chropowatości powierzchni

W celu porównania jakości powierzchni uzyskanych po High Performance Cutting, High Speed Cutting oraz obróbce wykończeniowej konwencjonalnej przeprowadzono pomiary chropowatości oraz topografii 3D, które wykonano odpowiednio profilometrem stykowym Hommel Tester T1000 oraz urządzeniem Hommel Etamic T8000RC.

Pomiary chropowatości powierzchni metodą stykową przeprowadzono w trzech płaszczyznach, prostopadłych do dłuższej krawędzi próbki, oznaczonych stosownie jako I ($l = 8$ mm), II ($l = 80$ mm) i III ($l = 152$ mm) (rys. 4.13). Dla każdego przypadku głowicę pomiarową ustawiano na środku przejścia narzędzia i dokonywano 5-krotnych powtórzeń, traktując uzyskaną średnią jako wynik z jednego miejsca.



Rys. 4.13. Oznaczenie płaszczyzn pomiarowych podczas pomiarów chropowatości powierzchni

Zgodnie z normą PN-EN ISO 4287:1999/A1:2010 analizowano parametry chropowatości powierzchni takie jak [111]: najwyższa wysokość profilu R_z , średnie arytmetyczne odchylenie profilu R_a i średni odstęp pomiędzy wzniesieniami profilu RSm . Badania wykonywano 8-krotnie dla każdej analizowanej konfiguracji (uzasadnienie liczebności próby przedstawiono w rozdziale 4.8).

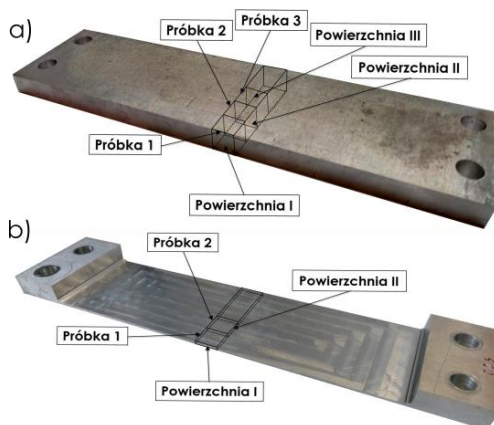
Do oceny topografii 3D wygenerowano obrazy izometryczne oraz według normy PN-EN ISO 25178-2:2012 wybrano następujące parametry wysokościowe [114]: wysokość najwyższego wzniesienia powierzchni S_p , głębokość najniższego wgłębienia powierzchni S_v oraz maksymalna wysokość profilu 3D S_z .

4.7. Analiza struktur metalograficznych warstwy wierzchniej

W realizowanej pracy badano struktury metalograficzne warstwy wierzchniej zarówno przed, jak i po procesie frezowania, uwzględniając wszystkie analizowane konfiguracje.

Zgłady metalograficzne przygotowano według standardowej procedury stosowanej do stopów aluminium. W pierwszej kolejności próbki zainkludowano, następnie je wyszlifowano papierami ściernymi o malejącej ziarnistości, wypolowano zawiesiną diamentową MetaDi oraz zawiesiną tlenku glinu OP-S NonDry. W ostatnim etapie wytrawiono odczynnikiem $Mi2Al$.

Do obserwacji struktur zastosowano odwrócony mikroskop metalograficzny Nikon Epiphot z oprogramowaniem ToupView. Miejsca pobrania próbek do przygotowania zgładów wraz z zaznaczeniem obserwowanych powierzchni przedstawiono odpowiednio na rysunku 4.14a dla próbki przed obróbką i na rysunku 4.14b dla próbki po obróbce.



Rys. 4.14. Miejsca pobrania próbek do przygotowania zgładów metalograficznych wraz z zaznaczeniem obserwowanych powierzchni: a) próbka przed obróbką, b) próbka po obróbce

Przeanalizowano również struktury metalograficzne próbek po frezowaniu wstępnym HSC i konwencjonalnym (OWK).

4.8. Wyznaczanie liczebności próby

W pierwszej kolejności sprawdzano za pomocą testu W Shapiro-Wilka normalność rozkładów analizowanych zmiennych. Liczebność próby n wyznaczano na podstawie przeprowadzonych badań wstępnych oraz zależności (4.1) [74]:

$$n = \frac{t_{(\alpha;f)}^2 S_x^2}{\varepsilon^2}, \quad (4.1)$$

gdzie: S_x^2 – wariancja badanej cechy określona na podstawie wyników badań wstępnych, ε – dokładność oceny, t – wartość krytyczna rozkładu t-Studenta, (α – poziom istotności, f – liczba stopni swobody).

Wstępne badania wytrzymałościowe przeprowadzono dla próbek o grubości 10,2 mm, przy których kierunek rozciągania był równoległy do kierunku walcowania. Próbę statycznego rozciągania powtórzono 8-krotnie. Uzyskane wyniki dla modułu Younga E oraz wytrzymałości na rozciąganie R_m przeanalizowano i określono ich rozrzut. Dokładność oceny ε założono na poziomie 5% otrzymanej wartości średniej. Na podstawie przyjętego poziomu istotności $\alpha = 0,05$ i liczby stopni swobody równej $f = 7$, z tablicy rozkładu t-Studenta, odczytano współczynnik $t = 2,365$. W tabeli 4.8 przedstawiono wyznaczanie liczebności próby n do dalszych badań wytrzymałościowych.

Tab. 4.8. Wyznaczanie liczebności próby n w badaniach wytrzymałościowych

	Moduł Younga E , GPa	Wytrzymałość na rozciąganie R_m , MPa
Średnia $\bar{x}$	72,125	431,375
Odchylenie standardowe σ	4,72621	19,25954
Wariancja S_x^2	22,33706	370,92988
Dokładność oceny ε	3,60625	21,56875
Współczynnik t $\alpha = 0,05; f = 7$	2,365	
Liczebność próby n	9,61	4,46

Do dalszych badań wytrzymałościowych przyjęto liczebność próby $n = 10$ dla wszystkich analizowanych zmiennych.

Wyznaczając liczebność próby n do badania odkształceń metodą tensometryczną oraz różnicową postępowano analogicznie. Badania wstępne przeprowadzono dla dwóch kierunków walcowania oraz strategii High Performance Cutting. Otrzymane wyniki przeanalizowano, obliczając odchylenie standardowe i wariancję. Dokładność oceny ε przyjęto na poziomie 5% uzyskanej wartości średniej. Na podstawie założonego poziomu istotności $\alpha = 0,05$ i liczby stopni swobody wynoszącej $f = 4$, z tablicy rozkładu t-Studenta, odczytano współczynnik $t = 2,776$.

Wyznaczanie liczebności próby n do badania odkształceń względnych i bezwzględnych przedstawiono odpowiednio w tabelach 4.9 i 4.10.

Tab. 4.9. Wyznaczanie liczebności próby n do badania odkształceń względnych ε

	Odkształcenie względne ε , $\mu\text{m}/\text{mm}$			
	Kierunek posuwu prostopadły do kierunku walcowania		Kierunek posuwu równoległy do kierunku walcowania	
	Tensometr wzdłużny	Tensometr wzdłużny	Tensometr wzdłużny	Tensometr poprzeczny
Średnia $\bar{x}$	100,20	21,20	71,20	28,80
Odchylenie standardowe σ	3,70135	0,83666	2,86356	1,09545
Wariancja S_x^2	13,70036	0,70007	8,20020	1,19990
Dokładność oceny ε	5,01	1,06	3,56	1,44
Współczynnik t $\alpha = 0,05; f = 4$	2,776			
Liczebność próby n	4,21	4,80	4,99	4,46

Tab. 4.10. Wyznaczanie liczebności próby n do badania odkształceń bezwzględnych Δl

	Odkształcenie bezwzględne Δl , mm	
	Kierunek posuwu prostopadły do kierunku walcowania	Kierunek posuwu równoległy do kierunku walcowania
Średnia $\bar{x}$	-0,335	-0,246
Odchylenie standardowe σ	0,01319	0,00910
Wariancja S_x^2	0,00017	0,00008
Dokładność oceny ε	-0,01675	-0,01230
Współczynnik t $\alpha = 0,05; f = 4$	2,776	
Liczebność próby n	4,67	4,07

Liczebność próby n do badania odkształceń bezwzględnych i względnych przyjęto na poziomie $n = 5$ dla każdej analizowanej konfiguracji.

W przypadku chropowatości powierzchni badania wstępne wykonano po obróbce High Performance Cutting dla pięciu próbek, przy których kierunku posuwu narzędzia skrawającego był równoległy do kierunku walcowania. Otrzymane wyniki przeanalizowano dla następujących parametrów: R_a , R_z i R_{Sm} . Dokładność oceny ε założono również na poziomie 5% otrzymanej wartości średniej. Na

podstawie założonego poziomu istotności $\alpha = 0,05$ i liczby stopni swobody wynoszącej $f = 4$, z tablicy rozkładu t-Studenta, odczytano współczynnik $t = 2,776$. W tabeli 4.11 przedstawiono wyznaczanie liczebności próby n do badania chropowatości powierzchni.

Tab. 4.11. Wyznaczanie liczebności próby n do badania chropowatości powierzchni

	Parametr chropowatości $R_z, \mu\text{m}$	Parametr chropowatości $R_a, \mu\text{m}$	Parametr chropowatości R_{Sm}, mm
Średnia $\bar{x}$	2,544	0,439	0,212
Odchylenie standardowe σ	0,12779	0,01977	0,00981
Wariancja S_x^2	0,01633	0,00039	0,00010
Dokładność oceny ε	0,12720	0,02195	0,01060
Współczynnik t $\alpha = 0,05; f = 4$	2,776		
Liczebność próby n	7,78	6,24	6,86

Do dalszych badań chropowatości powierzchni przyjęto liczebność próby $n = 8$ dla High Performance Cutting, High Speed Cutting oraz obróbki wykończeniowej konwencjonalnej.

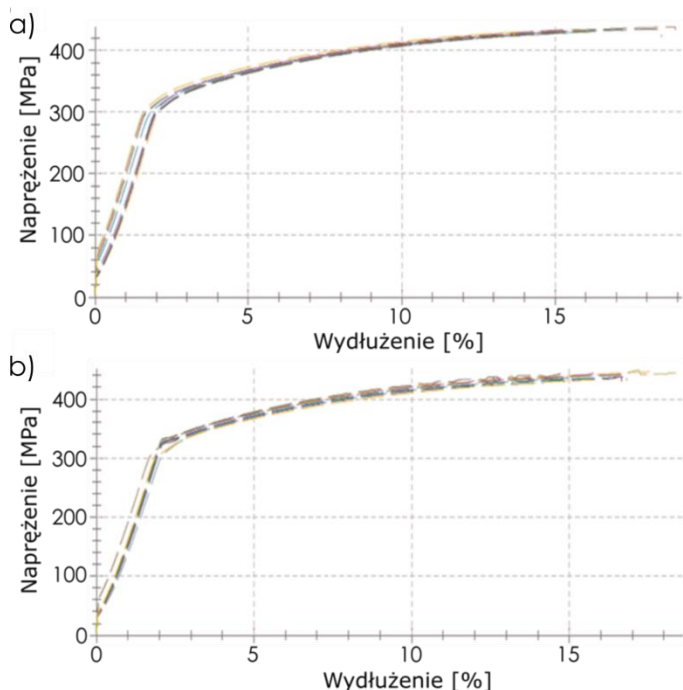
5. WYNIKI BADAŃ WŁASNYCH

W rozdziale przedstawiono wyniki badań własnych dotyczących charakterystyki materiałowej stopu aluminium EN AW-2024 T351, odkształceń poobróbkowych elementów cienkościennych, chropowatości powierzchni po różnych strategiach obróbki wykończeniowej oraz struktury metalograficznej warstwy wierzchniej przed i po procesie frezowania. Otrzymane wyniki analizowano zarówno w kontekście postawionych celów głównych pracy, jak i uporządkowania wiedzy z zakresu technologii obróbki elementów cienkościennych.

5.1. Wyniki badań wytrzymałościowych

Właściwości mechaniczne stopu aluminium EN AW-2024 T351 wyznaczono na podstawie wyników uzyskanych w statycznej próbie rozciągania.

Na rysunku 5.1 przedstawiono przykładowe charakterystyki naprężenie-wydłużenie otrzymane dla próbek o grubości 1 mm, przy których kierunku rozciągania był odpowiednio prostopadły (rys. 5.1a) oraz równoległy (rys. 5.1b) do kierunku walcowania.

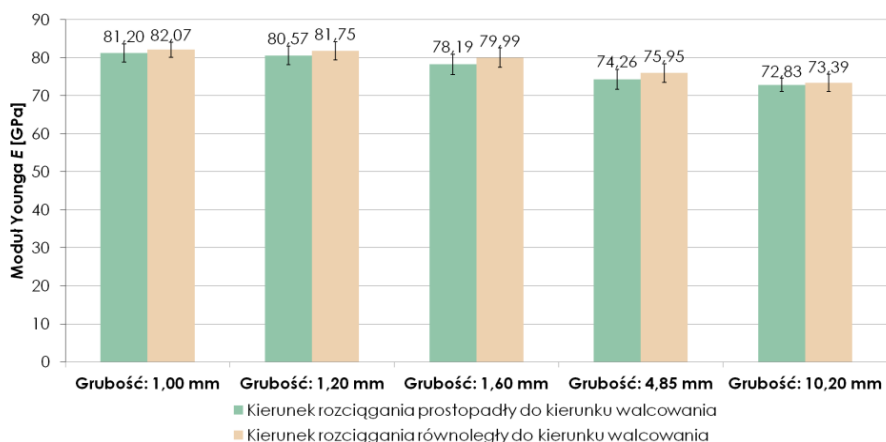


Rys. 5.1. Charakterystyka materiałowa stopu EN AW-2024 T351 uzyskana przy próbkach o grubości 1 mm i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania: a) prostopadłego, b) równoległego

Na podstawie przedstawionych charakterystyk materiałowych stopu aluminium EN AW-2024 T351 stwierdzono, że kształt krzywych rozciągania jest typowy dla tej grupy stopów aluminium. Otrzymane wydłużenie nieproporcjonalne procentowe wynosiło $A_g = 15,64\%$ dla kierunku prostopadłego oraz $A_g = 15,69\%$ dla kierunku równoległego, przy wytrzymałości na rozciąganie $R_m = 432,31$ MPa (kierunek prostopadły) i $R_m = 437,12$ MPa (kierunek równoległy).

W celu określenia wpływu walcowania oraz stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania na właściwości mechaniczne stopu aluminium EN AW-2024 T351 przeprowadzono analizę wyników uzyskanych podczas statycznej próby rozciągania.

Na rysunku 5.2 przedstawiono uśrednione wartości modułu Younga E otrzymane dla analizowanych grubości próbek oraz zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że dla wszystkich grubości otrzymano o około 2% większą wartość współczynnika sprężystości wzdłużnej E przy rozciąganiu równoległym do kierunku walcowania niż w przypadku rozciągania w kierunku prostopadłym.

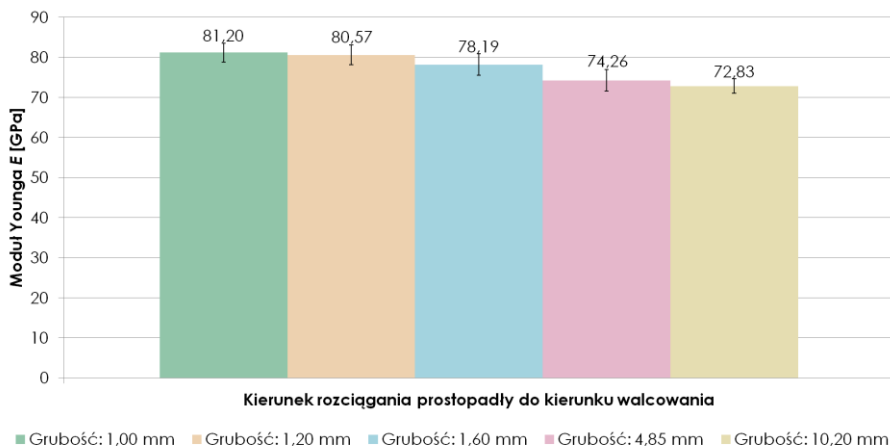


Rys. 5.2. Moduł Younga E w zależności od grubości próbki i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania

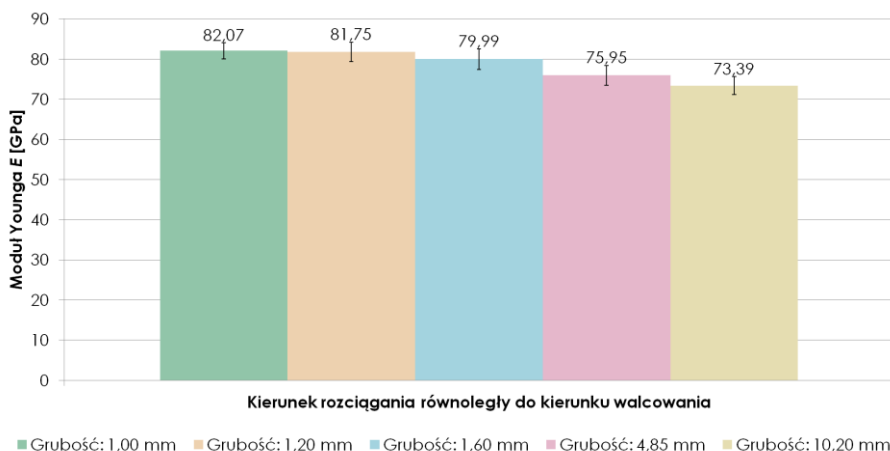
Na rysunkach 5.3 i 5.4 przedstawiono porównanie wartości modułu Younga E dla próbek rozciąganych odpowiednio prostopadłe i równoległe do kierunku walcowania. Analizując uzyskane wyniki zaobserwowano, że współczynnik sprężystości wzdłużnej E rośnie wraz ze zmniejszającą się grubością próbek.

Dla próbek, przy których kierunek rozciągania był prostopadły do kierunku walcowania, największa wartość modułu Younga wynosiła $E = 81,20$ GPa (grubość 1 mm), natomiast najmniejsza $E = 72,83$ GPa (grubość 10,2 mm). Przy próbkach rozciąganych równoległe do kierunku walcowania zauważono analogiczną prawidłowość. Największą wartość modułu sprężystości wzdłużnej E

odnotowano przy grubości 1 mm ($E = 82,07$ GPa) i najmniejszą przy 10,2 mm ($E = 73,39$ GPa). W obu przypadkach, większe o około 10% wartości modułu Younga E uzyskano przy grubości 1 mm w porównaniu do grubości 10,2 mm.

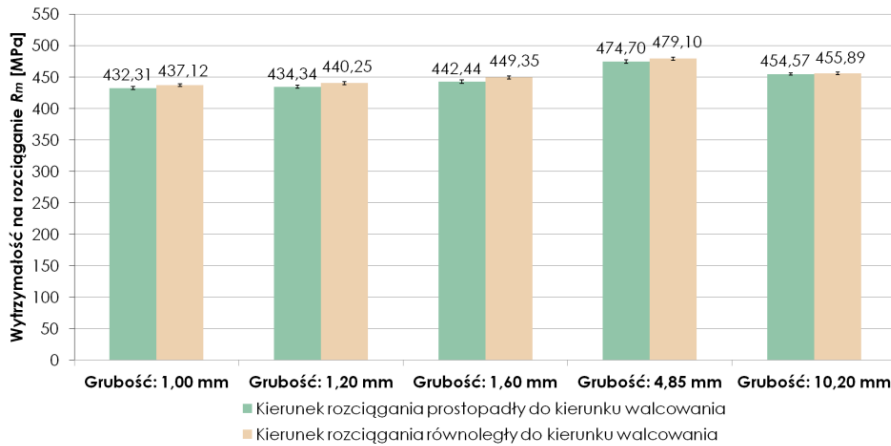


Rys. 5.3. Porównanie modułu Younga E dla próbek rozciąganych prostopadły do kierunku walcowania



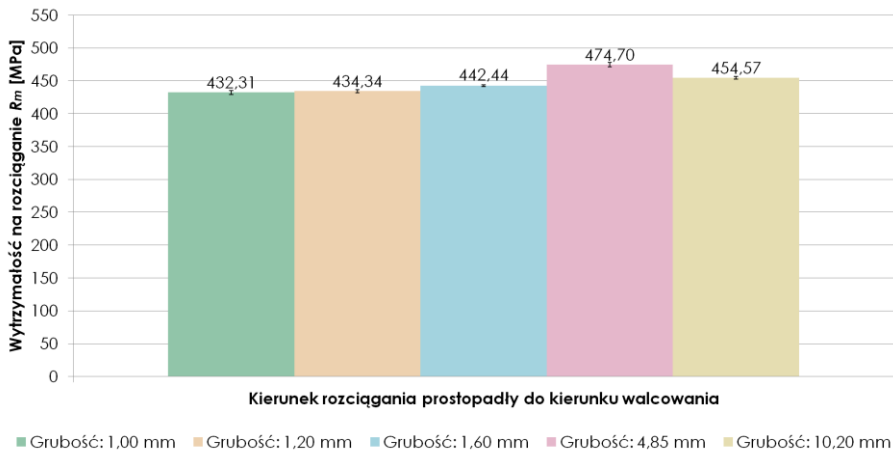
Rys. 5.4. Porównanie modułu Younga E dla próbek rozciąganych równoległy do kierunku walcowania

Uśrednione wartości wytrzymałości na rozciąganie R_m uzyskane dla badanych grubości próbek oraz zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania przedstawiono na rysunku 5.5. Analizując uzyskane wyniki zauważono, że dla próbek rozciąganych równoległy do kierunku walcowania, wytrzymałość na rozciąganie R_m jest o około 1,5% większa niż dla próbek rozciąganych prostopadły do kierunku walcowania.

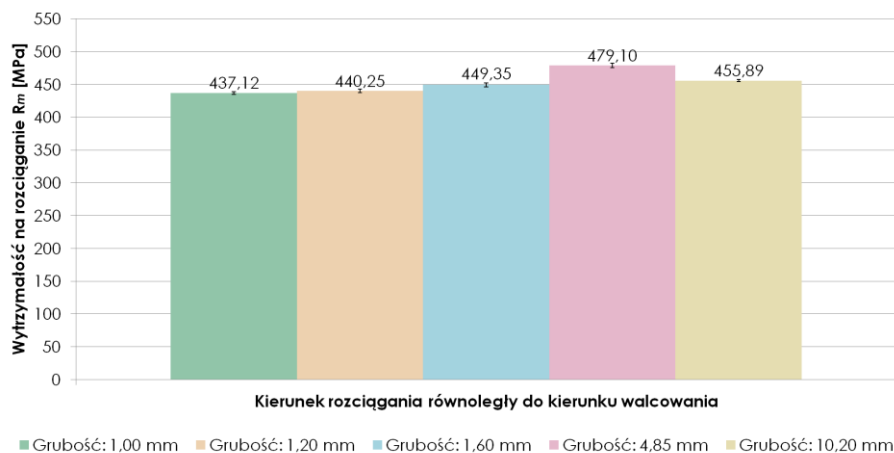


Rys. 5.5. Wytrzymałość na rozciąganie R_m w zależności od grubości próbki i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania

Porównanie uśrednionych wartości wytrzymałości na rozciąganie R_m dla próbek rozciąganych prostopadłe i równoległe do kierunku walcowania przedstawiono na rysunkach 5.6 i 5.7. Na podstawie otrzymanych wyników stwierdzono, że wytrzymałość na rozciąganie R_m rośnie wraz ze wzrostem grubości próbki, jednak tylko do pewnego momentu. Wartość maksymalną odnotowano przy grubości 4,85 mm, dla której wytrzymałość na rozciąganie wynosiła $R_m = 474,70$ MPa (kierunek prostopadły) oraz $R_m = 479,10$ MPa (kierunek równoległy).



Rys. 5.6. Porównanie wytrzymałości na rozciąganie R_m dla próbek rozciąganych prostopadłe do kierunku walcowania



Rys. 5.7. Porównanie wytrzymałości na rozciąganie R_m dla próbek rozciąganych równolegle do kierunku walcowania

Analiza wyników uzyskanych w badaniach wytrzymałościowych pozwoliła na stwierdzenie, że grubość elementu i stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania wpływają na właściwości mechaniczne stopu aluminium EN AW-2024 w stanie T351. Jest to związane z oddziaływaniem procesu walcowania na warstwę wierzchnią. Dla próbek o najmniejszej grubości wpływ utwardzonej stekstrowanej warstwy wierzchniej jest znaczący, co przekłada się na większe wartości modułu Younga E w porównaniu do próbek o większej grubości. W rozdziale 6 przedstawiono statystyczne opracowanie wyników.

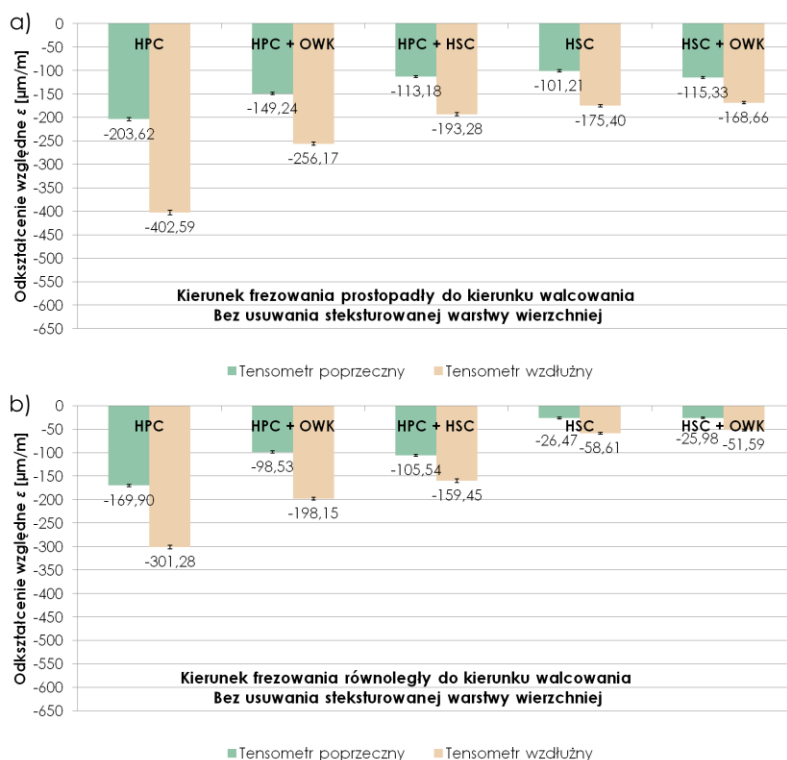
5.2. Wyniki badania odkształceń

W pracy realizowano pomiary odkształceń dwoma metodami. Metodą tensometryczną wyznaczano odkształcenia względne ε , a metodą różnicową – odkształcenia bezwzględne Δl .

5.2.1. Wyniki badania odkształceń metodą tensometryczną

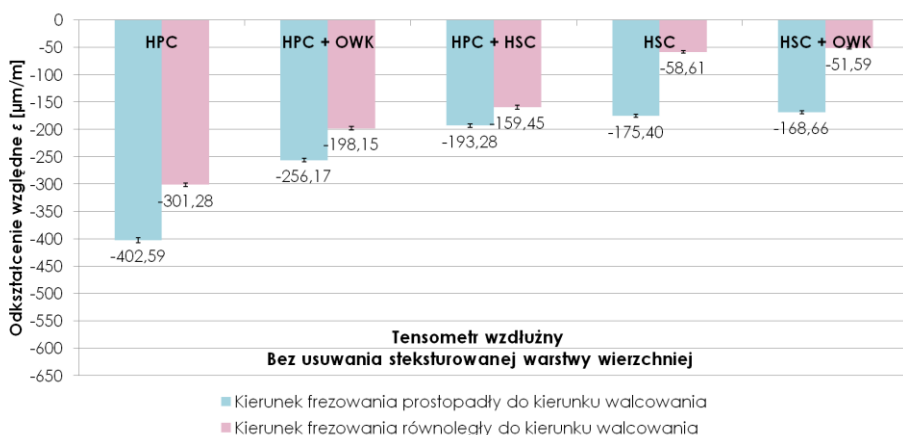
Opracowanie wyników badań tensometrycznych rozpoczęto od próbek, w których nie usuwano stekstrowanej warstwy wierzchniej powstałej po obróbce plastycznej. Skupiono się na znaku i wartości odkształceń względnych ε w fazie stabilizacji, po odmocowaniu próbki z uchwytu obróbkowego i jej ustabilizowaniu do temperatury otoczenia. Na rysunku 5.8 przedstawiono odkształcenia względne ε uzyskane dla badanych strategii obróbki, przy których kierunku frezowania do kierunku walcowania był odpowiednio prostopadły oraz równoległy. Odkształcenia względne ε wyrażano w jednostce $\mu\text{m}/\text{m}$, określającej o ile μm element odkształcił się na długości 1 m. Na podstawie otrzymanych wyników stwierdzono,

że niezależnie od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania, większe odkształcenia względne ε odnotowano na tensometrach wzdłużnych. Znak „-” oznacza, że tensometry uległy rozciąganiu. Ze względu na zauważalne związki pomiędzy wartościami odkształceń względnych ε uzyskanymi na tensometrach naklejonych prostopadle i równoległe do dłuższej krawędzi próbek, zdecydowano w dalszej części pracy rozpatrywać wyniki odkształceń względnych ε z tensometru wzdłużnego. Dla frezowania prostopadłego do kierunku walcowania maksymalne odkształcenia względne ε otrzymano przy strategii HPC, $\varepsilon = -402,59 \mu\text{m/m}$, a minimalne przy technologii HSC łączonej z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), $\varepsilon = -168,66 \mu\text{m/m}$ (prawie 60% mniej w odniesieniu do HPC). W przypadku frezowania równoległego do kierunku walcowania uzyskano analogiczną zależność. Największe odkształcenia względne ε wystąpiły po HPC, $\varepsilon = -301,28 \mu\text{m/m}$, zaś najmniejsze po połączeniu HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), $\varepsilon = -51,59 \mu\text{m/m}$ (ponad 80% mniej w porównaniu do HPC).



Rys. 5.8. Odkształcenia względne ε uzyskane dla próbek, w których nie usuwano stekstrowanej warstwy wierzchniej, dla analizowanych strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania: a) prostopadłego, b) równoległego

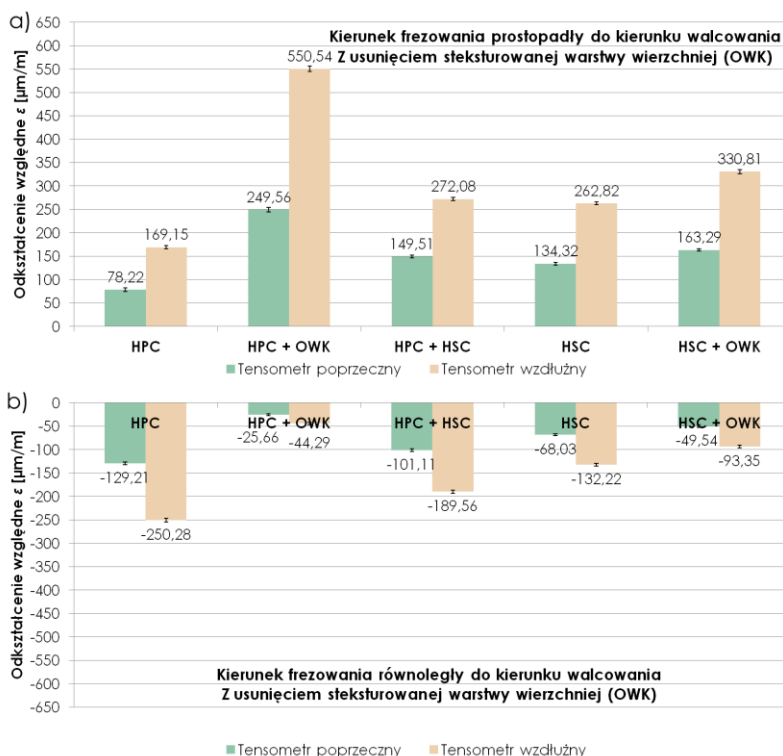
Na rysunku 5.9 przedstawiono porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania dla próbek z nieusuwaną warstwą wierzchnią. Analizując uzyskane wyniki stwierdzono, że próbki frezowane prostopadłe do kierunku walcowania uległy większym odkształceniom względnym ε niż próbki frezowane równoległe do kierunku walcowania. Przy HPC, połączeniu HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) oraz kombinacji HPC z HSC różnica pomiędzy odkształceniami względnymi ε wynosiła około 30% (w odniesieniu do kierunku równoległego). W przypadku HSC i połączenia HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) odnotowano o 200% większe odkształcenia względne ε przy frezowaniu w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania niż przy frezowaniu w kierunku równoległym.



Rys. 5.9. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (próbki z nieusuwaną warstwą wierzchnią)

W kolejnym etapie analizy wyników badań tensometrycznych skoncentrowano się na próbkach, w których usuwano stekstrowaną warstwę wierzchnią powstałą po walcowaniu z zastosowaniem obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK). Odkształcenia względne ε otrzymane przy frezowaniu prostopadłym i równoległym do kierunku walcowania oraz dla badanych strategii obróbki przedstawiono na rysunku 5.10. Analizując uzyskane wyniki stwierdzono, że również w tym przypadku, większe odkształcenia względne ε wystąpiły na tensometrach wzdłużnych. Przy kierunku frezowania prostopadłym do kierunku walcowania zauważono jednak różnicę w znaku odkształceń względnych ε . Znak „+” oznacza, że tensometry poddano ściskaniu. Dla próbek, które frezowano prostopadłe do kierunku walcowania, największą wartość odkształcenia względnego ε otrzymano po połączeniu HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), $\varepsilon = 550,54 \mu\text{m/m}$, a najmniejszą po HPC, $\varepsilon = 169,15 \mu\text{m/m}$ (70% mniej

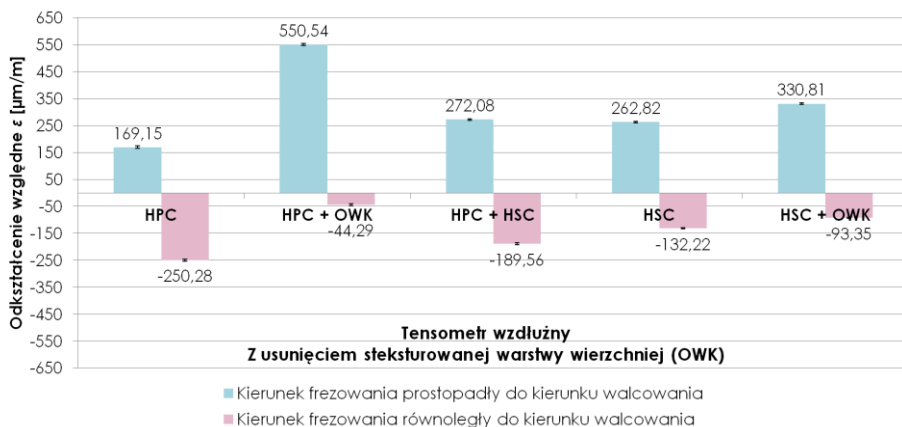
w odniesieniu do kombinacji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK)). Dla próbek frezowanych równolegle do kierunku walcowania, maksymalna wartość odkształcenia względnego ε wystąpiła po HPC, $\varepsilon = -250,28 \mu\text{m/m}$, zaś minimalna po połączeniu HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), $\varepsilon = -44,29 \mu\text{m/m}$ (80% mniej w porównaniu do strategii HPC).



Rys. 5.10. Odkształcenia względne ε uzyskane dla próbek, w których usuwano stekstrowaną warstwę wierzchnią (OWK), dla analizowanych strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania: a) prostopadłego, b) równoległego

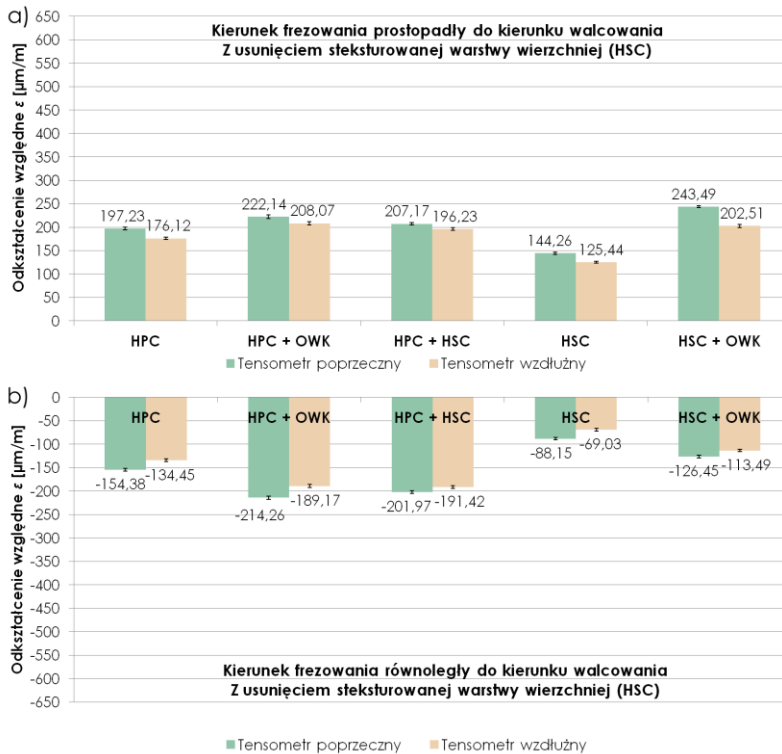
Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania dla próbek z usuwaną warstwą wierzchnią (parametry OWK) przedstawiono na rysunku 5.11. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że również w tym przypadku, próbki frezowane prostopadłe do kierunku walcowania uległy większym odkształceniom względnym ε niż próbki frezowane równolegle do kierunku walcowania. Należy zwrócić także uwagę na odmienne znaki odkształceń względnych ε zarejestrowane przy analizowanych związkach pomiędzy kierunkiem posuwu narzędzia skrawającego a kierunkiem walcowania. Odstępstwo odnotowano jedynie przy strategii HPC, dla której o prawie 50% większe odkształcenie

względne ε wystąpiło po frezowaniu równoległym do kierunku walcowania w porównaniu do frezowania prostopadłego. Dla połączenia technologii HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) uzyskano o ponad 1100% większą wartość odkształcenia względnego ε przy frezowaniu prostopadłym do kierunku walcowania niż przy frezowaniu równoległym. W przypadku kombinacji HPC z HSC różnica wynosiła około 40%, natomiast dla HSC i połączenia HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną odpowiednio 100% i 250% (w odniesieniu do kierunku równoległego).



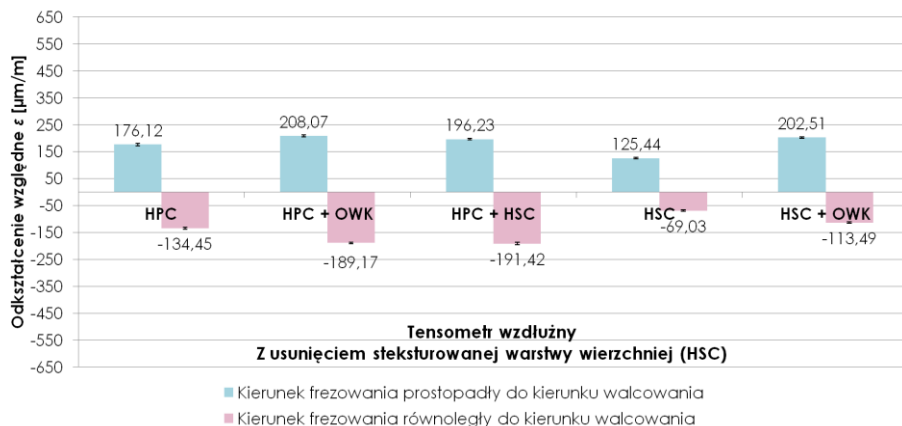
Rys. 5.11. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (próbki z usuwaną warstwą wierzchnią – OWK)

Następnie analizowano wyniki badań tensometrycznych dla próbek, przy których zastosowano obróbkę wstępną z parametrami odpowiadającymi zakresowi HSC. Na rysunku 5.12 przedstawiono odkształcenia względne ε uzyskane po frezowaniu w kierunku prostopadłym i równoległym do kierunku walcowania oraz badanych strategiach obróbki. Na podstawie otrzymanych wyników zauważono, że w tym przypadku większe odkształcenia względne ε odnotowano na tensometrach naklejonych poprzecznie do dłuższej krawędzi próbek. Przy próbkach obrabianych prostopadle do kierunku walcowania, maksymalne odkształcenie względne ε na tensometrze wzdłużnym otrzymano po strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), $\varepsilon = 208,07 \mu\text{m/m}$, a minimalne po HSC, $\varepsilon = 125,44 \mu\text{m/m}$ (prawie 40% mniej niż przy HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK)). Próbki frezowane równoległe do kierunku walcowania różnią się znakiem uzyskanych odkształceń względnych ε . Największa wartość odkształcenia względnego ε , również na tensometrze wzdłużnym, wystąpiła po połączeniu HPC z HSC, $\varepsilon = -191,42 \mu\text{m/m}$, natomiast najmniejsza po HSC, $\varepsilon = -69,03 \mu\text{m/m}$ (ponad 60% mniej w porównaniu do strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK)).



Rys. 5.12. Odształcenia względne ϵ uzyskane dla próbek, w których usuwano stekstrowaną warstwę wierzchnią (HSC), dla analizowanych strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania: a) prostopadłego, b) równoległego

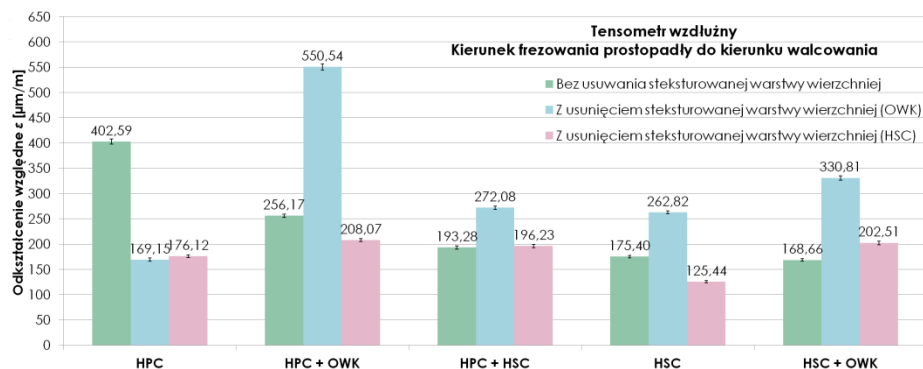
Na rysunku 5.13 przedstawiono porównanie odształceń względnych ϵ z tensometrów wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania dla próbek, przy których usuwano stekstrowaną warstwę wierzchnią powstałą po walcowaniu (parametry HSC). Analizując uzyskane wyniki zauważono, że ponownie próbki po frezowaniu w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania uległy większym odształceniom względnym ϵ niż próbki frezowane równolegle do kierunku walcowania. Rozbieżność wystąpiła także przy znaku odształceń względnych ϵ . W przypadku HPC, HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) i strategii łączącej HPC z HSC różnice wynosiły odpowiednio 30%, 10% i 3% (w odniesieniu do kierunku równoległego). Po HSC i połączeniu HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) otrzymano o około 80% większe odształcenia względne ϵ po obróbce w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania niż po frezowaniu w kierunku równoległym.



Rys. 5.13. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (próbki z usuwaną warstwą wierzchnią – HSC)

Zestawienie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej dla próbek frezowanych prostopadle do kierunku walcowania przedstawiono na rysunku 5.14. Do celów porównawczych, przy wariacie z pozostawieniem stekstrowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu, użyto wartości bezwzględnych z uzyskanych odkształceń względnych ε . Na podstawie otrzymanych wyników zauważono, że usunięcie warstwy wierzchniej z parametrami odpowiadającymi obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) nie powoduje minimalizacji odkształceń względnych ε . Odstępstwo odnotowano jedynie przy strategii HPC. W tym przypadku otrzymano w przybliżeniu 4% różnicę pomiędzy odkształceniami względnymi ε z dwóch wariantów obróbki wstępnej (parametry OWK i HSC). W odniesieniu do tych wartości, przy pozostawieniu stekstrowanej warstwy wierzchniej wystąpiły o około 130% większe odkształcenia względne ε . Dla połączenia HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) oraz technologii HSC większe o około 20% i 40% odkształcenia względne ε otrzymano przy pozostawieniu warstwy wierzchniej niż przy zastosowaniu obróbki wstępnej z parametrami HSC. Przy kombinacji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) uzyskano o 50% mniejsze odkształcenia względne ε przy pozostawieniu stekstrowanej warstwy wierzchniej niż przy jej usunięciu w wariantcie obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK). W przypadku HSC odnotowano analogiczną różnicę wynoszącą 30%. Przy konfiguracjach HPC z HSC i HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) wystąpiły odmienne zależności. Mniejsze odkształcenia względne ε odpowiednio o 1,5% i ponad 15% otrzymano dla wariantu z pozostawieniem warstwy wierzchniej niż z jej usunięciem w zakresie HSC. W przypadku strategii HPC z HSC i HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) uzyskano o 40% i prawie 100% większe

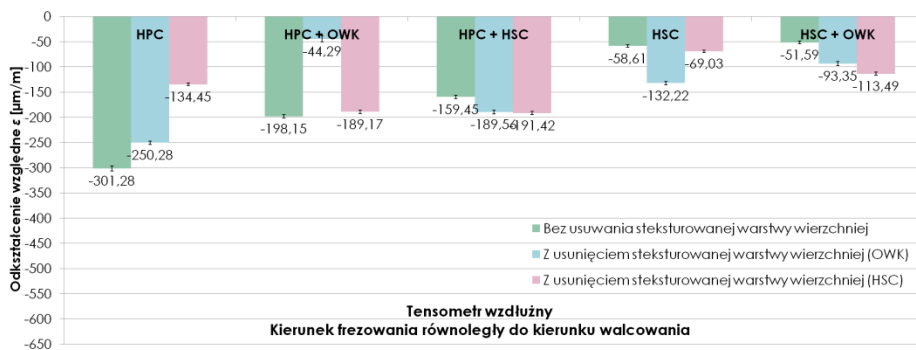
odkształcenia względne ε przy zastosowaniu obróbki wstępnej konwencjonalnej (OWK) w porównaniu do wariantu z pozostawieniem steksturowanej warstwy wierzchniej.



Rys. 5.14. Porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania prostopadły do kierunku walcowania

Na rysunku 5.15 przedstawiono porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej dla próbek frezowanych równolegle do kierunku walcowania. Analizując uzyskane wyniki stwierdzono, że nie można jednoznacznie określić wpływu wybranego wariantu obróbki wstępnej na wartość odkształceń względnych ε , które są ściśle związane ze strategią frezowania. Przy posuwie narzędzia równoległym do kierunku walcowania otrzymano wszystkie odkształcenia względne ε ze znakiem „-”. Dla strategii HPC z HSC, HSC i połączenia HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) najmniejsze odkształcenia względne ε odnotowano przy pozostawieniu steksturowanej warstwy wierzchniej. W przypadku HPC i konfiguracji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) dla wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej wystąpiły natomiast wartości największe. Po HPC otrzymano odpowiednio o 20% i ponad 120% większe odkształcenia względne ε przy pozostawieniu warstwy wierzchniej niż przy zastosowaniu obróbki wstępnej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) i HSC. Przy strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) uzyskano o 5% i prawie 350% większe odkształcenia względne ε dla próbek, w których pozostawiono warstwę wierzchnią w stosunku do jej usunięcia w wariancie HSC i obróbki konwencjonalnej (OWK). Dla połączenia HPC z HSC o około 15% mniejsze odkształcenia względne ε odnotowano przy braku obróbki wstępnej w odniesieniu do jej użycia z parametrami odpowiednio HSC i obróbki konwencjonalnej (OWK). Po technologii HSC otrzymano podobne zależności, przy czym różnice wynosiły 15% i 55% w porównaniu do obróbki wstępnej HSC i konwencjonalnej (OWK). Przy strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) uzyskano o 45% i 55% mniejsze odkształcenia względne ε także przy

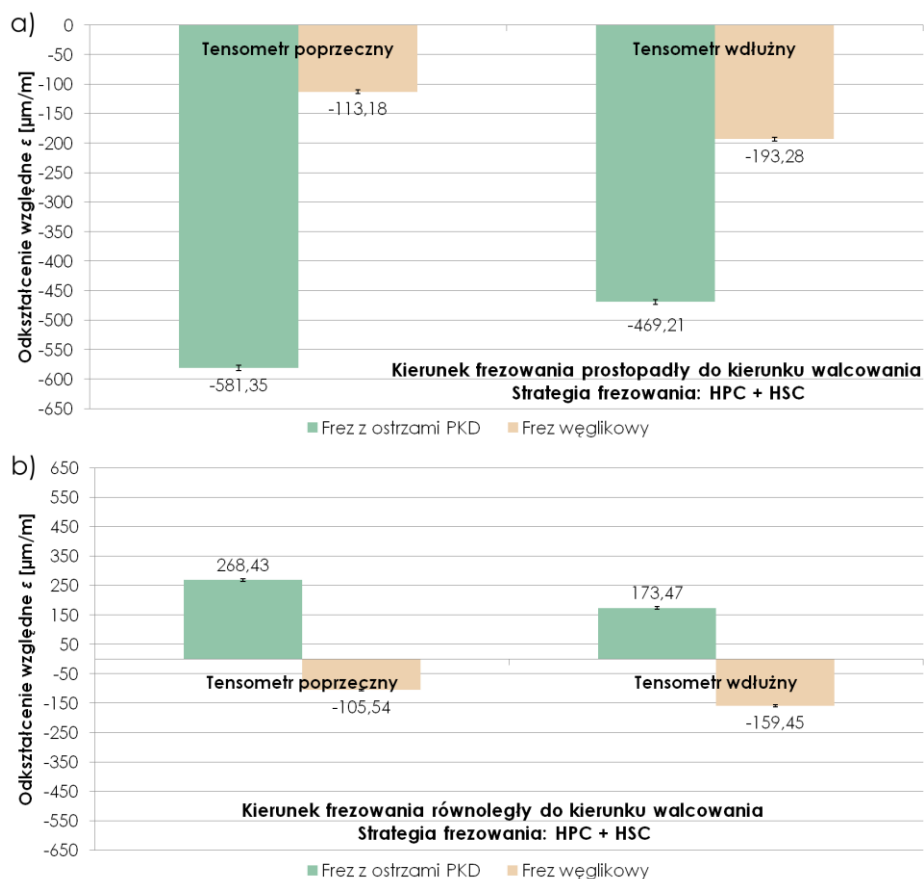
wariancie z nieusuwaną warstwą wierzchnią niż przy obróbce wstępnej w zakresie HSC i obróbki konwencjonalnej (OWK).



Rys. 5.15. Porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania równoległy do kierunku walcowania

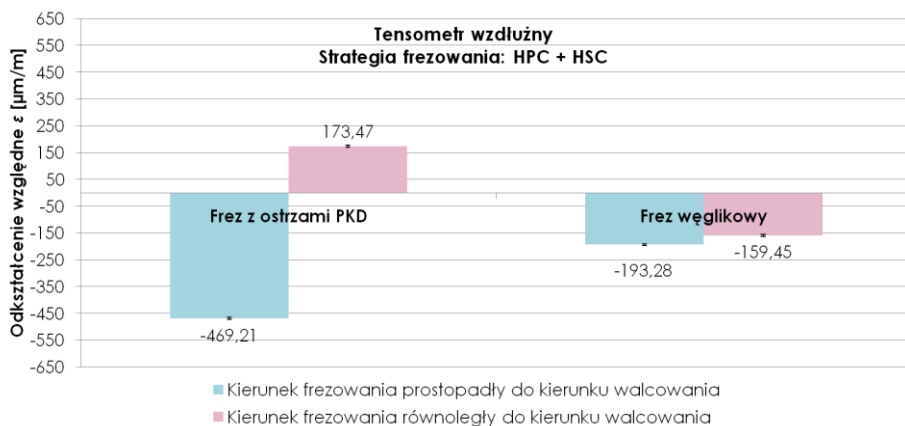
Strategię łączącą HPC z HSC, w wariantcie z brakiem obróbki wstępnej, przeprowadzono dodatkowo w konfiguracji zastosowania do HSC, oprócz frezu węglowego, frezu z ostrzami z polikrystalicznego diamentu (PKD). Na rysunku 5.16 przedstawiono porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych dla badanych narzędzi, przy których kierunku frezowania do kierunku walcowania był odpowiednio prostopadły oraz równoległy. Na podstawie uzyskanych wyników stwierdzono, że dla kierunku prostopadłego, w obu przypadkach, odkształcenia względne ε zarówno z tensometrów poprzecznych, jak i wzdłużnych są ujemne. Różnicę odnotowano jednak przy ich wartościach. Dla narzędzia z ostrzami PKD większe o ponad 20% odkształcenia względne ε wystąpiły na tensometrze poprzecznym, $\varepsilon = -581,35 \mu\text{m/m}$ w porównaniu do tensometru wzdłużnego, $\varepsilon = -469,21 \mu\text{m/m}$. Przy frezie węglowym otrzymano odwrotną zależność. Większe o 70% odkształcenia względne ε uzyskano na tensometrze wzdłużnym, $\varepsilon = -193,28 \mu\text{m/m}$ niż poprzecznym $\varepsilon = -113,18 \mu\text{m/m}$. Analizując wyniki dla kierunku równoległego zauważono, że odkształcenia względne ε dla frezu z ostrzami PKD są dodatnie, natomiast w przypadku narzędzia węglowego ujemne. Przy frezie z ostrzami PKD otrzymano o ponad 50% większe odkształcenia względne ε dla tensometru poprzecznego, $\varepsilon = 268,43 \mu\text{m/m}$ niż wzdłużnego, $\varepsilon = 173,47 \mu\text{m/m}$. Dla narzędzia węglowego, w stosunku do frezu z ostrzami PKD, wystąpiła odwrotna zależność. Na tensometrze wzdłużnym, $\varepsilon = -159,45 \mu\text{m/m}$, uzyskano o 50% większe odkształcenia względne ε w odniesieniu do tensometru poprzecznego, $\varepsilon = -105,54 \mu\text{m/m}$. Porównując wartości odkształceń względnych ε po obróbce badanymi narzędziami i biorąc pod uwagę relacje pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania stwierdzono, że większe odkształcenia względne ε otrzymano dla frezu z ostrzami PKD. Przedstawioną prawidłowość odnotowano zarówno na tensometrze poprzecznym, jak

i wzdłużnym. Wynika to prawdopodobnie z odmiennej geometrii narzędzia z ostrzami PKD, którego cechą charakterystyczną jest kąt pochylenia ostrza λ_s wynoszący 0° .



Rys. 5.16. Porównanie odkształceń względnych ϵ otrzymanych dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania: a) prostopadłego, b) równoległego

Porównanie odkształceń względnych ϵ z tensometrów wzdłużnych otrzymanych po obróbce frezem z ostrzami PKD oraz frezem węglkowym w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania przedstawiono na rysunku 5.17. Na podstawie uzyskanych wyników zauważono, że dla obu narzędzi większe odkształcenia względne ϵ odnotowano dla próbek, w których kierunek frezowania był prostopadły do kierunku walcowania. W przypadku frezu z ostrzami PKD różnica wynosiła około 170%, a przy frezie węglkowym 20% (w odniesieniu do kierunku równoległego).



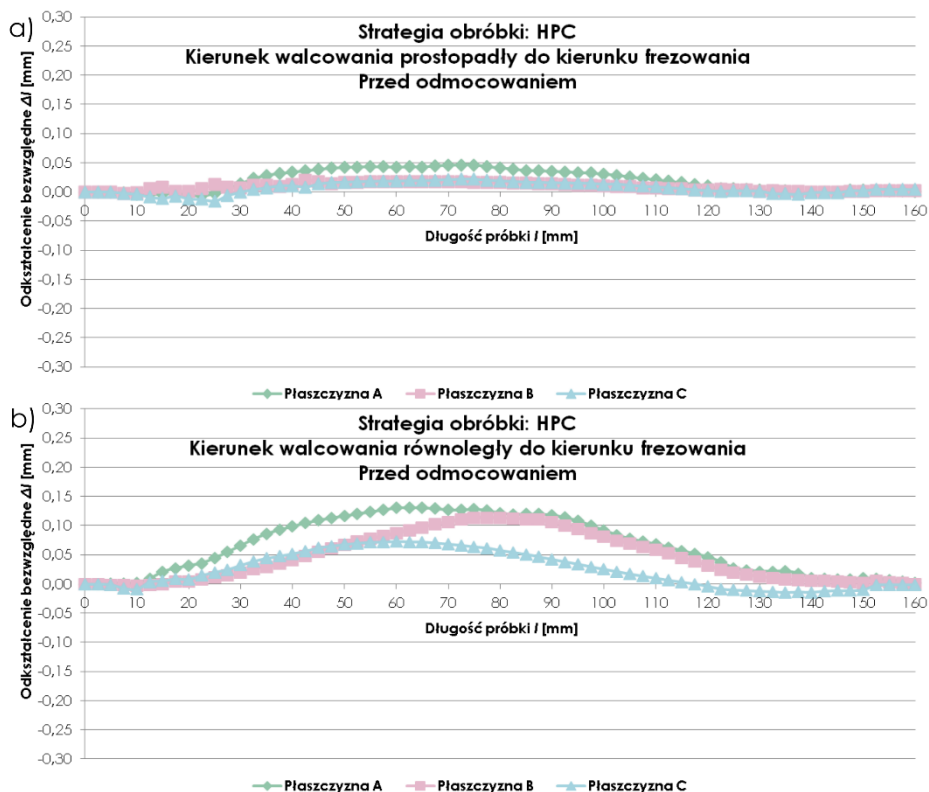
Rys. 5.17. Porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania

Analiza wyników uzyskanych w badaniu odkształceń względnych ε przeprowadzonym na cienkościennych próbkach wykonanych ze stopu aluminium EN AW-2024 w stanie T351, pozwoliła na stwierdzenie, że niezależnie od analizowanej strategii frezowania oraz zastosowanej obróbki wstępnej, większe odkształcenia względne ε otrzymywano po frezowaniu w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania. Dodatkowo stwierdzono możliwość redukowania odkształceń poobróbkowych, w tym przypadku względnych ε , elementów cienkościennych ze stopu aluminium EN AW-2024 T351 przez zastosowanie odpowiedniej strategii obróbki w połączeniu z właściwym wariantem obróbki wstępnej.

5.2.2. Wyniki badania odkształceń metodą różnicową

Wyniki badania odkształceń bezwzględnych Δl opracowano i przedstawiono w formie graficznej prezentując przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l . W pierwszej kolejności skoncentrowano się na wartościach otrzymanych przed odmocowaniem przedmiotu z uchwytu obróbkowego dla trzech płaszczyzn pomiarowych A, B i C. Z uwagi na fakt, iż w praktyce przemysłowej elementy cienkościenne ulegają znacznym deformacjom w momencie usunięcia sił mocujących zdecydowano przedstawić wyniki jedynie dla wybranej konfiguracji obróbki.

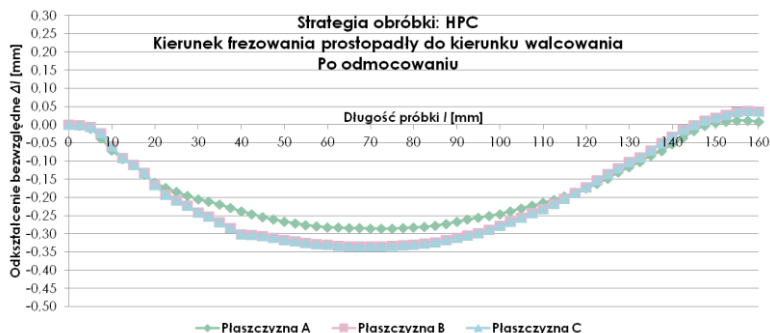
Na rysunku 5.18 przedstawiono przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane przed odmocowaniem, dla strategii HPC, badanych zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania oraz wariantu z pozostawieniem stekstuirowanej warstwy wierzchniej po walcowaniu. Dla każdego analizowanego przypadku wartości odkształceń bezwzględnych Δl , przed odmocowaniem próbki z uchwytu, mieściły się w zakresie $\pm 0,15$ mm.



Rys. 5.18. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , przed odmocowaniem, dla strategii HPC, braku obróbki wstępnej oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania: a) prostopadłego, b) równoległego

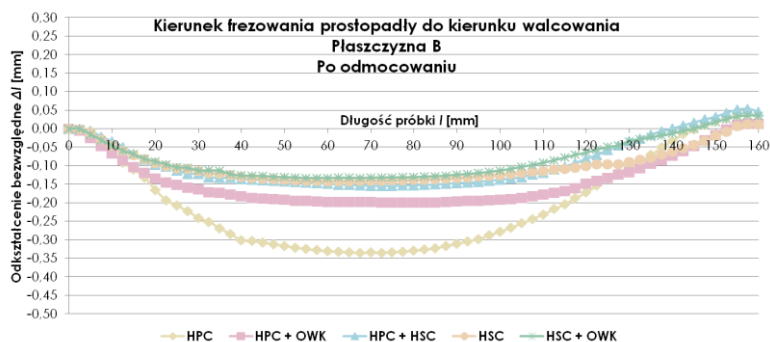
Analizę wyników odkształceń bezwzględnych Δl po odmocowaniu przedmiotu obrabianego z uchwytu rozpoczęto od próbek, w których nie usuwano steksturowanej warstwy wierzchniej powstałej po obróbce plastycznej.

Na rysunku 5.19 przedstawiono przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, w trzech płaszczyznach pomiarowych A, B i C, dla wybranej strategii obróbki, tj. HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz niezastosowania obróbki wstępnej. Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymane po odmocowaniu, dla pozostałych strategii dołączono do pracy jako załącznik 1. Ze względu na stwierdzenie jedynie nieznacznych różnic pomiędzy analizowanymi płaszczyznami postanowiono w dalszej części pracy rozważać wyniki odkształceń bezwzględnych Δl z płaszczyzny środkowej oznaczonej jako B.



Rys. 5.19. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

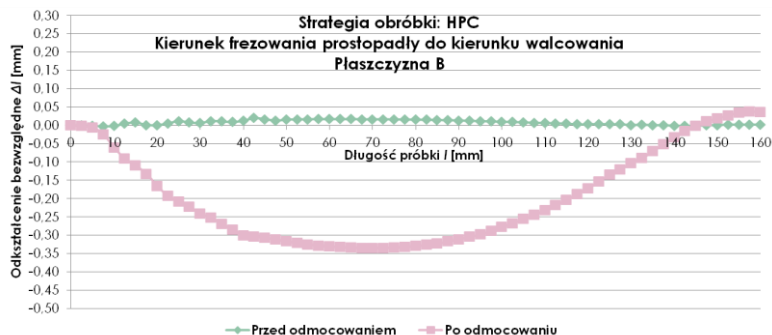
Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, przy których kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły oraz wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej przedstawiono na rysunku 5.20. Analizując uzyskane wyniki zauważono charakterystyczne ugięcie o kształcie „ujemnym”, oznaczającym położenie odchyłki poniżej przyjętej linii „zerowej”. Największe ugięcie otrzymano po frezowaniu HPC, zaś najmniejsze po połączeniu HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), przy czym należy zaznaczyć, iż jest ono porównywalne z ugięciem powstałym po HSC. Wartości maksymalne odnotowano na środku każdej próbki. Jest to związane z największą odległością tego miejsca od punktów utwierdzenia przedmiotu obrabianego.



Rys. 5.20. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, przy których kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

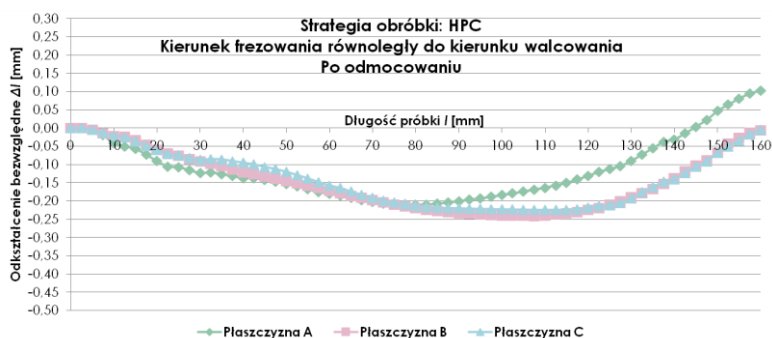
Na rysunku 5.21 zaprezentowano porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l również w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku

do kierunku walcowania i wariantu z brakiem obróbki wstępnej. Stwierdzono, że usunięcie sił mocujących skutkuje powstawaniem znacznych odkształceń, niewidocznych podczas procesu skrawania i przed odmocowaniem przedmiotu obrabianego z uchwytu.



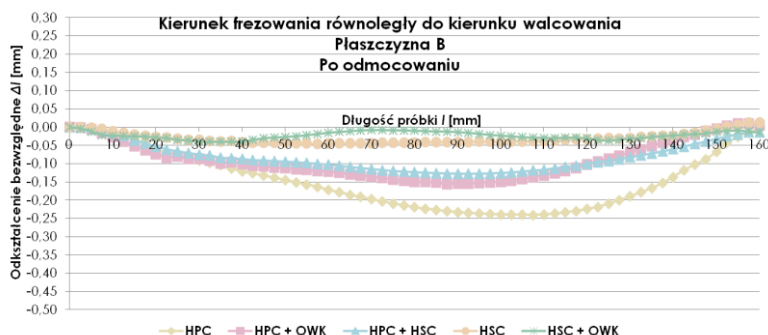
Rys. 5.21. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, w trzech płaszczyznach pomiarowych A, B i C, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz wariantu z brakiem obróbki wstępnej przedstawiono na rysunku 5.22. Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymane po odmocowaniu, dla pozostałych strategii zawarto w załączniku 1. W tym przypadku także stwierdzono nieznaczne różnice pomiędzy badanymi płaszczyznami, stąd w dalszej części pracy brano pod uwagę tylko płaszczyznę środkową B.



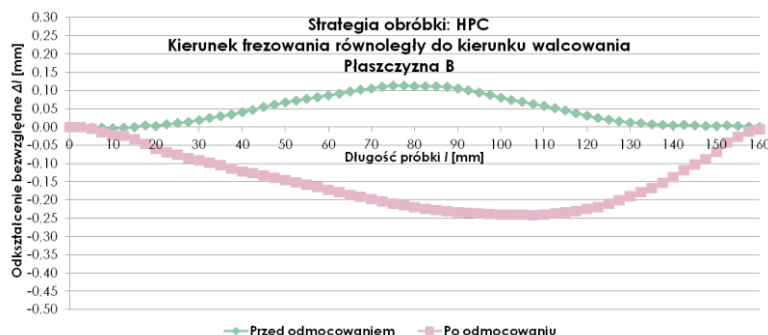
Rys. 5.22. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

Na rysunku 5.23 przedstawiono porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla każdej strategii, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy oraz niezastosowania obróbki wstępnej. Zauważono, że ugięcie przyjmuje kształt „ujemny”, a jego największą wartość odnotowano po HPC, zaś najmniejszą po strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK). Wartości maksymalne uzyskano także w pobliżu środka próbek.



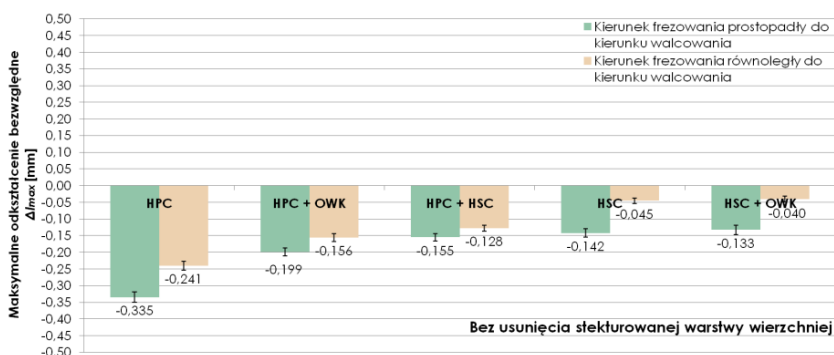
Rys. 5.23. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, przy których kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l również w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i nieusuwania stekstuirowanej warstwy wierzchniej zaprezentowano na rysunku 5.24. Potwierdzono, że odkształcenia elementów cienkościennych pojawiają się po odmocowaniu z uchwytu obróbkowego.



Rys. 5.24. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

Na rysunku 5.25 przedstawiono porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania, przy wariancie z nieusuwaną warstwą wierzchnią. Analizując uzyskane wyniki stwierdzono, że próbki frezowane prostopadłe do kierunku walcowania uległy większym odkształceniom bezwzględnym Δl niż próbki frezowane równoległe. W przypadku HPC, połączenia HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) oraz kombinacji HPC z HSC odnotowano odpowiednio o około 40%, 30% i 20% większe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy obróbce w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania w porównaniu do kierunku równoległego. Dla HSC i połączenia HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) różnica pomiędzy maksymalnymi odkształceniami bezwzględnymi Δl_{max} stanowiła ponad 200% (w odniesieniu do kierunku równoległego). Zauważono również, że dla strategii HPC otrzymano, przy kierunku prostopadłym, 3-krotnie większe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} w stosunku do kombinacji HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) oraz 6-krotnie większe przy kierunku równoległym.

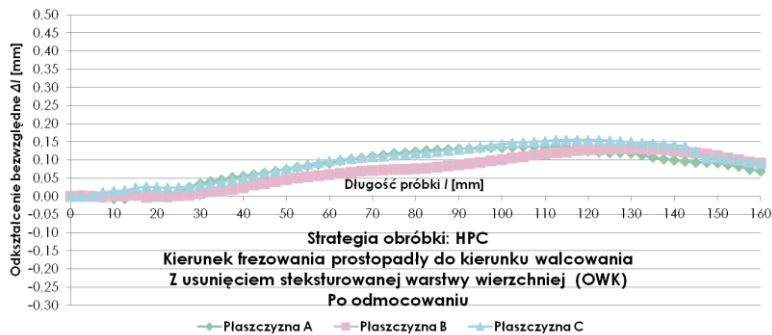


Rys. 5.25. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (wariant z nieusuwaną warstwą wierzchnią)

Następnie przeanalizowano wyniki odkształceń bezwzględnych Δl po odmocowaniu z uchwytu dla próbek obrabianych wstępnie z parametrami obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK).

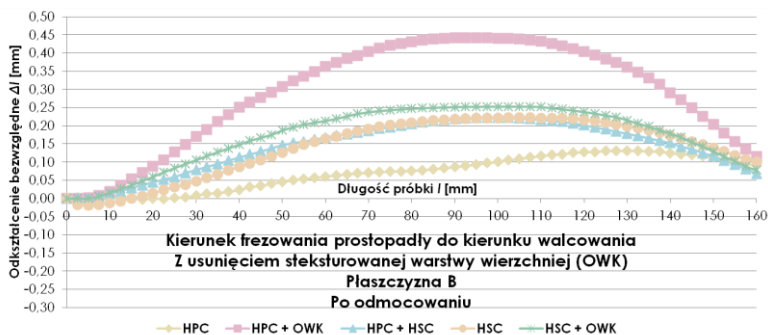
Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymane po odmocowaniu, w płaszczyznach pomiarowych A, B i C dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz usunięcia stekstrowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu z zastosowaniem obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) przedstawiono na rysunku 5.26. Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, dla pozostałych strategii zawarto w załączniku 2. W tym przypadku zauważono nieznaczne różnice pomiędzy

odkształceniami bezwzględnymi Δl odnotowanymi w poszczególnych płaszczyznach, stąd w dalszej części pracy skoncentrowano się na płaszczyźnie B.



Rys. 5.26. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

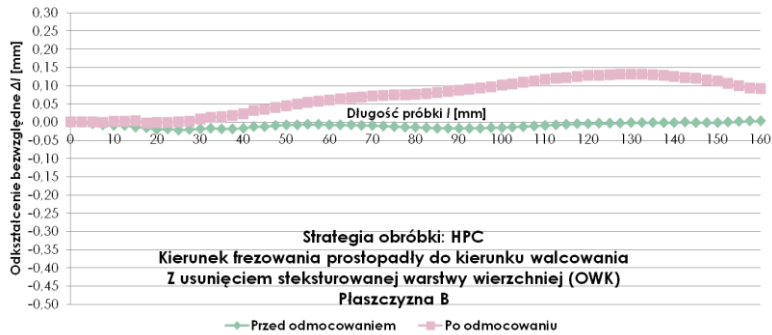
Na rysunku 5.27 przedstawiono porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l z płaszczyzny B, po odmocowaniu, dla badanych strategii, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz wariantu z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej z wykorzystaniem obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK). Analizując otrzymane wyniki stwierdzono odmienny kształt ugięcia („dodatni”) w odniesieniu do braku obróbki wstępnej. Największe ugięcie uzyskano po kombinacji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), a najmniejsze po technologii HPC. Wartości maksymalne odnotowano w pobliżu środka próbek.



Rys. 5.27. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

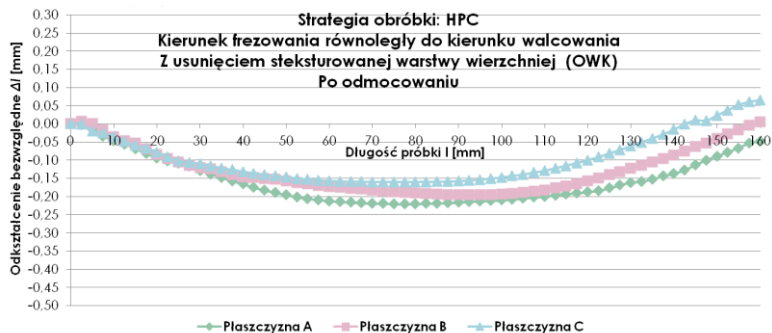
Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l z płaszczyzny B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC,

prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) zaprezentowano na rysunku 5.28. Potwierdzono, że odkształcenia cienkościennych próbek pojawiają się w momencie usunięcia sił mocujących.



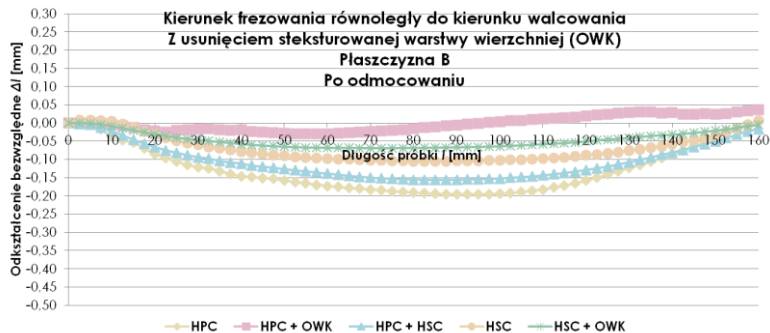
Rys. 5.28. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

Na rysunku 5.29 przedstawiono przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, w płaszczyznach pomiarowych A, B i C, dla wybranej strategii, tj. HPC, równoległego kierunku walcowania w stosunku do kierunku frezowania oraz wariantu z obróbką wstępną konwencjonalną (OWK). Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymane po odmocowaniu, dla pozostałych strategii dołączono jako załącznik 2. Ponownie stwierdzono jedynie nieznaczne różnice pomiędzy odkształceniami bezwzględnymi Δl z poszczególnych płaszczyzn pomiarowych oznaczonych odpowiednio A, B i C.



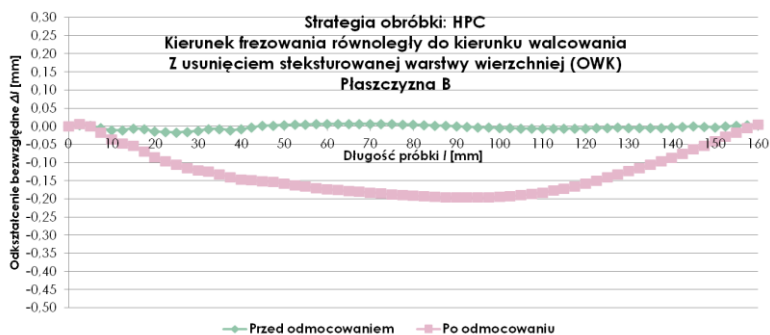
Rys. 5.29. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla rozważanych strategii, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz usunięcia warstwy wierzchniej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) przedstawiono na rysunku 5.30. Analizując uzyskane wyniki stwierdzono „ujemny” kształt ugięcia, którego największą wartość otrzymano po HPC, zaś najmniejszą po strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK).



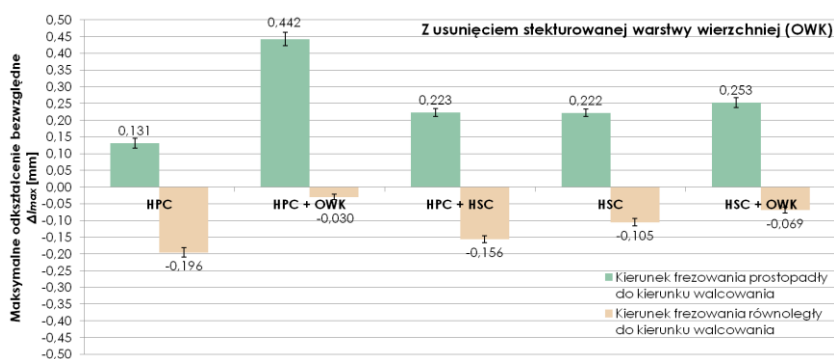
Rys. 5.30. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

Rysunek 5.31 przedstawia porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla wybranej strategii, tj. HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK). Potwierdzono, że odkształcenia cieniściennych próbek pojawiają się w momencie usunięcia sił mocujących.



Rys. 5.31. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

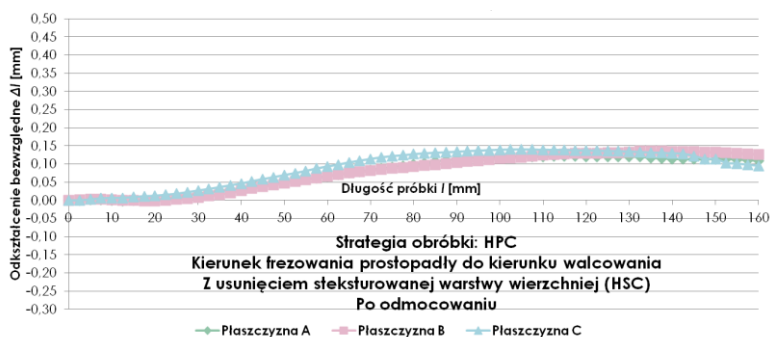
Na rysunku 5.32 przedstawiono porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , uzyskanych w płaszczyźnie B, dla każdej analizowanej strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania, przy wariancie z usunięciem warstwy wierzchniej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK). Na podstawie otrzymanych wyników potwierdzono, że próbki obrabiane prostopadłe do kierunku walcowania uległy większym odkształceniom bezwzględnym Δl niż próbki obrabiane równolegle. Jedyne odstępstwo odnotowano przy strategii HPC, dla której odnotowano o prawie 50% większe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} po frezowaniu w kierunku równoległym niż w kierunku prostopadłym. Dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), kombinacji HPC z HSC, HSC i połączenia HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) uzyskano odpowiednio o około 1300%, 40%, 110% i 270% większe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy obróbce w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania w odniesieniu do kierunku równoległego. Zauważono również, że dla próbek frezowanych prostopadłe do kierunku walcowania największe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} otrzymano po strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), a najmniejsze po HPC (prawie 3,5-krotnie mniejsze w porównaniu do połączenia HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK)). W przypadku kierunku równoległego odnotowano odwrotną zależność. Największe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} uzyskano po HPC, zaś najmniejsze po połączeniu HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) (ponad 6-krotnie mniejsze w porównaniu do HPC). Zaobserwowano także różnicę w kształcie zarejestrowanego ugięcia dla analizowanych stosunków pomiędzy kierunkiem posuwu narzędzia a kierunkiem walcowania. Przy kierunku prostopadłym wystąpiło ugięcie „dodatnie”, natomiast przy kierunku równoległym – „ujemne”.



Rys. 5.32. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (wariant z usuwaną warstwą wierzchnią OWK)

W kolejnym etapie analizy wyników odkształceń bezwzględnych Δl po odmocowaniu z uchwytu obróbkowego skoncentrowano się na próbkach obrabianych wstępnie z parametrami obróbki szybkościowej HSC.

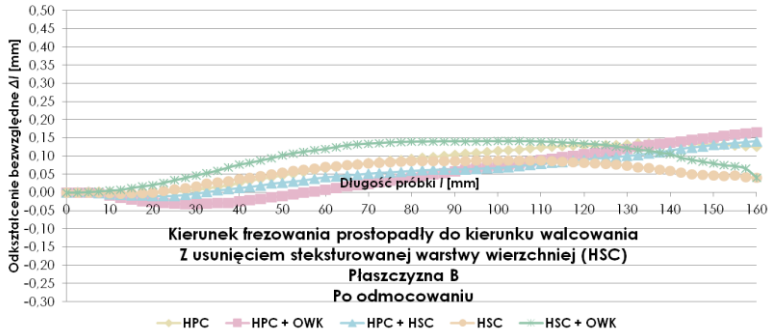
Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymane po odmocowaniu, w analizowanych płaszczyznach pomiarowych zdefiniowanych odpowiednio jako A, B i C, dla wybranej strategii, tj. HPC, frezowania w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania oraz zastosowania obróbki wstępnej z parametrami odpowiadającymi HSC, przedstawiono na rysunku 5.33. Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, dla pozostałych strategii dołączono do pracy jako załącznik 3. Ze względu na stwierdzenie jedynie nieznacznych różnic w wartościach odkształceń bezwzględnych Δl w rozważanych płaszczyznach pomiarowych, zdecydowano w dalszej części pracy porównywać wyniki z płaszczyzny środkowej B.



Rys. 5.33. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC

Na rysunku 5.34 przedstawiono porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla analizowanych strategii, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz wariantu z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej z parametrami HSC. Analizując uzyskane wyniki zauważono, że nie przy wszystkich strategiach, przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl przyjmują kształt typowego ugięcia. Wartości maksymalne otrzymano powyżej przyjętej linii „zerowej”, przy czym największe ugięcie odnotowano po połączeniu HPC z OWK, a najmniejsze po technologii HSC.

Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l z płaszczyzny B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC zaprezentowano na rysunku 5.35. Potwierdzono, że odkształcenia próbek pojawiają się po ich odmocowaniu z uchwytu.



Rys. 5.34. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



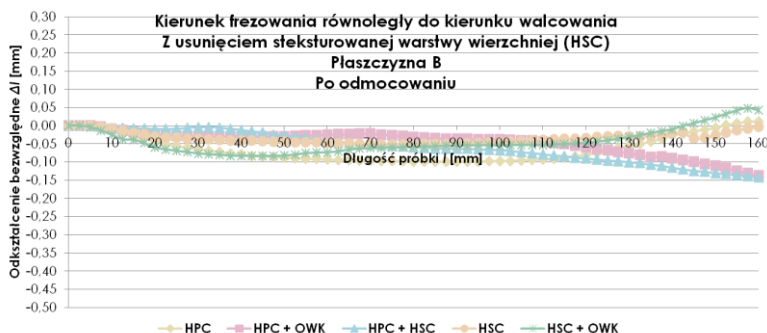
Rys. 5.35. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC

Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, w analizowanych płaszczyznach pomiarowych A, B i C, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz wariantu z usunięciem sterowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu z wykorzystaniem parametrów technologicznych odpowiadających obróbce szybkościowej HSC przedstawiono na rysunku 5.36. Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymane po odmocowaniu, dla pozostałych strategii zawarto w załączniku 3. W większości przypadków wystąpiły jedynie nieznaczne różnice pomiędzy odkształceniami bezwzględnymi Δl w rozważanych płaszczyznach pomiarowych. Zdecydowano więc w dalszej części pracy przeprowadzić porównanie wartości odkształceń bezwzględnych Δl na podstawie wyników z płaszczyzny środkowej oznaczonej jako B.



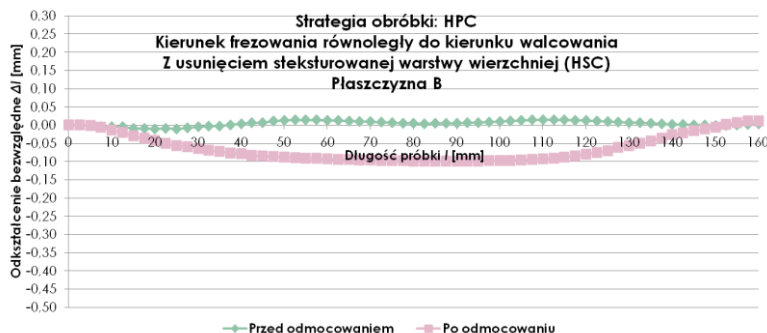
Rys. 5.36. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC

Na rysunku 5.37 zaprezentowano porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla badanych strategii, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz obróbki wstępnej HSC. Na podstawie otrzymanych wyników stwierdzono, że przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl przyjmują kształt ugięcia, jednak nie przy wszystkich strategiach. Zauważono także, że wartości maksymalne uzyskano po połączeniu HPC z HSC, a najmniejsze po technologii HSC (położenie odchyłki poniżej linii „zerowej”).



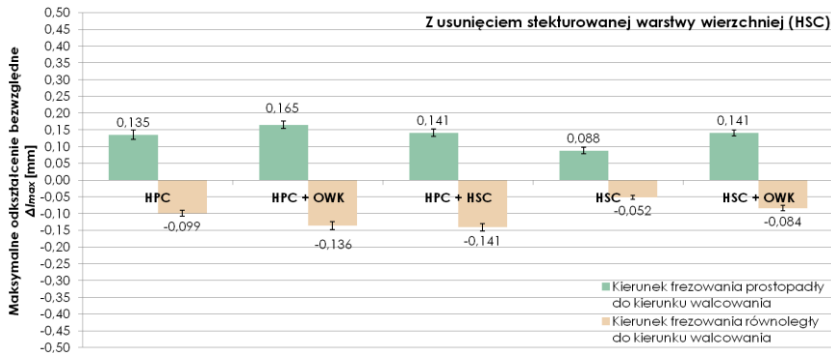
Rys. 5.37. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC

Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l z płaszczyzny B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z usunięciem warstwy wierzchniej z parametrami HSC przedstawiono na rysunku 5.38. W tym przypadku również potwierdzono, że odkształcenia cienkościennych próbek pojawiają się po usunięciu sił mocujących.



Rys. 5.38. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC

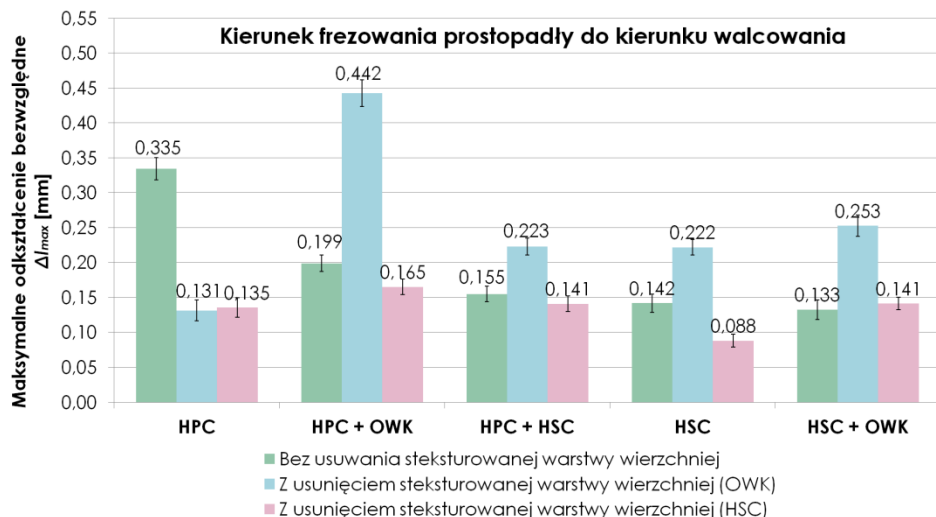
Na rysunku 5.39 przedstawiono porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania, przy wariancie z usunięciem warstwy wierzchniej z parametrami obróbki szybkościowej HSC. Analizując uzyskane wyniki potwierdzono, że próbki frezowane prostopadłe do kierunku walcowania uległy większym odkształceniom bezwzględnym Δl niż próbki frezowane równoległe do kierunku walcowania. Jedynie przy strategii łączącej HPC z HSC odnotowano taką samą wartość maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} dla obu analizowanych kierunków. Dla strategii HPC i połączenia HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) otrzymano odpowiednio o ponad 35% i 20% większe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} po obróbce w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania w odniesieniu do kierunku równoległego. W przypadku technologii HSC i kombinacji HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy frezowaniu prostopadłym do kierunku walcowania były większe o około 70% w porównaniu do kierunku równoległego. Dodatkowo zaobserwowano, że dla próbek obrabianych prostopadłe do kierunku walcowania największe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} uzyskano dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), a najmniejsze dla HSC (prawie 2,5-krotnie mniejsze w porównaniu do kombinacji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK)). Dla kierunku równoległego odnotowano podobną zależność, przy czym największe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} odnotowano po połączeniu HPC z HSC, a najmniejsze po HSC (prawie 3-krotnie mniejsze w porównaniu do kombinacji HPC z HSC). Zauważono również różnice w kształtach otrzymanych ugięć. Dla kierunku prostopadłego wartości maksymalne uzyskano powyżej przyjętej linii „zerowej”, natomiast dla kierunku równoległego – poniżej.



Rys. 5.39. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (wariant z usuwaną warstwą wierzchnią HSC)

Zestawienie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej dla próbek frezowanych prostopadłe do kierunku walcowania przedstawiono na rysunku 5.40. W celach porównawczych, dla wariantu z pozostawieniem stekstuirowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu, zastosowano wartości bezwzględne z uzyskanych ze znakiem „-” maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} . Na podstawie otrzymanych wyników zaobserwowano korelację z odkształceniami względnymi ε badanymi metodą tensometryczną. Przeprowadzona analiza pozwoliła na stwierdzenie, że obróbka wstępna z parametrami obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) nie wpływa na minimalizację odkształceń bezwzględnych Δl . Jedynе odstępstwo zauważono dla strategii HPC, przy której uzyskano około 3% różnicę w maksymalnych odkształceniach bezwzględnych Δl_{max} z obu wariantów obróbki wstępnej (OWK i HSC). O około 150% większe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} wystąpiło w przypadku pozostawienia stekstuirowanej warstwy wierzchniej niż przy jej usunięciu zarówno z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK), jak i HSC. Dla kombinacji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), połączenia HPC z HSC i technologii HSC odnotowano większe odpowiednio o 20%, 10% i 60% maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy pozostawieniu warstwy wierzchniej niż przy zastosowaniu obróbki wstępnej z parametrami HSC. Jedynie dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) otrzymano odwrotną zależność. W tym przypadku uzyskano o 5% mniejsze maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} przy pozostawieniu warstwy wierzchniej niż przy jej usunięciu w zakresie HSC. Dla kombinacji HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), połączenia HPC z HSC, HSC i kombinacji HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) odnotowano o około 120%, 40%, 55% i 90% większe maksymalne odkształcenie bezwzględne Δl_{max} po zastosowaniu obróbki wstępnej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) w odniesieniu do jej braku. Porównując usunięcie stekstuirowanej warstwy wierzchniej z parametrami obróbki wykończeniowej

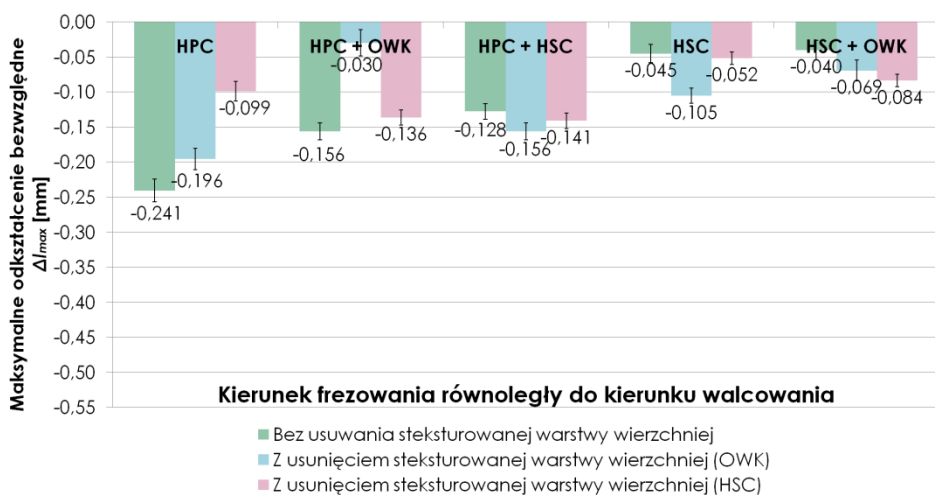
konwencjonalnej (OWK) a HSC stwierdzono, że lepsze rezultaty uzyskano po zastosowaniu obróbki wstępnej z parametrami HSC. Jedyny wyjątek stanowi strategia HPC, przy czym otrzymana różnica jest nieznaczna.



Rys. 5.40. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania prostopadły do kierunku walcowania

Na rysunku 5.41 przedstawiono porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej dla próbek frezowanych równolegle do kierunku walcowania. Analizując otrzymane wyniki także zaobserwowano korelację z wynikami uzyskanymi w badaniu odkształceń względnych ε i nie jest możliwe jednoznaczne określenie wpływu wybranego wariantu obróbki wstępnej na wartość odkształceń bezwzględnych Δl . Jest to związane przede wszystkim ze strategią obróbki. We wszystkich przypadkach, przy których posuw narzędzia skrawającego był równoległy do kierunku walcowania odnotowano maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} ze znakiem „-”. Dla strategii HPC i połączenia HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) największe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} wystąpiły przy pozostawieniu stekstrowanej warstwy wierzchniej, a najmniejsze odpowiednio przy obróbce wstępnej z parametrami odpowiadającymi HSC i obróbce konwencjonalnej (OWK). W przypadku połączenia HPC z HSC, HSC i kombinacji HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) największe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} otrzymano po usunięciu warstwy wierzchniej z zastosowaniem obróbki konwencjonalnej (OWK) – połączenie HPC z HSC i HSC oraz z wykorzystaniem obróbki szybkościowej HSC – kombinacja HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), natomiast najmniejsze przy pozostawieniu warstwy wierzchniej. Po HPC uzyskano odpowiednio o około 20% i 140%

większe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy pozostawieniu warstwy wierzchniej niż przy zastosowaniu obróbki wstępnej z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) i HSC. Dla połączenia HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) otrzymano o 420% i 15% większe maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy próbkach, w których pozostawiono warstwę wierzchnią w stosunku do wariantu z jej usunięciem dla obróbki konwencjonalnej (OWK) i HSC. W przypadku kombinacji HPC z HSC odnotowano o około 20% i 10% mniejsze maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} przy braku obróbki wstępnej w odniesieniu do jej zastosowania zarówno z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK), jak i HSC. Po HSC otrzymano podobne zależności, przy czym różnice wynosiły 55% i 15% w porównaniu do obróbki wstępnej konwencjonalnej (OWK) i HSC. Dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK) wystąpiły mniejsze odpowiednio o 40% i 55% maksymalne odkształcenia bezwzględne Δl_{max} także przy wariancie z nieusuwaną warstwą wierzchnią niż przy obróbce wstępnej w zakresie obróbki konwencjonalnej (OWK) i HSC.

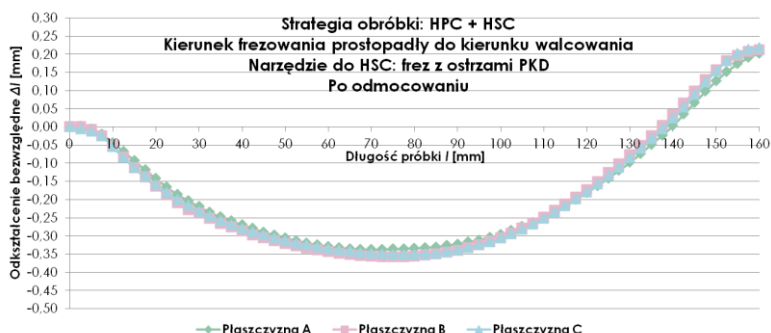


Rys. 5.41. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania równoległy do kierunku walcowania

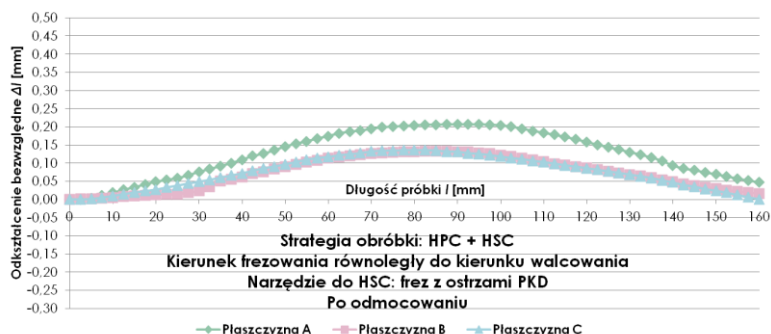
W ostatnim etapie analizy wyników odkształceń bezwzględnych Δl , po odmocowaniu z uchwytu obróbkowego, skoncentrowano się na próbkach frezowanych z wykorzystaniem strategii łączącej HPC z HSC, w której do HSC, oprócz narzędzia węglkowego, zastosowano frez z ostrzami z polikrystalicznego diamentu (PKD).

Przebiegi odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , uzyskane po odmocowaniu, w płaszczyznach pomiarowych A, B i C, dla kombinacji HPC z HSC, prostopadłego i równoległego kierunku frezowania w stosunku do

kierunku walcowania oraz zastosowania narzędzia z ostrzami PKD do obróbki szybkościowej HSC przedstawiono na rysunkach 5.42 i 5.43. Badania przeprowadzono w wariancie z nieusuwanym stekstuirowanej warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu. Do celów porównawczych, w dalszej części pracy rozważano wyniki odkształceń bezwzględnych Δl z płaszczyzny środkowej oznaczonej jako B.



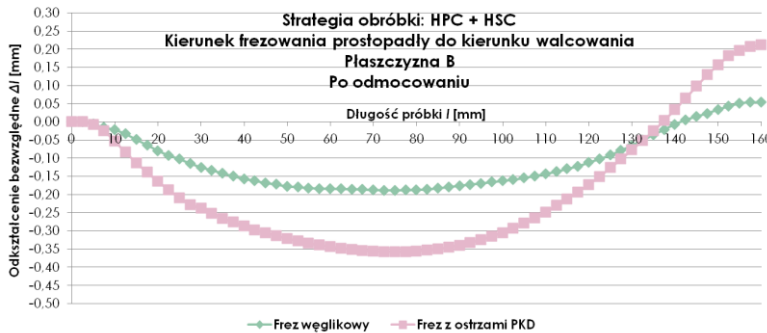
Rys. 5.42. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, prostokątnego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz narzędzia z ostrzami PKD



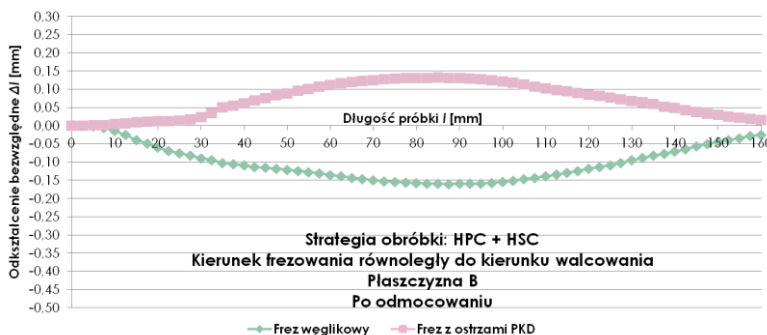
Rys. 5.43. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz narzędzia z ostrzami PKD

Na rysunkach 5.44 i 5.45 zaprezentowano porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l , otrzymanych w płaszczyźnie B, po usunięciu sił mocujących, dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz próbek frezowanych prostopadłe i równoległe do kierunku walcowania. Na podstawie uzyskanych wyników zauważono, że przy kierunku prostopadłym, dla obu narzędzi, odnotowano odkształcenia bezwzględne Δl ze znakiem „-”. W przypadku kierunku równoległego

zaobserwowano odkształcenia bezwzględne Δl „dodatnie” dla frezu z ostrzami PKD, natomiast „ujemne” dla frezu węglikowego.



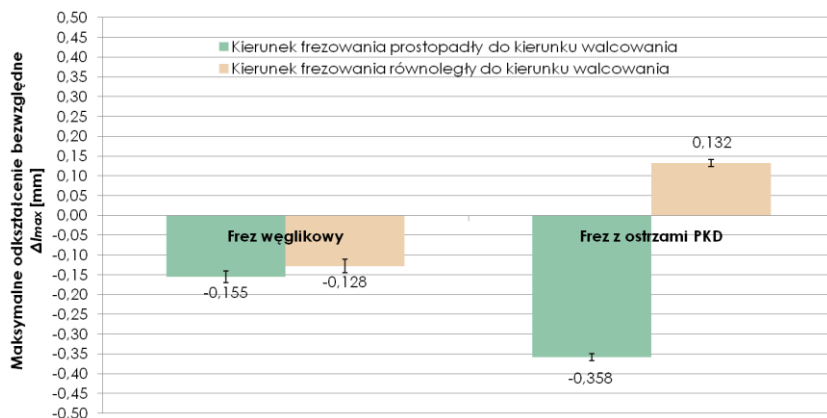
Rys. 5.44. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglikowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania



Rys. 5.45. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglikowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania

Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych $\Delta l_{\max}$ z płaszczyzny B dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglikowego w zależności od stosunku kierunku walcowania do kierunku frezowania przedstawiono na rysunku 5.46. Analizując otrzymane wyniki stwierdzono, że niezależnie od zastosowanego narzędzia, większe maksymalne odkształcenia bezwzględne $\Delta l_{\max}$ uzyskano dla próbek, w których kierunek frezowania był prostopadły do kierunku walcowania. Dla frezu węglikowego maksymalne odkształcenia bezwzględne $\Delta l_{\max}$ były większe o 20% przy kierunku prostopadłym niż równoległym, a dla frezu z ostrzami PKD o 170%. Ponadto zauważono większe maksymalne odkształcenia bezwzględne $\Delta l_{\max}$ dla narzędzia z ostrzami PKD w porównaniu do narzędzia węglikowego.

Przy kierunku prostopadłym różnica wyniosła około 130%, a przy kierunku równoległym nieco ponad 3%.



Rys. 5.46. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w płaszczyźnie B dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania

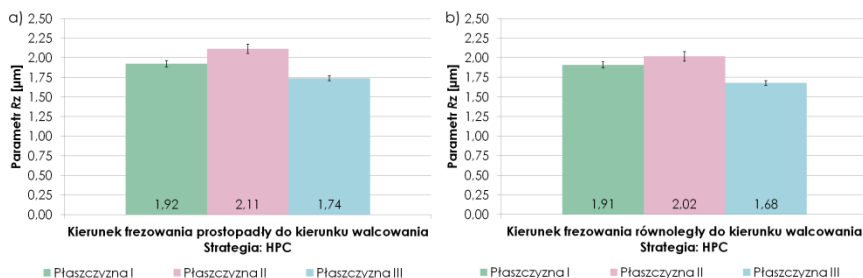
Przeprowadzona analiza wyników odkształceń bezwzględnych Δl cienkościennych próbek wykonanych ze stopu aluminium EN AW-2024 T351 pozwala na sformułowanie wniosku, że niezależnie od zastosowanej strategii obróbki oraz wariantu obróbki wstępnej, większe odkształcenia bezwzględne Δl otrzymano po frezowaniu prostopadłym w stosunku do kierunku walcowania. Dodatkowo stwierdzono możliwość minimalizacji odkształceń poobróbkowych elementów cienkościennych, ze stopu aluminium EN AW 2024 T351, właściwie dobraną strategią frezowania oraz jej połączeniem z odpowiednią obróbką wstępną (lub jej brakiem).

Badania wykonano dla przyjętej geometrii próbek w celu identyfikacji występowania zjawiska powstawania odkształceń elementów cienkościennych po frezowaniu. Ilościowa ekstrapolacja na elementy wielkogabarytowe wymaga jednak dodatkowych badań uwzględniających tzw. „efekt skali”.

5.3. Wyniki pomiaru parametrów chropowatości powierzchni

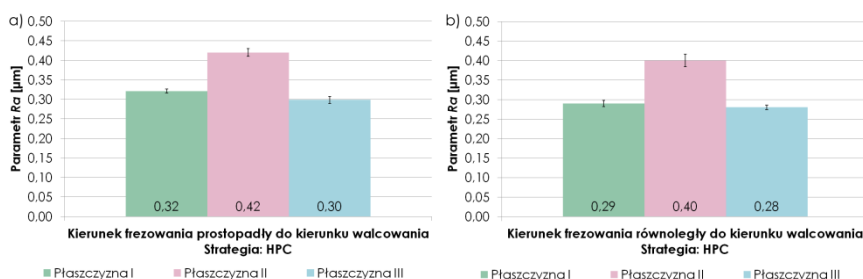
Analizę jakości powierzchni rozpoczęto od próbek, do których zastosowano wysokowydajną obróbkę High Performance Cutting. Na rysunkach 5.47–5.49 przedstawiono wartości wybranych parametrów chropowatości, tj.: R_z , R_a i R_{Sm} , uzyskane w trzech płaszczyznach pomiarowych oznaczonych jako I, II i III, dla strategii HPC i rozważanych zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania. Na podstawie otrzymanych wyników zauważono, że we wszystkich przypadkach, największe wartości analizowanych parametrów chropowatości odnotowano w płaszczyźnie środkowej II. Dodatkowo stwierdzono

większe wartości parametrów chropowatości (o około 5%) i wynikającą z tego gorszą jakość powierzchni przy próbkach frezowanych prostopadłe do kierunku walcowania. Zdecydowano w dalszej części pracy skoncentrować się na porównaniu parametrów chropowatości z płaszczyzny środkowej II.



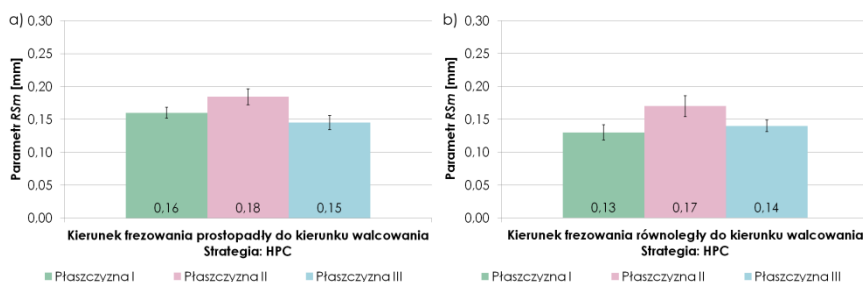
Rys. 5.47. Parametr chropowatości R_z otrzymany dla próbek frezowanych z wykorzystaniem strategii HPC oraz stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania:

a) prostopadłego, b) równoległego



Rys. 5.48. Parametr chropowatości R_a otrzymany dla próbek frezowanych z wykorzystaniem strategii HPC oraz stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania:

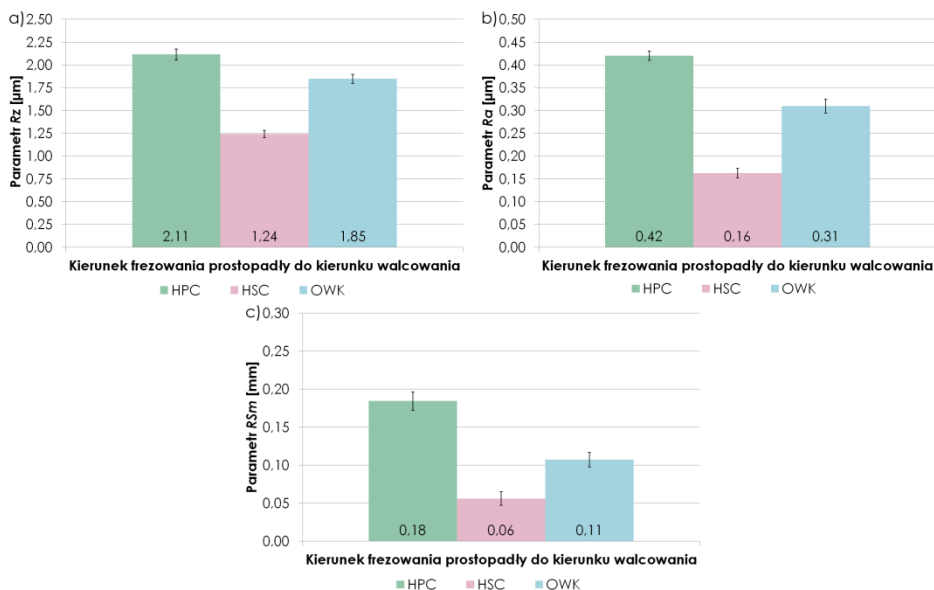
a) prostopadłego, b) równoległego



Rys. 5.49. Parametr chropowatości RS_m otrzymany dla próbek frezowanych z wykorzystaniem strategii HPC oraz stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania:

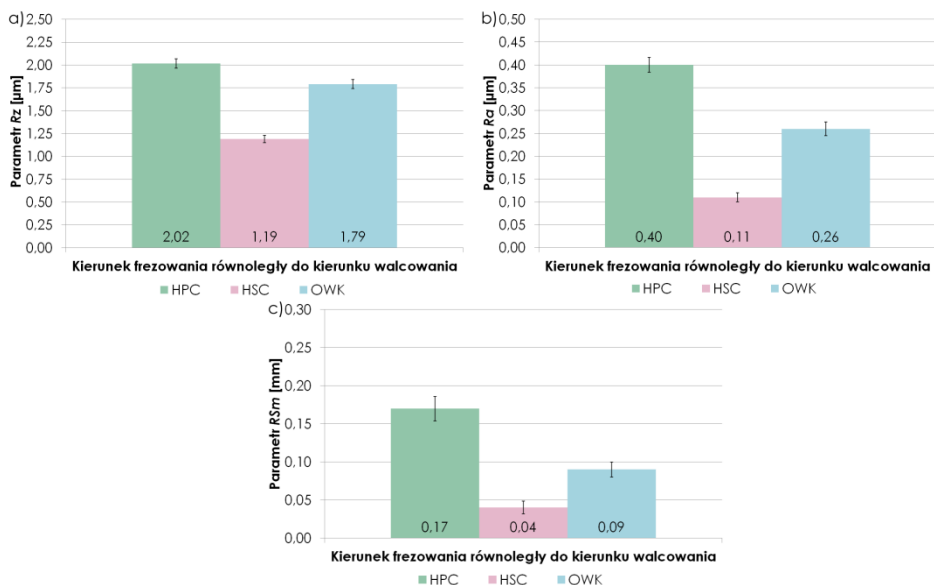
a) prostopadłego, b) równoległego

Porównanie wartości parametrów chropowatości dla próbek frezowanych prostopadłe do kierunku walcowania oraz analizowanych strategii obróbki przedstawiono na rysunku 5.50. Analizując uzyskane wyniki zaobserwowano, że największe wartości wszystkich badanych parametrów chropowatości (R_z , R_a i R_{Sm}) otrzymano po High Performance Cutting, natomiast najmniejsze po High Speed Cutting. Przy strategii HPC odnotowano o około 70%, 160% i 200% większe wartości parametrów odpowiednio R_z , R_a i R_{Sm} niż przy technologii HSC. Stwierdzono więc, że najlepszą jakością charakteryzowała się powierzchnia po obróbce szybkościowej HSC, natomiast najgorszą po zastosowaniu wysokowydajnej technologii HPC.



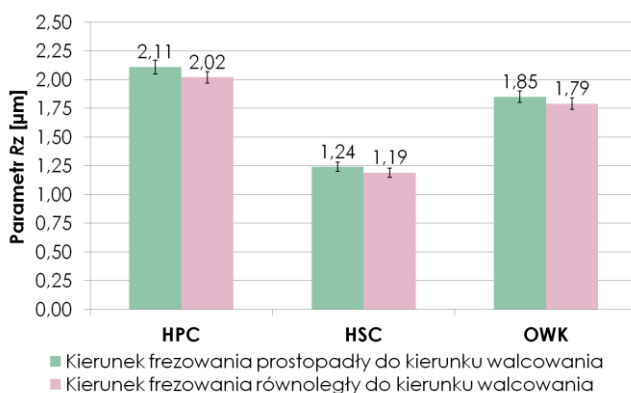
Rys. 5.50. Porównanie parametrów chropowatości dla próbek frezowanych prostopadłe do kierunku walcowania oraz analizowanych strategii obróbki: a) parametr R_z , b) parametr R_a , c) parametr R_{Sm}

Na rysunku 5.51 przedstawiono analogiczne porównanie wartości wybranych parametrów chropowatości dla badanych strategii obróbki, ale tym razem skoncentrowano się na próbkach frezowanych równolegle do kierunku walcowania. Na podstawie otrzymanych wyników zauważono ponownie, że największe wartości analizowanych parametrów chropowatości (R_z , R_a i R_{Sm}) uzyskano po High Performance Cutting, natomiast najmniejsze po High Speed Cutting. W przypadku kierunku równoległego, przy HPC odnotowano odpowiednio o około 70%, 260% i 325% większe wartości wybranych parametrów chropowatości R_z , R_a i R_{Sm} niż przy HSC. Stwierdzono również jednoznacznie, że najlepszą jakość powierzchni otrzymano po obróbce z dużymi prędkościami HSC, a najgorszą po skrawaniu wysokowydajnym HPC.



Rys. 5.51. Porównanie parametrów chropowości dla próbek frezowanych równolegle do kierunku walcowania oraz analizowanych strategii obróbki: a) parametr Rz, b) parametr Ra, c) parametr RSm

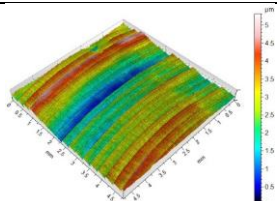
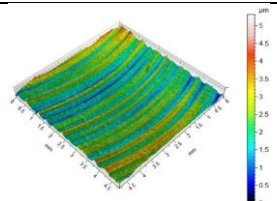
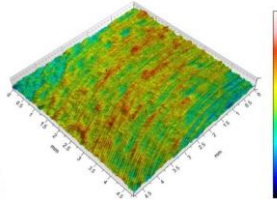
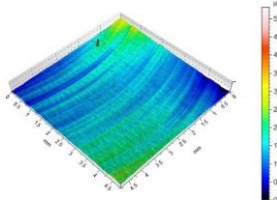
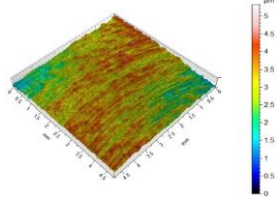
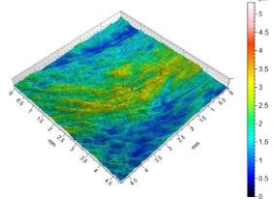
Porównanie uśrednionych wartości najwyższej wysokości profilu chropowości Rz w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania przedstawiono na rysunku 5.52. Zaobserwowano, że dla wszystkich analizowanych strategii uzyskano o około 5% większe wartości parametru Rz przy próbkach frezowanych prostopadłe do kierunku walcowania w odniesieniu do próbek frezowanych równolegle. Stwierdzono więc, że lepszą jakość powierzchni otrzymano po obróbce w kierunku równoległym do kierunku walcowania.



Rys. 5.52. Porównanie parametru chropowości Rz w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania

W tabeli 5.1 przedstawiono obrazy izometryczne powierzchni dla analizowanych strategii obróbki, tj. HPC, HSC i obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) oraz badanych zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania wraz z zestawieniem wybranych przestrzennych parametrów wysokościowych (Sp , Sv , Sz). Na podstawie wygenerowanych map topografii 3D stwierdzono, że są one porównywalne z wynikami chropowatości 2D. Największe wartości parametrów wysokościowych 3D otrzymano po obróbce HPC, natomiast najmniejsze po HSC, przy czym większe wartości odnotowano po frezowaniu w kierunku prostopadłym w stosunku do kierunku walcowania. Dodatkowo zauważono charakterystyczne ślady powstałe po przejściu narzędzia skrawającego.

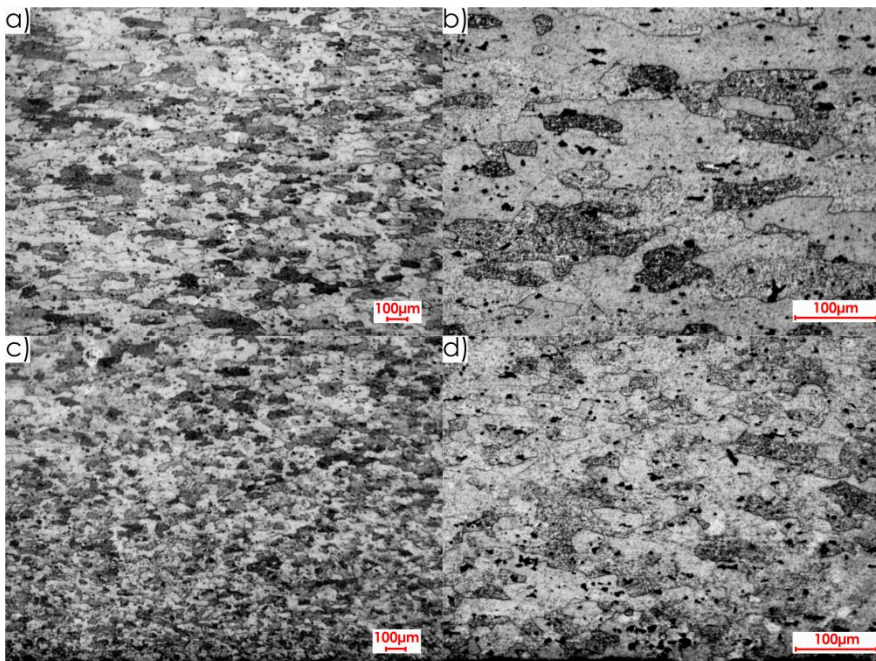
Tab. 5.1. Obrazy izometryczne powierzchni dla analizowanych strategii obróbki oraz badanych zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania wraz z wartościami wybranych parametrów wysokościowych 3D

Strategia obróbki	Kierunek frezowania prostopadły do kierunku walcowania	Kierunek frezowania równoległy do kierunku walcowania
HPC	 $Sp = 2,65 \mu\text{m}$, $Sv = 2,67 \mu\text{m}$, $Sz = 5,32 \mu\text{m}$	 $Sp = 2,55 \mu\text{m}$, $Sv = 2,16 \mu\text{m}$, $Sz = 4,71 \mu\text{m}$
HSC	 $Sp = 1,63 \mu\text{m}$, $Sv = 1,54 \mu\text{m}$, $Sz = 3,17 \mu\text{m}$	 $Sp = 1,59 \mu\text{m}$, $Sv = 1,40 \mu\text{m}$, $Sz = 2,99 \mu\text{m}$
OWK	 $Sp = 2,51 \mu\text{m}$, $Sv = 2,04 \mu\text{m}$, $Sz = 4,55 \mu\text{m}$	 $Sp = 2,10 \mu\text{m}$, $Sv = 2,13 \mu\text{m}$, $Sz = 4,23 \mu\text{m}$

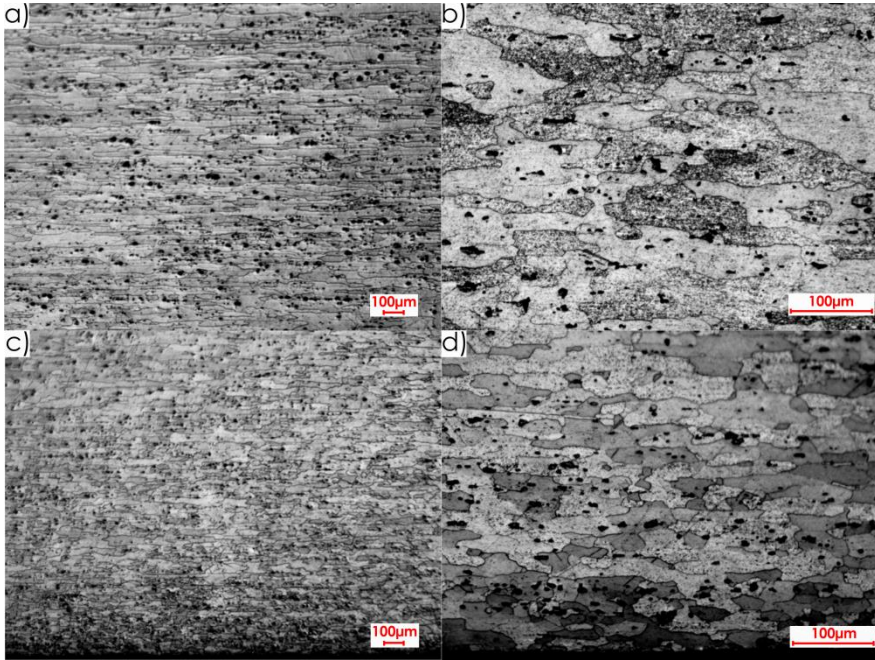
Analiza wyników z badania chropowatości powierzchni pozwoliła na stwierdzenie, że najlepszą jakość powierzchni otrzymano po obróbce z dużymi prędkościami HSC ($v_c = 1\,200$ m/min, $a_p = 0,4$ mm, $f = 0,02$ mm/ostrze), najgorszą po skrawaniu wysokowydajnym HPC ($v_c = 1\,000$ m/min, $a_p = 4,5$ mm, $f = 0,1$ mm/ostrze), natomiast po obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) ($v_c = 200$ m/min, $a_p = 0,4$ mm, $f = 0,02$ mm/ostrze) uzyskano powierzchnię charakteryzującą się średnią jakością (w odniesieniu do pozostałych analizowanych strategii). Ponadto gorszą jakość powierzchni odnotowano przy frezowaniu w kierunku prostopadłym w stosunku do kierunku walcowania.

5.4. Wyniki analizy struktur metalograficznych

W pierwszym etapie obserwacji struktury metalograficznej skoncentrowano się na próbkach przed procesem frezowania. Rozpoczęto od analizy powierzchni, oznaczonych na rysunku 4.14a, jako I, II i III. Na rysunku 5.53 przedstawiono widoki struktury metalograficznej powierzchni I dla próbek wyciętych w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania przy powiększeniach: 2,5x i 20x, a na rysunku 5.54 analogicznie dla kierunku równoległego. Uwzględniono zarówno strukturę rdzenia, jak i warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu.

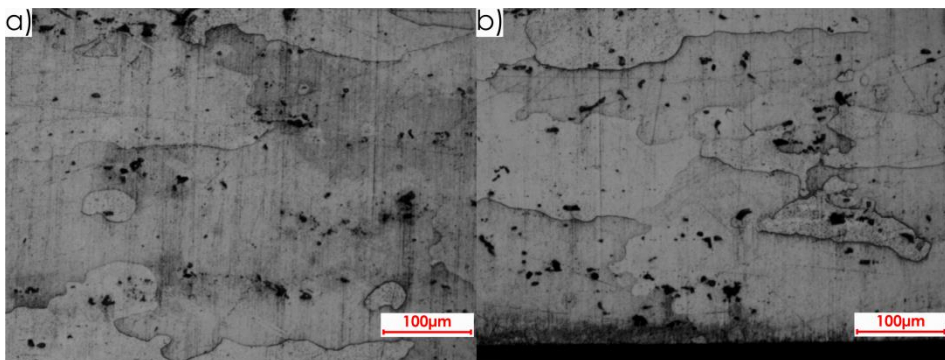


Rys. 5.53. Struktura metalograficzna powierzchni I dla prostopadłego kierunku walcowania: rdzeń: a) powiększenie 2,5x, b) powiększenie 20x; warstwa wierzchnia po walcowaniu: c) powiększenie 2,5x, d) powiększenie 20x

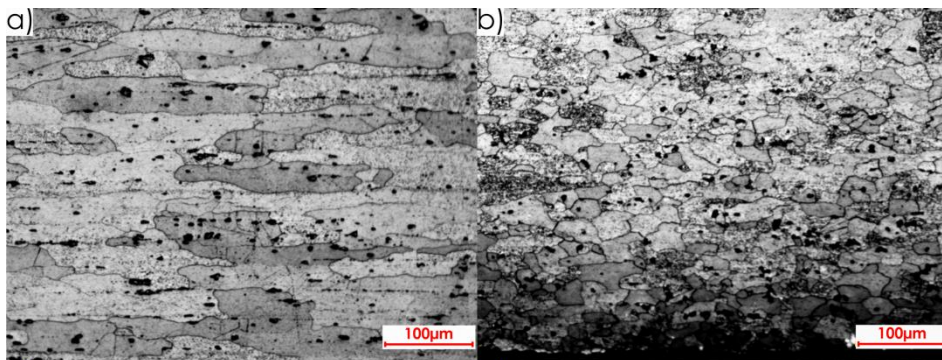


Rys. 5.54. Struktura metalograficzna powierzchni I dla równoległego kierunku walcowania:
rdzeń: a) powiększenie 2,5x, b) powiększenie 20x; warstwa wierzchnia po walcowaniu:
c) powiększenie 2,5x, d) powiększenie 20x

Strukturę metalograficzną zarówno rdzenia, jak i warstwy wierzchniej po walcowaniu zaobserwowaną na powierzchni II dla prostopadłego i równoległego kierunku walcowania, przy powiększeniu równym 20x, przedstawiono na rysunkach 5.55 i 5.56.

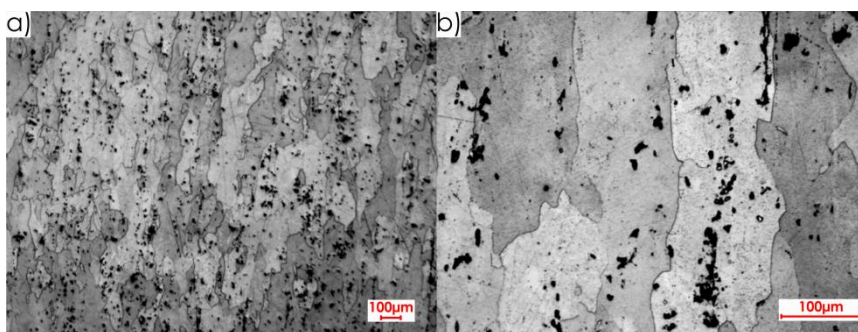


Rys. 5.55. Struktura metalograficzna powierzchni II dla prostopadłego kierunku walcowania (powiększenie 20x): a) rdzeń, b) warstwa wierzchnia po walcowaniu

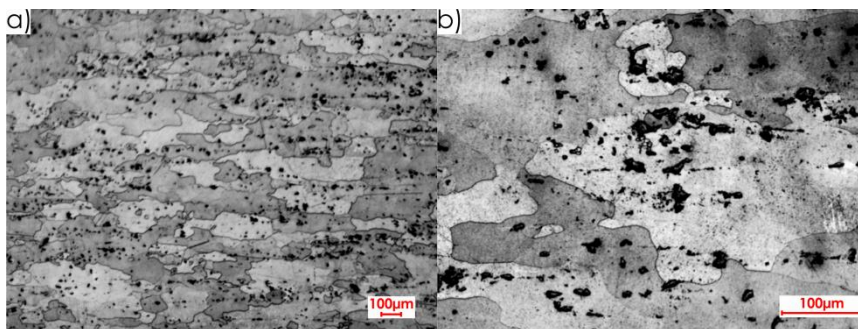


Rys. 5.56. Struktura metalograficzna powierzchni II dla równoległego kierunku walcowania (powiększenie 20x): a) rdzeń, b) warstwa wierzchnia po walcowaniu

Na rysunkach 5.57 i 5.58 widoczna jest struktura metalograficzna powierzchni III dla prostopadłego i równoległego kierunku walcowania uzyskana przy powiększeniach: 2,5x i 20x.



Rys. 5.57. Struktura metalograficzna powierzchni III dla prostopadłego kierunku walcowania: a) powiększenie 2,5x, b) powiększenie 20x

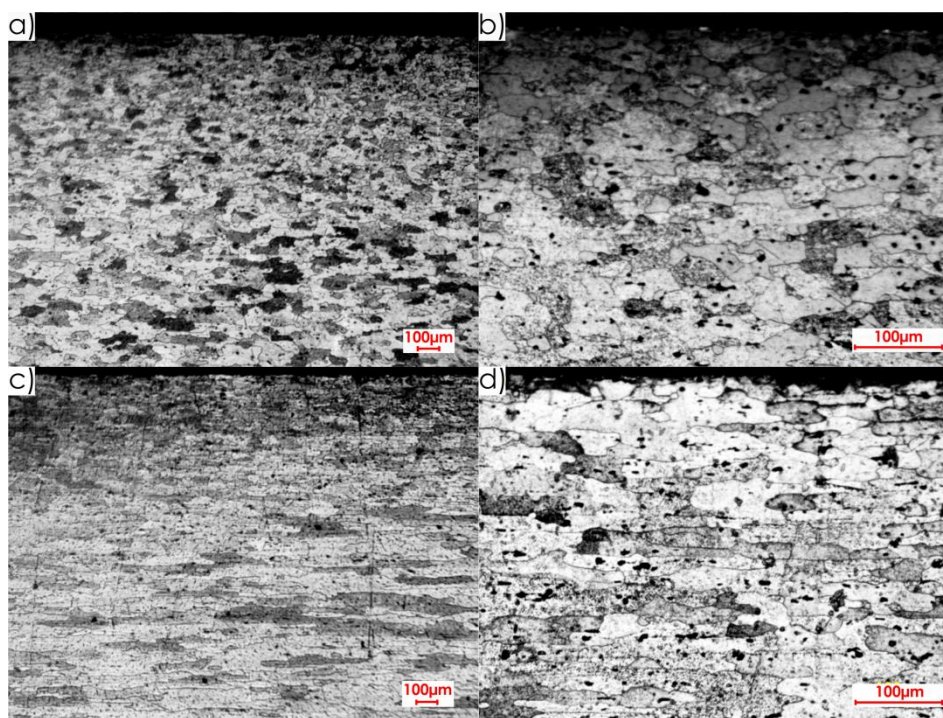


Rys. 5.58. Struktura metalograficzna powierzchni III dla równoległego kierunku walcowania: a) powiększenie 2,5x, b) powiększenie 20x

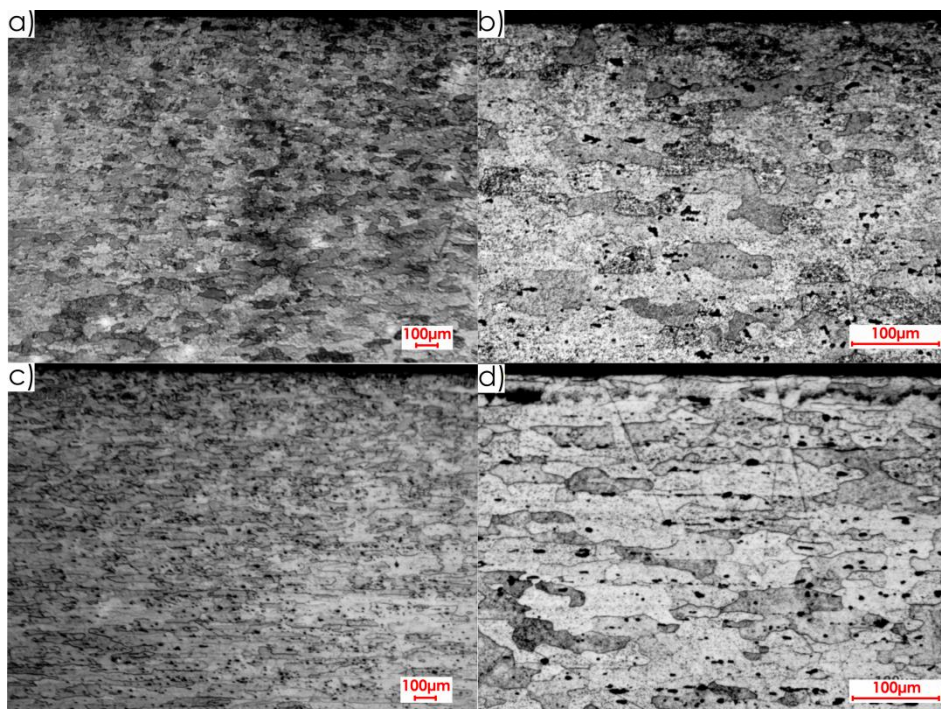
Analizując widoki struktur metalograficznych (rys. 5.53–5.58) dla analizowanych przypadków stwierdzono wydłużenie ziaren w kierunku walcowania. Wielkość tych ziaren w obrębie rdzenia wynosiła około 40–60 μm . Dodatkowo zaobserwowano stekstrowaną warstwę wierzchnią powstałą po walcowaniu charakteryzującą się w stosunku do rdzenia wyraźnie rozdrobnionymi i spłaszczonymi ziarnami. Jest to strefa o grubości równej w przybliżeniu 0,4 mm, w której zalegają naprężenia własne.

Na rysunkach 5.59 i 5.60 przedstawiono widoki struktury metalograficznej warstwy wierzchniej powierzchni I po frezowaniu wstępnym z parametrami odpowiadającymi HSC i obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) dla analizowanych kierunków walcowania i dwóch powiększeń (2,5x i 20x).

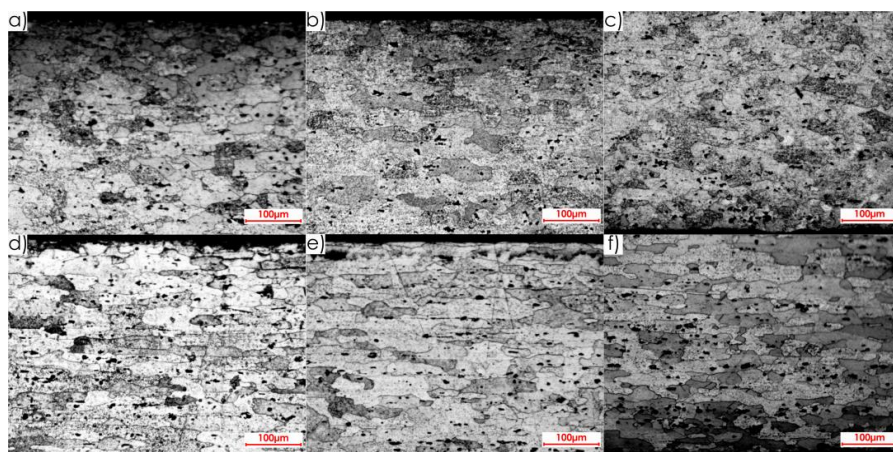
Porównanie struktury metalograficznej warstwy wierzchniej z powierzchni oznaczonej jako I dla prostopadłego i równoległego kierunku walcowania odpowiednio po HSC, obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) i walcowaniu zaprezentowano na rysunku 5.61. Obserwacji obrazów dokonano przy powiększeniu 20x.



Rys. 5.59. Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej powierzchni I po obróbce wstępnej HSC: kierunek prostopadły: a) powiększenie 2,5x, b) powiększenie 20x; kierunek równoległy: c) powiększenie 2,5x, d) powiększenie 20x



Rys. 5.60. Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej powierzchni I po obróbce wstępnej konwencjonalnej (OWK): kierunek prostopadły: a) powiększenie 2,5x, b) powiększenie 20x; kierunek równoległy: c) powiększenie 2,5x, d) powiększenie 20x

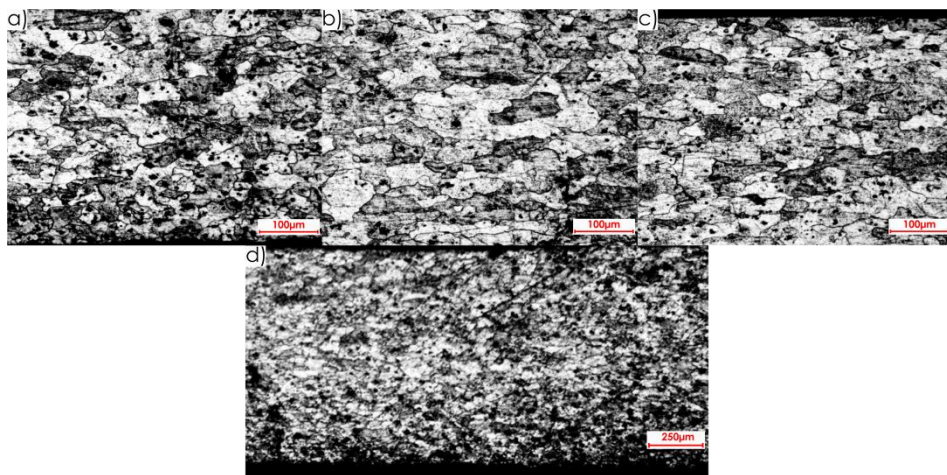


Rys. 5.61. Porównanie struktury metalograficznej warstwy wierzchniej powierzchni I: kierunek prostopadły: a) HSC, b) obróbka wykończeniowa konwencjonalna (OWK), c) walcowanie; kierunek równoległy: d) HSC, e) obróbka wykończeniowa konwencjonalna (OWK), f) walcowanie

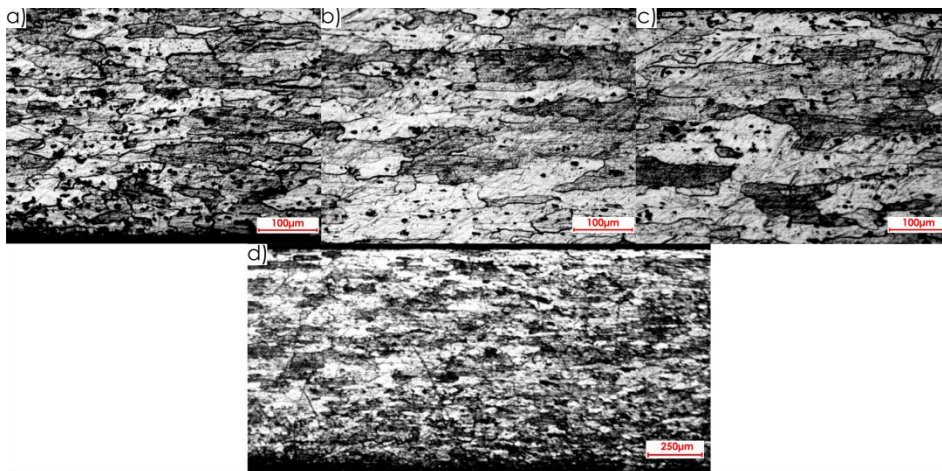
Porównując struktury metalograficzne (rys. 5.59–5.61) po HSC, obróbce wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) oraz walcowaniu stwierdzono, że po frezowaniu występuje warstwa wierzchnia o grubości wynoszącej około 0,2 mm. Zauważalna jest jednak różnica w kształcie i ułożeniu ziaren, które po frezowaniu są krótsze i nieco mniejsze w porównaniu do ziaren uzyskanych po walcowaniu. Nie zaobserwowano natomiast wyraźnych rozbieżności pomiędzy obróbką z dużymi prędkościami HSC a konwencjonalną (OWK). Dodatkowo po obróbce skrawaniem zauważono bardziej gładkie powierzchnie niż po walcowaniu.

Następnie przeanalizowano obrazy struktury metalograficznej cienkościennej próbek (o grubości równej 1 mm) po frezowaniu właściwym z uwzględnieniem wszystkich badanych strategii oraz rozważanych kierunków walcowania. Skoncentrowano się na powierzchniach, oznaczonych zgodnie z rysunkiem 4.14b, jako I i II. Ze względu na stwierdzenie jedynie nieznacznych różnic w strukturze metalograficznej dla poszczególnych strategii obróbki, przedstawiono jedynie wyniki dla wybranej strategii, tj. HPC.

Na rysunku 5.62 przedstawiono strukturę metalograficzną po frezowaniu przy wykorzystaniu strategii HPC dla powierzchni I i prostopadłego kierunku walcowania uzyskaną przy zastosowaniu następujących powiększeń: 2,5x i 20x, natomiast na rysunku 5.63 odpowiednio dla kierunku równoległego. Wzięto pod uwagę zarówno strukturę rdzenia, jak i warstwę wierzchnią powstałą po walcowaniu oraz wysokowydajnej obróbce HPC.

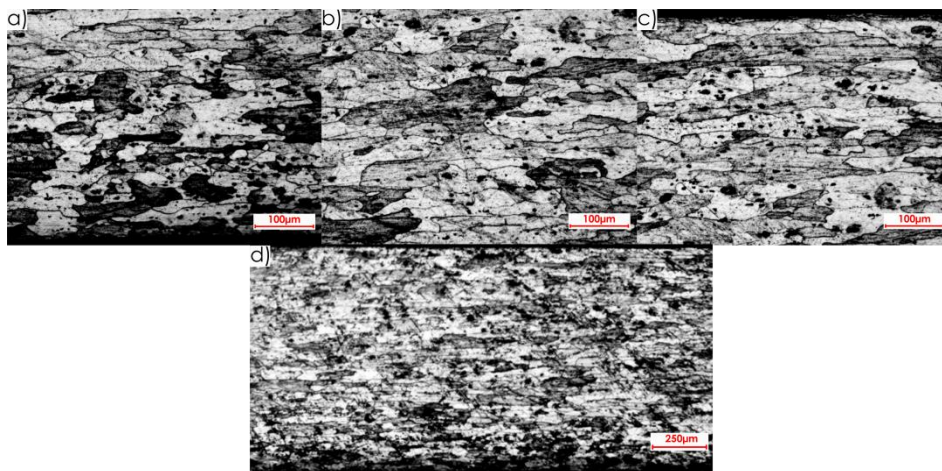


Rys. 5.62. Struktura metalograficzna po obróbce z wykorzystaniem strategii HPC dla powierzchni I i prostopadłego kierunku walcowania: powiększenie 20x: a) warstwa wierzchnia po walcowaniu, b) rdzeń, c) warstwa wierzchnia po HPC; powiększenie 2,5x: d) widok struktury całej próbki

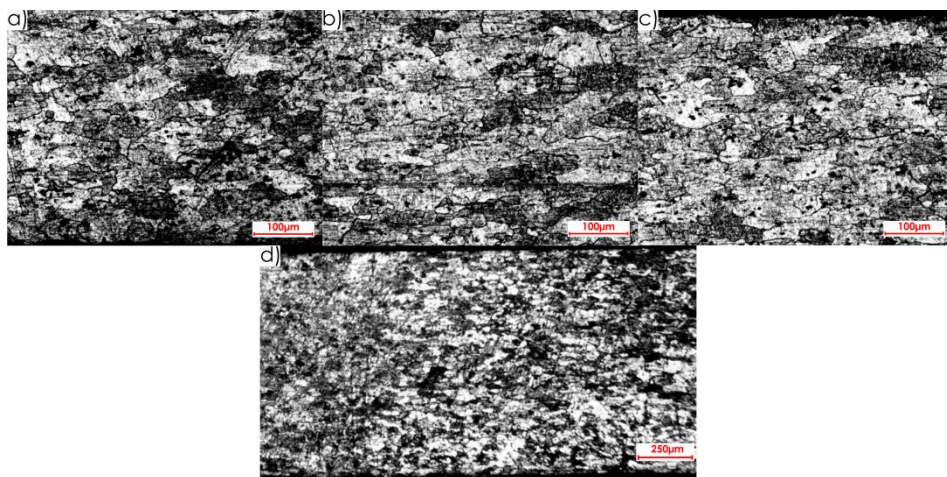


Rys. 5.63. Struktura metalograficzna po obróbce z użyciem strategii HPC dla powierzchni I i równoległego kierunku walcowania: powiększenie 20x: a) warstwa wierzchnia po walcowaniu, b) rdzeń, c) warstwa wierzchnia po HPC; powiększenie 2,5x: d) widok struktury całej próbki

Analogiczne widoki struktury metalograficznej po obróbce z zastosowaniem wybranej strategii, tj. HPC dla powierzchni II oraz prostopadłego i równoległego kierunku walcowania, otrzymane przy wykorzystaniu stosowanych powiększeń (2,5x i 20x), zaprezentowano na rysunkach 5.64 i 5.65. Uwzględniono strukturę rdzenia, jak i warstwy wierzchniej powstałej po walcowaniu oraz wysokowydajnym frezowaniu HPC.



Rys. 5.64. Struktura metalograficzna po obróbce według strategii HPC dla powierzchni II i prostopadłego kierunku walcowania: powiększenie 20x: a) warstwa wierzchnia po walcowaniu, b) rdzeń, c) warstwa wierzchnia po HPC; powiększenie 2,5x: d) widok struktury całej próbki

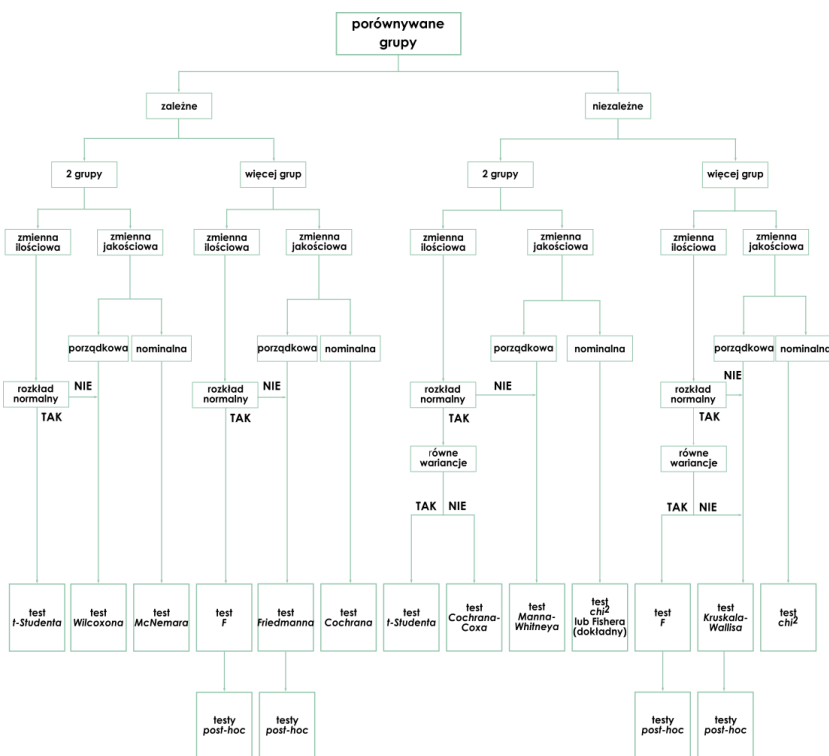


Rys. 5.65. Struktura metalograficzna po obróbce z wykorzystaniem strategii HPC dla powierzchni II i równoległego kierunku walcowania: powiększenie 20x: a) warstwa wierzchnia po walcowaniu, b) rdzeń, c) warstwa wierzchnia po HPC; powiększenie 2,5x: d) widok struktury całej próbki

Na podstawie przeprowadzonych badań struktury metalograficznej zauważono wyraźną różnicę pomiędzy warstwą wierzchnią a rdzeniem zarówno po frezowaniu, jak i walcowaniu. Dodatkowo zaobserwowano odmienną strukturę po obróbce skrawaniem i obróbce plastycznej. W przypadku walcowania otrzymano ziarna dłuższe i spłaszczone, a cała strefa stekstrowania charakteryzowała się grubością rzędu ok. 0,4 mm, natomiast po frezowaniu uzyskano ziarna krótsze i nieco mniejsze, a strefa stekstrowania wynosiła w przybliżeniu 0,2 mm. Ze względu na fakt, iż największą wartość naprężenia własne osiągają w warstwie wierzchniej, to grubość strefy stekstrowanej jest o połowę większa po walcowaniu niż po frezowaniu. W celu potwierdzenia wartości i rodzaju zalegających naprężeń własnych konieczne jest przeprowadzenie dalszych badań.

6. STATYSTYCZNE OPRACOWANIE WYNIKÓW

Otrzymane wyniki badań własnych poddano analizie statystycznej mającej na celu ocenę istotności różnic. Wybór odpowiedniego testu statystycznego nie jest łatwy i zależy od wielu czynników, wśród których można wymienić m.in.: rodzaj próby (zależna, niezależna), ilość grup porównawczych (dwie lub więcej) oraz skalę pomiarową (ilościową lub jakościową). W pracy realizowano procedurę porównania dwóch prób o ilościowych zmiennych niezależnych, zgodną z ogólnym schematem przedstawionym na rysunku 6.1. Założono typowy dla badań naukowych poziom istotności $\alpha = 0,05$ [1, 74, 79, 134, 149, 162]. Do statystycznego opracowania wyników zastosowano następujące programy: Excel 2016 i Statistica v13.



- hipoteza alternatywna H_1 : rozkład badanej zmiennej nie podlega rozkładowi normalnemu.

Statystykę testową W dla testu Shapiro-Wilka wyznaczano z zależności (6.1):

$$W = \frac{(\sum_i a_i(n)(X_{n-i+1} - X_i))^2}{\sum_{j=1}^n (X_j - \bar{X})^2}, \quad (6.1)$$

gdzie: $a_i(n)$ – współczynniki dobierane na podstawie odpowiedniej tabeli, n – liczba pomiarów, j – poszczególne obserwacje w próbie, i – kolejne różnice pomiędzy skrajnymi obserwacjami, $X_{n-i+1} - X_i$ – różnica pomiędzy skrajnymi obserwacjami: $i = 1$ różnica dla max i min, $i = 2$ różnica dla max – 1 i min + 1 itp., X_j – wartość poszczególnych obserwacji, $\bar{X}$ – wartość średnia z obserwacji.

Wartość krytyczną testu Shapiro-Wilka $W(n, \alpha)$ dobierano na podstawie tablicy uwzględniającej liczbę pomiarów n oraz założony poziom istotności α . W przypadku spełnienia nierówności $W \geq W(n, \alpha)$ stwierdzano, że rozkład badanej zmiennej podlega rozkładowi normalnemu i nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy zerowej H_0 .

Jeżeli potwierdzano zgodność z rozkładem normalnym w kolejnym kroku weryfikowano hipotezę o równości wariancji przy wykorzystaniu statystyki F Fishera-Snedecora (6.2), przy przyjętych hipotezach:

- hipoteza zerowa H_0 : $\sigma_1^2 = \sigma_2^2$,
- hipoteza alternatywna H_1 : $\sigma_2^2 < \sigma_1^2$.

$$F = \frac{S_1^2}{S_2^2}, \quad (6.2)$$

gdzie: S_1^2 – wariancja o większej wartości, S_2^2 – wariancja o mniejszej wartości.

Następnie obliczoną wartość statystyki F porównywano z wartością krytyczną $F_{kr}(\alpha, f_1, f_2)$ wyznaczaną na podstawie założonego poziomu istotności α i liczby stopni swobody f_1 i f_2 określonych dla dwóch prób (6.3 i 6.4):

$$f_1 = n_1 - 1, \quad (6.3)$$

$$f_2 = n_2 - 1. \quad (6.4)$$

Bazując na postawionych hipotezach badawczych zdefiniowano obszar krytyczny jako jednostronnie zamknięty (6.5):

$$O_{kr} = \langle F_{(\alpha, f_1, f_2)}, +\infty \rangle. \quad (6.5)$$

Jeżeli obliczona wartość statystyki testowej F była mniejsza od wartości tablicowej F_{kr} ($F < F_{kr}$) oznaczało to, że znajduje się poza obszarem krytycznym i nie ma podstaw do odrzucenia hipotezy zerowej H_0 .

Po potwierdzeniu hipotezy zerowej H_0 o równości wariancji następnie stosowano test t -Studenta służący do testowania hipotezy o równości wartości średnich (6.6).

Postawiono następujące hipotezy:

- hipoteza zerowa $H_0: u_1 = u_2$,
- hipoteza alternatywna $H_1: u_1 \neq u_2$.

$$t = \frac{\bar{X}_1 - \bar{X}_2}{\sqrt{\frac{n_1 S_1^2 + n_2 S_2^2}{n_1 + n_2 - 2} \left(\frac{1}{n_1} + \frac{1}{n_2} \right)}}, \quad (6.6)$$

gdzie: $\bar{X}_1, \bar{X}_2$ – wartości średnie, S_1, S_2 – wariancja, n_1, n_2 – liczebność prób.

Wyznaczoną wartość statystyki testowej t zestawiano ze współczynnikiem odczytanym z właściwej tablicy t_{kr} określającym w oparciu o przyjęty poziom istotności α i obliczoną liczbę stopni swobody f (6.7):

$$f = n_1 + n_2 - 2. \quad (6.7)$$

Na podstawie wskazanych hipotez wskazano obszar krytyczny jako dwustronny (6.8):

$$O_{kr} = (-\infty, -t(\alpha, f)) \cup (t(\alpha, f), +\infty). \quad (6.8)$$

Jeżeli wartość statystyki testowej t należała do obszaru krytycznego, to hipotezę zerową H_0 odrzucano na rzecz hipotezy alternatywnej H_1 .

W przypadku odrzucenia hipotezy zerowej H_0 o równości wariancji, zamiast testu t -Studenta, do testowania hipotez o równości wartości średnich wykorzystywano test C Cochran-Coxa (6.9) z następującymi hipotezami:

- hipoteza zerowa $H_0: u_1 = u_2$,
- hipoteza alternatywna $H_1: u_1 \neq u_2$.

$$C = \frac{\bar{X}_1 - \bar{X}_2}{\sqrt{\frac{S_1^2}{n_1 - 1} + \frac{S_2^2}{n_2 - 1}}}, \quad (6.9)$$

gdzie: $\bar{X}_1, \bar{X}_2$ – wartości średnie, S_1, S_2 – wariancja, n_1, n_2 – liczebność prób.

Wartość statystyki C porównywano z obliczoną wartością krytyczną C_{kr} zależną od założonego poziomu istotności α (związanego z prawdopodobieństwem p) i liczebnością prób n_1 i n_2 . Obszar krytyczny określono także jako dwustronny (6.10):

$$O_{kr} = (-\infty, -c(\alpha, n_1, n_2)) \cup (c(\alpha, n_1, n_2), +\infty). \quad (6.10)$$

Analogicznie jak w przypadku testu t -Studenta, jeżeli wartość statystyki C leżała w obszarze krytycznym, hipotezę zerową H_0 odrzucano na rzecz hipotezy alternatywnej H_1 .

Jeżeli jednak rozkład zmiennej nie jest zgodny z rozkładem normalnym należy stosować test U Manna Whitneya (niestosowany w pracy).

6.1. Sprawdzenie normalności rozkładu badanych zmiennych

Analizę statystyczną rozpoczęto od badania czy rozkłady analizowanych zmiennych podlegają rozkładowi normalnemu. W tym celu wykorzystano opisany test W Shapiro-Wilka.

W tabelach 6.1 i 6.2 przedstawiono wyniki sprawdzania normalności rozkładów za pomocą testu W Shapiro-Wilka dla modułu Younga E i wytrzymałości na rozciąganie R_m . Uwzględniono zarówno rozważane zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania, jak i badane grubości próbek. Na podstawie przyjętego poziomu istotności $\alpha = 0,05$ oraz liczby wykonanych pomiarów n z tabeli odczytano wartość krytyczną testu Shapiro-Wilka równą $W_{kr} = 0,842$. Stwierdzono, że we wszystkich przypadkach spełniono nierówność $W \geq W_{kr}$ oznaczającą, że nie ma podstaw do odrzucenia postawionej hipotezy zerowej H_0 i rozkłady badanych zmiennych podlegają rozkładowi normalnemu.

Tab. 6.1. Wyniki sprawdzania normalności rozkładów za pomocą testu W Shapiro-Wilka dla modułu Younga E

		Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania	
		Prostopadły	Równoległy
Grubość próbek	1 mm	0,856	0,909
	1,2 mm	0,877	0,916
	1,6 mm	0,889	0,891
	4,85 mm	0,934	0,978
	10,2 mm	0,914	0,930

Tab. 6.2. Wyniki sprawdzania normalności rozkładów za pomocą testu W Shapiro-Wilka dla wytrzymałości na rozciąganie R_m

		Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania	
		Prostopadły	Równoległy
Grubość próbek	1 mm	0,970	0,969
	1,2 mm	0,956	0,849
	1,6 mm	0,883	0,954
	4,85 mm	0,957	0,913
	10,2 mm	0,962	0,976

Badania normalności rozkładów testem W Shapiro-Wilka przeprowadzono także dla odkształceń względnych oraz bezwzględnych, a także chropowatości powierzchni. Dla wszystkich zmiennych stwierdzono, że ich rozkłady są zbliżone do rozkładu normalnego, ponieważ w każdym przypadku spełniona została nierówność $W \geq W_{kr}$.

6.2. Testowanie hipotez statystycznych o równości wariancji i wartości średnich

W pierwszym etapie testowania hipotez statystycznych skoncentrowano się na wynikach uzyskanych w badaniach wytrzymałościowych. W tabeli 6.3 przedstawiono wyniki testowania hipotezy o równości wariancji oraz hipotezy o równości wartości średnich dla modułu Younga E mające na celu porównanie zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania. Na podstawie przeprowadzonej analizy stwierdzono, że we wszystkich przypadkach uzyskano zarówno równość wariancji, jak i wartości średnich. Świadczy to o tym, że na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$, wyniki pomiarów modułu Younga E dla prostopadłego (P) i równoległego (R) kierunku rozciągania względem kierunku walcowania, niezależnie od grubości próbek, należy przyjąć jako równe.

Tab. 6.3. Weryfikacja statystyczna wyników modułu Younga E ($\alpha = 0,05$) – porównanie zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania

Test	F	F_{kr}	Wynik	t	t_{kr}	Wynik
Grubość próbek: 1 mm						
P-R	1,3908	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,8432	2,101	$u_1 = u_2$
Grubość próbek: 1,2 mm						
P-R	1,0384	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,0254	2,101	$u_1 = u_2$
Grubość próbek: 1,6 mm						
P-R	1,0486	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,4606	2,101	$u_1 = u_2$
Grubość próbek: 4,85 mm						
P-R	1,1863	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,3993	2,101	$u_1 = u_2$
Grubość próbek: 10,2 mm						
P-R	1,6115	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,5858	2,101	$u_1 = u_2$

W tabeli 6.4 przedstawiono wyniki weryfikacji statystycznej równości wariancji oraz równości wartości średnich również dla modułu Younga E , jednak tym razem porównanie przeprowadzono dla analizowanych grubości próbek. Zaobserwowano, że dla każdego wariantu testu przyjęto hipotezę zerową H_0 o równości wariancji, natomiast tylko w połowie przypadków potwierdzono równość wartości średnich, dla reszty przyjęto hipotezę alternatywną H_1 . Prawidłowość zauważono zarówno dla kierunku prostopadłego, jak i równoległego. Stwierdzono, że na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$, grubość próbek wpływa na moduł Younga E .

Tab. 6.4. Weryfikacja statystyczna wyników modułu Younga E ($\alpha = 0,05$) – porównanie grubości próbek

	Grubość	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	1 mm	-	-	-	-	-	-	-
2	1,2 mm	1-2	1,0892	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	0,5538	2,101	$u_1 = u_2$
3	1,6 mm	2-3	1,1523		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,9752		$u_1 = u_2$
4	4,85 mm	3-4	1,0137		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	3,1383		$u_1 \neq u_2$
5	10,2 mm	4-5	2,2534		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,3448		$u_1 = u_2$
6	-	1-3	1,2550		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	2,5469		$u_1 \neq u_2$
7	-	1-5	1,7713		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	8,5034		$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania: równoległy								
1	1 mm	-	-	-	-	-	-	-
2	1,2 mm	1-2	1,4588	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	0,3058	2,101	$u_1 = u_2$
3	1,6 mm	2-3	1,1411		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,4923		$u_1 = u_2$
4	4,85 mm	3-4	1,1161		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	3,4077		$u_1 \neq u_2$
5	10,2 mm	4-5	1,1787		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	2,3112		$u_1 \neq u_2$
6	-	1-3	1,6646		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,9094		$u_1 = u_2$
7	-	1-5	1,2653		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	8,6428		$u_1 \neq u_2$

W tabeli 6.5 przedstawiono wyniki testowania hipotezy o równości wariancji oraz hipotezy o równości wartości średnich dla wytrzymałości na rozciąganie R_m i zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania. Analizując wyniki zauważono, że tylko przy grubości wynoszącej 1,6 mm odrzucono hipotezę zerową H_0 o równości wariancji na rzecz hipotezy alternatywnej H_1 . Odwrotną sytuację zaobserwowano przy testowaniu hipotezy o równości wartości średnich. W jednym przypadku przyjęto hipotezę H_0 , w pozostałych stwierdzono, że badane wartości średnie nie są równe. Można więc wnioskować, że na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$ stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania wpływa na wytrzymałość na rozciąganie R_m .

Tab. 6.5. Weryfikacja statystyczna wyników wytrzymałości na rozciąganie R_m ($\alpha = 0,05$) – porównanie stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania

Test	F	F_{kr}	Wynik	t/C	t_{kr}/C_{kr}	Wynik
Grubość próbek: 1 mm						
P-R	1,9594	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,9638	2,101	$u_1 \neq u_2$
Grubość próbek: 1,2 mm						
P-R	1,2341	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-4,8327	2,101	$u_1 \neq u_2$
Grubość próbek: 1,6 mm						
P-R	4,2255	3,1789	$\sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$	-6,5838	2,262	$u_1 \neq u_2$
Grubość próbek: 4,85 mm						
P-R	1,0089	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-2,6734	2,101	$u_1 \neq u_2$
Grubość próbek: 10,2 mm						
P-R	1,6005	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,7113	2,101	$u_1 = u_2$

Analizę statystyczną wyników wytrzymałości na rozciąganie R_m mającą na celu porównanie wpływu grubości próbek przedstawiono w tabeli 6.6. Przy kierunku prostym w przypadku weryfikacji grubości 1,2 mm i 1,6 mm oraz 1,6 mm i 4,85 mm przyjęto hipotezę alternatywną H_1 o nierówności wariancji, w pozostałych wariantach stwierdzono ich równość. Natomiast przy kierunku równoległym hipotezę zerową H_0 odrzucono jedynie przy teście sprawdzającym różnice dla grubości 4,85 mm i 10,2 mm. Weryfikując hipotezę o równości wartości średnich, przy kierunku prostym tylko w jednym przypadku przyjęto hipotezę zerową H_0 o równości średnich. Przy reszcie odnotowano nierówność tych wartości. Można więc stwierdzić jednoznacznie, że grubość próbek wpływa na wytrzymałość na rozciąganie R_m na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$.

Tab. 6.6. Weryfikacja statystyczna wyników wytrzymałości na rozciąganie R_m ($\alpha = 0,05$) – porównanie grubości próbek

	Grubość	Test	F	F _{kr}	Wynik	t/C	t _{kr} /C _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	1 mm	-	-	-	-	-	-	-
2	1,2 mm	1-2	1,4502	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,5798	2,101	$u_1 = u_2$
3	1,6 mm	2-3	3,1874		$\sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$	-8,6391	2,262	$u_1 \neq u_2$
4	4,85 mm	3-4	5,0568		$\sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$	-28,5805		$u_1 \neq u_2$
5	10,2 mm	4-5	2,9413		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	16,8608	2,101	$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania: równoległy								
1	1 mm	-	-	-	-	-	-	-
2	1,2 mm	1-2	1,6675	3,1789	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-2,7259	2,101	$u_1 \neq u_2$
3	1,6 mm	2-3	1,0743		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-6,9431		$u_1 \neq u_2$
4	4,85 mm	3-4	1,1847		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-21,3497		$u_1 \neq u_2$
5	10,2 mm	4-5	4,6603		$\sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$	20,5247	2,262	$u_1 \neq u_2$

Następnie analizie poddano wyniki odkształceń względnych ε . W tabelach 6.7–6.9 przedstawiono rezultaty testowania hipotezy o równości wariancji oraz hipotezy o równości wartości średnich dla odkształceń względnych ε w wersjach z pozostawieniem stekstrowanej warstwy wierzchniej oraz jej usunięciem z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) oraz HSC. Na podstawie wykonanej weryfikacji we wszystkich przypadkach stwierdzono równość wariancji. Test hipotezy o równości wartości średnich wykazał natomiast istotne różnice, przy czym odstępstwo odnotowano tylko dla jednego wariantu (obróbka wstępna HSC, porównanie HPC + OWK i HPC + HSC, frezowanie w kierunku równoległym do kierunku walcowania). Przeprowadzona analiza statystyczna pozwoliła na sformułowanie wniosku o znaczącym wpływie strategii obróbki na odkształcenia względne ε na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Ze względu na zaobserwowanie wyraźnych różnic pomiędzy odkształceniami względnymi ε dla rozważanych stosunków pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania, nie było konieczności sprawdzania tej konfiguracji.

Tab. 6.7. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – bez usuwania stekstrowanej warstwy wierzchniej

	Strategia	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	2,4482	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-49,7480	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,1101		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-27,3148		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,7156		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-8,5099		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,0572		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,7896		$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,2253	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-43,4807	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,5196		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-15,3339		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	3,3243		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-45,1095		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,0189		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-4,6391		$u_1 \neq u_2$

Tab. 6.8. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej (OWK)

	Strategia	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	3,6531	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-108,1382	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	3,5439		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	78,6936		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,2329		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	4,1451		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,9544		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-26,4588		$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	2,4877	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-89,6754	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,8990		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	69,3658		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,5648		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-26,4235		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,1690		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-19,4783		$u_1 \neq u_2$

Tab. 6.9. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstuirowanej warstwy wierzchniej (HSC)

	Strategia	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,5170	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-15,5511	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,0658		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	5,3319		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	2,0656		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	37,6104		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	2,6805		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-37,3703		$u_1 \neq u_2$
6	-	2-5	1,2176		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	2,3408		$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,2765	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	25,4505	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,1219		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,0162		$u_1 = u_2$
4	HSC	3-4	1,4325		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-61,7903		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,0406		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	24,9991		$u_1 \neq u_2$

W tabeli 6.10 przedstawiono weryfikację statystyczną wyników odkształceń względnych ε dla badanych wariantów obróbki wstępnej. Testowanie przeprowadzono jedynie dla wyników zbliżonych, niemożliwych do jednoznacznego rozróżnienia. Na podstawie wykonanej analizy w każdym przypadku zaobserwowano równość wariancji. Sprawdzając hipotezę o równości wartości średnich odnotowano istotne różnice przy kierunku prostopadłym i technologii HPC (porównanie OWK i HSC) oraz przy kierunku równoległym i strategii łączącej HPC z HSC (porównanie OWK i HSC), a także HSC (porównanie braku obróbki wstępnej i HSC). Równość średnich uzyskano natomiast przy kierunku prostopadłym i połączeniu HPC z HSC oraz przy kierunku równoległym i kombinacji HPC z OWK. W obu przypadkach porównywano brak obróbki wstępnej i jej wykonanie z parametrami HSC. Przeprowadzona analiza statystyczna pozwoliła na sformułowanie wniosku, że wariant obróbki wstępnej wpływa na odkształcenia względne ε na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Dla frezu diamentowego (w odniesieniu do narzędzia węglkowego) nie dokonano weryfikacji ze względu na zauważalne różnice w wartościach odkształceń względnych ε .

Podsumowując wyniki odkształceń względnych ε oraz analizę statystyczną stwierdzono, że wszystkie analizowane zmienne, tj.: strategia obróbki, stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania oraz obróbka wstępna (lub jej brak) wpływają na wartość odkształceń względnych ε .

Tab. 6.10. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – porównanie wariantów obróbki wstępnej

	<i>Obróbka wstępna</i>	<i>Test</i>	<i>F</i>	<i>F_{kr}</i>	<i>Wynik</i>	<i>t</i>	<i>t_{kr}</i>	<i>Wynik</i>
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
Strategia: HPC								
1	OWK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,5940	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,3418	2,306	$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
Strategia: HPC + HSC								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,1684	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,2967	2,306	$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HPC + OWK								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,2435	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	0,8170	2,306	$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HPC + HSC								
1	OWK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,0253	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,9686	2,306	$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HSC								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,3957	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	6,2624	2,306	$u_1 \neq u_2$

W kolejnym kroku analizowano wyniki odkształceń bezwzględnych Δl . Rezultaty weryfikowania hipotezy o równości wariancji oraz hipotezy o równości wartości średnich dla odkształceń bezwzględnych Δl w wersjach z brakiem obróbki wstępnej oraz jej wykonaniem z parametrami obróbki konwencjonalnej (OWK) oraz HSC przedstawiono w tabelach 6.11–6.13. Na podstawie przeprowadzonej analizy zaobserwowano równość wariancji w każdym teście. Sprawdzając hipotezę o równości wartości średnich odnotowano natomiast istotne różnice w większości przypadków. Odstępstwa otrzymano dla kilku wariantów w tym m.in. przy kierunku prostopadłym i porównaniu HPC + HSC z HSC. Odnosząc się do wykonanej weryfikacji statystycznej stwierdzono, że strategia obróbki wpływa na powstające odkształcenia bezwzględne Δl na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Dla badanych zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania nie było konieczności statystycznego porównywania odkształceń bezwzględnych Δl z uwagi na wyraźne różnice pomiędzy nimi. Nie stwierdzono także potrzeby przeprowadzania analizy w celu weryfikacji wyników dla frezu z ostrzami diamentowymi (w stosunku do frezu węglkowego). Wynika to także z odnotowania znaczących różnic w wartościach odkształceń bezwzględnych Δl .

Tab. 6.11. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – bez usuwania stekstrowanej warstwy wierzchniej

	Strategia	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,7778	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-13,5542	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,1901		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-5,3976		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,3967		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,5444		$u_1 = u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,1598		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,9614		$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,1736	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-9,5534	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,7778		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,7856		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,2656		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-13,6970		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,2656		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,8526		$u_1 = u_2$

Tab. 6.12. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej (OWK)

	Strategia	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,7778	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-24,8800	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	2,7778		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	18,8077		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,1901		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	0,1502		$u_1 = u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,8595		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,3331		$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	3,0625	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-20,5898	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,8906		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	18,5274		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,0000		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-6,5568		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,4938		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-5,0659		$u_1 \neq u_2$

Tab. 6.13. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem steruowanej warstwy wierzchniej (HSC)

	Strategia	Test	F	F _{kr}	Wynik	t	t _{kr}	Wynik
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,6198	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-3,3325	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,0000		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	3,0998		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	1,4938		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	7,4347		$u_1 = u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,0000		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-8,3543		$u_1 \neq u_2$
6	-	3-5	1,4938		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,0469		$u_1 = u_2$
7	-	1-3	1,6198		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,6241		$u_1 = u_2$
8	-	1-5	2,4198		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,7077		$u_1 = u_2$
9	-	2-5	1,4938		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	3,3460		$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
1	HPC	-	-	-	-	-	-	-
2	HPC + OWK	1-2	1,7778	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	4,9778	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HPC + HSC	2-3	1,1901		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	0,5733		$u_1 \neq u_2$
4	HSC	3-4	3,3611		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-14,2858		$u_1 \neq u_2$
5	HSC + OWK	4-5	1,7778		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	6,4333		$u_1 \neq u_2$
6	-	1-5	1,2656		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-2,5467		$u_1 \neq u_2$

Analizę statystyczną wyników odkształceń bezwzględnych Δl dla badanych wariantów obróbki wstępnej przedstawiono w tabeli 6.14. Tak jak przy odkształceniach względnych ε , sprawdzanie przeprowadzono jedynie dla wartości zbliżonych. Odnosząc się do wykonanej weryfikacji we wszystkich przypadkach odnotowano równość wariancji. Analizując hipotezę o równości wartości średnich stwierdzono także równość tych wartości dla większości testów. Istotne różnice zaobserwowano w trzech konfiguracjach, w tym przy kierunku równoległym, strategii łączącej HPC z OWK i porównaniu braku obróbki wstępnej z HSC oraz przy kombinacji HSC z OWK i wszystkich badanych wariantach obróbki wstępnej. Stwierdzono, że wariant obróbki wstępnej wpływa na odkształcenia bezwzględne Δl na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$.

Na podstawie otrzymanych wyników badania odkształceń bezwzględnych Δl oraz przeprowadzonej analizy statystycznej sformułowano wniosek o wpływie analizowanych zmiennych (strategii obróbki, stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania oraz obróbki wstępnej lub ewentualnie jej braku) na powstawanie odkształceń bezwzględnych Δl .

Tab. 6.14. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – porównanie wariantów obróbki wstępnej

	<i>Obróbka wstępna</i>	<i>Test</i>	<i>F</i>	<i>F_{kr}</i>	<i>Wynik</i>	<i>t</i>	<i>t_{kr}</i>	<i>Wynik</i>
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
Strategia: HPC								
1	OWK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,1480	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-0,4007	2,306	$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
Strategia: HPC + HSC								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,0000	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,7999	2,306	$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: prostopadły								
Strategia: HSC + OWK								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	2,4198	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,0334	2,306	$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HPC + OWK								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,0000	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-2,3168	2,306	$u_1 \neq u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HPC + HSC								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,4938	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,8856	2,306	$u_1 = u_2$
3	OWK	2-3	1,0000		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	-1,9285		$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HSC								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	HSC	1-2	1,7778	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	1,2733	2,306	$u_1 = u_2$
Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania: równoległy								
Strategia: HSC + OWK								
1	BRAK	-	-	-	-	-	-	-
2	OWK	1-2	1,0000	6,3883	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	4,5918	2,306	$u_1 \neq u_2$
3	HSC	2-3	1,2656		$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	2,3991		$u_1 \neq u_2$

W ostatnim etapie analizy statystycznej skoncentrowano się na chropowości powierzchni. Wyniki testowania hipotezy o równości wariancji oraz hipotezy o równości wartości średnich dla parametru chropowości R_z przedstawiono w tabeli 6.15. Porównywano zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania. Na podstawie przeprowadzonej weryfikacji stwierdzono, że we wszystkich przypadkach uzyskano równość wariancji, natomiast przy wartościach średnich odnotowano istotne różnice. Świadczy to o tym, że na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$, stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania wpływa na chropowość powierzchni.

Tab. 6.15. Weryfikacja statystyczna wyników parametru chropowatości R_z ($\alpha = 0,05$) – porównanie zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania

Test	F	F_{kr}	Wynik	t	t_{kr}	Wynik
Strategia: HPC						
P-R	1,4400	3,7870	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	3,0488	2,145	$u_1 \neq u_2$
Strategia: HSC						
P-R	1,0000	3,7870	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	2,3385	2,145	$u_1 \neq u_2$
Strategia: OWK						
P-R	1,0000	3,7870	$\sigma_1^2 = \sigma_2^2$	2,2450	2,145	$u_1 \neq u_2$

Ze względu na stwierdzenie wyraźnych różnic w wartościach parametrów chropowatości dla poszczególnych strategii obróbki i pomiędzy badanymi płaszczyznami pomiarowymi nie było konieczności przeprowadzania analizy statystycznej dla tych konfiguracji.

6.3. Program statystyczny randomizowany kompletny

W pracy do oceny wpływu badanych zmiennych niezależnych wykorzystano program statystyczny randomizowany kompletny [74]. Przyjęto hipotezę zerową o braku wpływu czynnika wejściowego na czynnik wynikowy i zastosowano statystykę F Fishera-Snedecora, której wartość testową F wyznaczano z zależności (6.11):

$$F = \frac{\sum_{i=1}^p n_i (\bar{y}_i - \bar{y})^2 (n - p)}{(\sum_{i=1}^p \sum_{j=1}^q (y_{ij} - \bar{y})^2 - \sum_{i=1}^p n_i (\bar{y}_i - \bar{y})^2) (p - 1)}, \quad (6.11)$$

gdzie: n_i – liczba pomiarów czynnika wejściowego na danym poziomie, n – całkowita liczba pomiarów, $\bar{y}_i$ – średnia wyników pomiarów w i -tym wierszu, $\bar{y}$ – średnia wyników ze wszystkich pomiarów, y_{ij} – wartość j -tego czynnika wynikowego na poziomie i , p – liczba poziomów zmienności czynnika wejściowego.

Wartość statystyki F porównywano z wartością krytyczną $F_{kr(\alpha, f_1, f_2)}$ wyznaczaną na podstawie przyjętego poziomu istotności α i liczby stopni swobody f_1 i f_2 określonych odpowiednio dla licznika (6.12) oraz mianownika (6.13):

$$f_1 = f_l = p - 1, \quad (6.12)$$

$$f_2 = f_m = n - p. \quad (6.13)$$

Jeżeli obliczona wartość statystyki testowej F była większa lub równa wartości krytycznej $F_{kr(\alpha, f_1, f_2)}$, to odrzucano hipotezę zerową H_0 i uznawano wpływ badanego czynnika za istotny na założonym poziomie istotności α .

W tabelach 6.16 i 6.17 przedstawiono wyniki analizy istotności wpływu badanych zmiennych, tj. grubości próbki oraz stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania na moduł Younga E i wytrzymałość na rozciąganie R_m .

Tab. 6.16. Wyniki analizy istotności wpływu badanych zmiennych na moduł Younga E

Badana zmienna		F	F _{kr}	Wynik	Wniosek
f ₁ = 4, f ₂ = 45					
Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania	Prostopadły	24,47	2,58	F > F _{kr}	Istotny wpływ
	Równoległy	26,88			
f ₁ = 1, f ₂ = 18					
Grubość próbki	1 mm	0,79	4,41	F < F _{kr}	Brak wpływu
	1,2 mm	1,17			
	1,6 mm	2,36			
	4,85 mm	2,18			
	10.2 mm	0.43			

Tab. 6.17. Wyniki analizy istotności wpływu badanych zmiennych na wytrzymałość na rozciąganie R_m

Badana zmienna		F	F _{kr}	Wynik	Wniosek
f ₁ = 4, f ₂ = 45					
Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania	Prostopadły	479,69	2,58	F > F _{kr}	Istotny wpływ
	Równoległy	412,28			
f ₁ = 1, f ₂ = 18					
Grubość próbki	1 mm	17,46	4,41	F > F _{kr}	Istotny wpływ
	1,2 mm	25,95			
	1,6 mm	48,16			
	4,85 mm	7,94			
	10.2 mm	4,99			

Analizę istotności wpływu przeprowadzono także dla odkształceń względnych ε i bezwzględnych Δl oraz chropowatości powierzchni.

W oparciu o wyniki weryfikacji istotności wpływu analizowanych zmiennych niezależnych na przyjętym poziomie istotności $\alpha = 0,05$ stwierdzono:

1. badania wytrzymałościowe:

- istotny wpływ grubości próbki oraz brak wpływu stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania na moduł Younga E ,
- istotny wpływ zarówno grubości próbki, jak i zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania na wytrzymałość na rozciąganie R_m ,

2. badanie odkształcenia:

- istotny wpływ strategii obróbki, stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania oraz obróbki wstępnej na odkształcenia względne ε ,

-
- istotny wpływ strategii obróbki, stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania oraz obróbki wstępnej na odkształcenia bezwzględne Δl ,
3. badanie chropowatości powierzchni:
- istotny wpływ strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania względem kierunku walcowania na jakość powierzchni obrobionych.

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI KOŃCOWE

W pracy analizowano problem powstawania odkształceń elementów cienkościennych, wykonanych z wybranego stopu aluminium EN AW-2024 T351, po frezowaniu. Na podstawie analizy literatury oraz własnych badań i doświadczeń przyjęto założenie, że odpowiednia strategia obróbki oraz uwzględnienie historii technologicznej półfabrykatu w opracowywaniu technologii, mogą w istotnym stopniu wpływać na postać i wartość odkształcenia poobróbkowego cienkościennych elementów wytwarzanych ze stopów aluminium.

Przeprowadzone badania własne oraz analiza uzyskanych wyników pozwoliły na sformułowanie następujących wniosków:

1. Badania wytrzymałościowe:

- Grubość próbki wpływa zarówno na moduł Younga E , jak i na wytrzymałość na rozciąganie R_m . Przy mniejszych grubościach próbek widoczne jest większe oddziaływanie stekstrowanej warstwy wierzchniej na wartości tych wielkości.
- Współczynnik sprężystości wzdłużnej E maleje wraz ze wzrostem grubości elementu.
- Uzyskano o około 10% większą wartość modułu Younga E przy najmniejszej badanej grubości (1 mm) w porównaniu do grubości maksymalnej (10,2 mm).
- Wytrzymałość na rozciąganie R_m rośnie wraz ze wzrostem grubości próbki, jednak tylko do pewnego momentu. Wpływ warstwy wierzchniej na wartość wytrzymałości na rozciąganie R_m może być pominięty dla płyt o grubości większej od ok. 4,5 mm.
- Stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania wpływa na wytrzymałość na rozciąganie R_m i mimo, iż także dla modułu Younga E uzyskano różnicę pomiędzy kierunkiem prostopadłym a równoległym, przy pomocy analizy statystycznej wykazano ostatecznie, dla przyjętego współczynnika istotności $\alpha = 0,05$, brak wpływu stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania na współczynnik sprężystości wzdłużnej E .
- Wytrzymałość na rozciąganie R_m jest w przybliżeniu o 1,5% większa dla próbek rozciąganych równolegle do kierunku walcowania w odniesieniu do próbek rozciąganych prostopadle.
- Grubość próbki i częściowo stosunek kierunku rozciągania do kierunku walcowania wpływają na właściwości mechaniczne stopu aluminium EN AW-2024 w stanie T351. Jest to wynik oddziaływania procesu walcowania na powstającą w trakcie procesu warstwę wierzchnią.

2. Badanie odkształcenia:

- Stwierdzono istotny wpływ strategii obróbki, stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania oraz obróbki wstępnej zarówno na odkształcenie względne ε , jak i bezwzględne Δl .

- Usunięcie sił mocujących element cienkościenny w uchwycie obróbkowym powoduje powstanie nowej równowagi wymiarowo-kształtowej pod wpływem naprężeń własnych wynikających zarówno z walcowania, jak i frezowania, które skutkują znacznymi deformacjami, niewidocznymi podczas procesu skrawania.
- Istnieje możliwość minimalizowania odkształceń poobróbkowych elementów cienkościennych, wykonanych ze stopu aluminium EN AW-2024 T351 przez zastosowanie odpowiedniej strategii frezowania, połączonej z właściwym wariantem obróbki wstępnej (lub jej brakiem).
- Większe odkształcenia względne ε odnotowano na tensometrach wzdłużnych, wyjątki wystąpiły jedynie przy obróbce wstępnej z parametrami HSC i frezowaniu narzędziem z ostrzami PKD, przy których większe odkształcenia względne ε otrzymano na tensometrze poprzecznym.
- Uzyskano zarówno dodatnie odkształcenia względne ε (ze znakiem „+”, co oznacza, że tensometr uległ ściskaniu), jak i ujemne „-” (ze znakiem „-”, co oznacza, że tensometr uległ rozciąganiu).
- W tabeli 7.1 przedstawiono podsumowanie wyników badania odkształceń względnych ε ze wskazaniem korzystnych (ε_{min} – minimalne odkształcenie względne) i niekorzystnych (ε_{max} – maksymalne odkształcenie względne) strategii frezowania w zależności od wybranego wariantu obróbki wstępnej i stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania. W zestawieniu uwzględniono także znak odkształceń względnych ε , odpowiednio „+” i „-”.

Tab. 7.1. Podsumowanie wyników badania odkształceń względnych ε

Odształcenie względne ($\varepsilon_{max}, \varepsilon_{min}$)	Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania	Brak obróbki wstępnej	Obróbka wstępna OWK	Obróbka wstępna HSC
ε_{max}	Kierunek prostopadły	<u>HPC</u> Znak: „-”	<u>HPC + OWK</u> Znak: „+”	<u>HPC + OWK</u> Znak: „+”
ε_{min}		<u>HSC + OWK</u> Znak: „-”	<u>HPC</u> Znak: „+”	<u>HSC</u> Znak: „+”
ε_{max}	Kierunek równoległy	<u>HPC</u> Znak: „-”	<u>HPC</u> Znak: „-”	<u>HPC + HSC</u> Znak: „-”
ε_{min}		<u>HSC + OWK</u> Znak: „-”	<u>HPC + OWK</u> Znak: „-”	<u>HSC</u> Znak: „-”

- W przypadku odkształceń bezwzględnych Δl zauważono charakterystyczne ugięcia o kształcie „ujemnym” (występowanie naprężeń ściskających) bądź „dodatnim” (występowanie naprężeń rozciągających) oznaczające położenie odchyłki poniżej lub powyżej przyjętej linii „zerowej”. Podsumowanie

wyników badania odkształceń bezwzględnych Δl uwzględniające korzystne (Δl_{min} – minimalne odkształcenie bezwzględne) i niekorzystne (Δl_{max} – maksymalne odkształcenie bezwzględne) strategię frezowania w odniesieniu do zastosowanych wariantów obróbki wstępnej i analizowanych zależności pomiędzy kierunkiem posuwu narzędzia skrawającego a kierunkiem walcowania przedstawiono w tabeli 7.2. W zestawieniu wskazano również znak odkształceń bezwzględnych Δl („+” i „-”).

Tab. 7.2. Podsumowanie wyników badania odkształceń bezwzględnych Δl

Odształcenie bezwzględne (Δl_{max} , Δl_{min})	Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania	Brak obróbki wstępnej	Obróbka wstępna OWK	Obróbka wstępna HSC
Δl_{max}	Kierunek prostopadły	<u>HPC</u> Znak: „-”	<u>HPC + OWK</u> Znak: „+”	<u>HPC + OWK</u> Znak: „+”
Δl_{min}		<u>HSC + OWK</u> Znak: „-”	<u>HPC</u> Znak: „+”	<u>HSC</u> Znak: „+”
Δl_{max}	Kierunek równoległy	<u>HPC</u> Znak: „-”	<u>HPC</u> Znak: „-”	<u>HPC + HSC</u> Znak: „-”
Δl_{min}		<u>HSC + OWK</u> Znak: „-”	<u>HPC + OWK</u> Znak: „-”	<u>HSC</u> Znak: „-”

- Porównując wartości odkształceń względnych ε oraz bezwzględnych Δl po obróbce frezem węglkowym i z ostrzami PKD stwierdzono, że większe deformacje otrzymano przy narzędziu z ostrzami PKD. Jest to prawdopodobnie spowodowane większymi odkształceniami plastycznymi w strefie skrawania wynikającymi z kąta pochylenia ostrza λ_s wynoszącego 0° .
 - Stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania znacząco wpływa na powstające odkształcenia. Niezależnie od strategii frezowania oraz usuwania lub też nie, warstwy wierzchniej po walcowaniu po przeciwległej stronie powierzchni obrabianej, większe odkształcenia zarówno względne ε , jak i bezwzględne Δl otrzymywano po frezowaniu w kierunku prostopadłym do kierunku walcowania.
 - Bezpośrednie porównanie wyników odkształceń względnych ε z bezwzględnymi Δl nie jest możliwe ze względu na różnicę wynikającą z interpretacji obu miar odkształcenia. Zauważono jednak korelację uzyskanych wyników pod względem wskazania strategii obróbki oraz zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania, po których uzyskano odpowiednio maksymalne i minimalne odkształcenia.
3. Badanie chropowatości powierzchni:
- Strategia obróbki oraz stosunek kierunku frezowania do kierunku walcowania wpływają na jakość powierzchni obrobionych. Najlepszą jakość powierzchni

uzyskano po frezowaniu z dużymi prędkościami HSC, natomiast najgorszą po skrawaniu wysokowydajnym HPC.

4. Analiza struktury metalograficznej:

- Stwierdzono odmienne struktury metalograficzne po frezowaniu i walcowaniu. W przypadku obróbki plastycznej otrzymano ziarna dłuższe i spłaszczone, a cała strefa stekstrowania charakteryzowała się grubością rzędu ok. 0,4 mm, natomiast po obróbce skrawaniem uzyskano ziarna krótsze i nieco mniejsze, a strefa stekstrowania wynosiła w przybliżeniu 0,2 mm (o połowę mniej niż po walcowaniu). Należy podkreślić, że naprężenia własne osiągają największe wartości w strefie stekstrowania i mogą być zarówno rozciągające, jak i ścisające.

Sformułowano także ważniejsze wnioski uytylitarne mogące znaleźć praktyczne zastosowanie:

1. Kierunek posuwu narzędzia skrawającego powinien być równoległy względem kierunku walcowania (jeśli pozwalają na to względy konstrukcyjne i technologiczne).
2. Umiejętne łączenie technologii HSC, HPC i obróbki wykończeniowej konwencjonalnej (OWK) wpływa pozytywnie na minimalizację odkształceń elementów cienkościennych po frezowaniu. Obróbka konwencjonalna (OWK), mimo relatywnie niskiej wydajności, może mieć praktyczne zastosowanie w wytwarzaniu elementów cienkościennych.
3. W technologii obróbki elementów cienkościennych kluczowe role odgrywają prawidłowy dobór narzędzi oraz stabilność zamocowania, wpływające w dużym stopniu na dokładność wymiarowo-kształtową przedmiotów oraz jakość ich powierzchni.
4. Należy także pamiętać o racjonalnym planowaniu podpór, tak aby zapewnić możliwie jak największą sztywność przedmiotu obrabianego w uchwycie obróbkowym.
5. Przy wytwarzaniu elementów o grubości ścianek poniżej 2 mm, a zwłaszcza poniżej 1 mm, usuwanie warstwy wierzchniej po walcowaniu z powierzchni przeciwległej do powierzchni obrobionej, w połączeniu z odpowiednim doбором strategii obróbki, może skutkować minimalizowaniem odkształceń poobróbkowych.
6. Należy podkreślić, że badania prowadzono na próbkach płaskich, dla osiągnięcia celów pracy było to najbardziej korzystne rozwiązanie. W przypadku struktur cienkościennych o złożonym kształcie sztywność jest inna i efekty obróbki pod względem odkształceń nie mogą być bezpośrednio przenoszone z badań elementów płaskich.

LITERATURA

1. Adamczak S., Makiela W., *Metrologia w budowie maszyn*, Warszawa, Wydawnictwo WNT, 2014.
2. Adamski W., *Analiza przyczyn zmiany kształtu części lotniczych podczas obróbki skrawaniem na maszynach CNC i skuteczne przeciwdziałanie tym zjawiskom*, "Mechanik", 2012, vol. 1, s. 80–81.
3. Adamski W., *Manufacturing development strategies in aviation industry*, "Advances in Manufacturing Science and Technology", 2010, vol. 34, s. 73–84.
4. Adamski W., *Nowe technologie obniżające czas wykonania części integralnych w przemyśle lotniczym*, "Mechanik", 2015, vol. 2, s. 1–10.
5. Adamski W., *Optymalizacja programów obróbkowych na obrabiarkach CNC*, "Stal, Metale & Nowe Technologie", 2018, vol. 1–2, s. 12–18.
6. Adamski W., *Wpływ nowych technik wytwarzania na konstrukcję samolotu*, "Mechanik", 2015, vol. 12, s. 1–5.
7. Adamski W., *Wybrane kierunki zwiększania wydajności procesów skrawania*, "Mechanik", 2009, vol. 5–6, s. 540–546.
8. Adamski W., *Zasady stosowania i pracy z systemami CAD/CAM w światowym przemyśle lotniczym*, "Mechanik", 2010, vol. 11, s. 874–876.
9. Ahmadi K., Ismail F., *Investigation of Finite Amplitude Stability Due to Process Damping in Milling*, "Procedia CIRP", 2012, vol. 1, s. 60–65.
10. Ahmadi K., Ismail F., *Stability lobes in milling including process damping and utilizing Multi-Frequency and Semi-Discretization Methods*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2012, vol. 54–55, s. 46–54.
11. Aijun T., Zhanqiang L., *Deformations of thin-walled plate due to static end milling force*, "Journal of Materials Processing Technology", 2008, vol. 206 (1–3), s. 345–351.
12. Arasimowicz A., Nowicki B., Podolak-Lejtas A., *Pomiar naprężeń własnych metodą usuwania warstw przez docieranie po obróbce EDM i kulowaniu strumieniowym*, "Inżynieria Maszyn", 2011, vol. 16 (3), s. 112–118.
13. Arasimowicz A., Piekarski R., *Pomiar naprężeń własnych metodą usuwania warstw w technologicznych warstwach wierzchnich*, "POSTĘPY NAUKI I TECHNIKI", 2011, vol. 6, s. 5–13.
14. Arnaud L., Gonzalo O., Seguy S., Jauregi H., Peigné G., *Simulation of low rigidity part machining applied to thin-walled structures*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2011, vol. 54 (5–8), s. 479–488.
15. Avia, *Materiały informacyjne firmy Avia*.

16. Awan W.S., Mabrouki T., *Numerical and experimental investigations of post-machining distortions in thin machined structures considering material-induced residual stress*, "Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering", 2017, vol. 39 (2), s. 509–521.
17. Bałon P., Rejman E., Smusz R., Kiełbasa B., *Obróbka z wysokimi prędkościami skrawania cienkościennych konstrukcji lotniczych*, "Mechanik", 2017, vol. 8–9, s. 726–729.
18. Blicharski M., *Inżynieria materiałowa*, Warszawa, Wydawnictwo WNT, 2014.
19. Blicharski M., *Inżynieria powierzchni*, Warszawa, Wydawnictwo WNT, 2012.
20. Blicharski M., *Wstęp do inżynierii materiałowej*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2013.
21. Bobbili R., Madhu V., Kumar A., *Tensile behaviour of aluminium 7017 alloy at various temperatures and strain rates*, "Journal of Materials Research and Technology", 2016, vol. 5 (2), s. 190–197.
22. Bobzin K., *High-performance coatings for cutting tools*, "CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology", 2017, vol. 18, s. 1–9.
23. Borojević S., Lukić D., Milošević M., Vukman J., Kramar D., *Optimization of process parameters for machining of Al 7075 thin-walled structures*, "Advances in Production Engineering & Management.", 2018, vol. 13 (2), s. 125–135.
24. Božić S., Šircelj D., *Measuring of stress-strain behaviour of steel 1.0718 and aluminium alloy at different temperature range*, "Machines technologies materials", 2011, vol. 19 (7/127), s. 159–163.
25. Bravo U., Altuzarra O., López de Lacalle L.N., Sánchez J.A., Campa F.J., *Stability limits of milling considering the flexibility of the workpiece and the machine*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2005, vol. 45 (15), s. 1669–1680.
26. Budak E., Tunc L.T., Alan S., Ozguven H.N., *Prediction of workpiece dynamics and its effects on chatter stability in milling*, "CIRP Annals – Manufacturing Technology", 2012, vol. 61 (1), s. 339–342.
27. Burakowski T., Wierzchoń T., *Inżynieria powierzchni metali*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1995.
28. Burek J., Płodzień M., *Wysoko wydajna obróbka części ze stopów aluminium o złożonych kształtach*, "Mechanik", 2012, vol. 7, s. 542–549.
29. Burek J., Płodzień M., Żyłka Ł., *Wpływ sposobu chłodzenia na wysokowydajną obróbkę stopu AlZn5.5MgCu*, "Mechanik", 2018, vol. 10, s. 883–885.
30. Burek J., Płodzień M., Żyłka Ł., Buk J., *Wpływ zarysu ostrza freza na kształtowanie wiórów w wysokowydajnym frezowaniu stopu aluminium*, "Mechanik", 2016, vol. 8–9, s. 1216–1217.

31. Burek J., Żyłka Ł., Płodzień M., Gdula M., Buk J., *Analiza odkształcenia cienkiej ścianki w systemie NX w obróbce HPC*, "Mechanik", 2015, vol. 2, s. 1–13.
32. Burek J., Żyłka Ł., Płodzień M., Gdula M., Sulkowicz P., *The influence of the cutting edge shape on high performance cutting*, "Aircraft Engineering and Aerospace Technology", 2018, vol. 90 (1), s. 134–145.
33. Cadoni E., Dotta M., Forni D., Bianchi S., Kaufmann H., *Strain rate effects on mechanical properties in tension of aluminium alloys used in armour applications*, "EPJ Web of Conferences", 2012, vol. 26, s. 1–6.
34. Campa F.J., de Lacalle L.N.L., Celaya A., *Chatter avoidance in the milling of thin floors with bull-nose end mills: Model and stability diagrams*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2011, vol. 51 (1), s. 43–53.
35. Campbell F.J., *Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials*, St. Louis, Elsevier Science, 2006.
36. Çavusoglu O., Leacock A.G., Gürün H., Güral A., *Strain-Rate-Dependent Tensile Characteristics of AA2139-T351 Aluminum Alloy*, "Materials and Technology", 2017, vol. 51 (2), s. 333–338.
37. Cerutti X., Mocellin K., Hassini S., Blaysat B., Duc E., *Methodology for aluminium part machining quality improvement considering mechanical properties and process conditions*, "CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology", 2017, vol. 18, s. 18–38.
38. Chen Y., Clausen A.H., Hopperstad O.S., Langseth M., *Stress-strain behaviour of aluminium alloys at a wide range of strain rates*, "International Journal of Solids and Structures", 2009, vol. 46 (21), s. 3825–3835.
39. Christopher J., Choudhary B.K., *Constitutive Modelling of Stress-Relaxation Behaviour of Tempered Martensitic P91 Steel using Sine Hyperbolic Rate Law*, "Materials Chemistry and Physics", 2018, vol. 205, s. 442–451.
40. *Obróbka skrawaniem – wysoka produktywność*, red. Cichosz P., Wrocław, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, 2007.
41. Cui Q.Y., Dong X.R., Ma Y.Z.E., Liu T.H., *Application of high speed machining technology in modern die manufacture*, "Materials Science Forum", 2014, vol. 800–801, s. 139–143.
42. Delport L.D., Conradie P.J.T., Oosthuizen G.A., *Suitable Clamping Method for Milling of Thin-walled Ti6Al4V Components*, "Procedia Manufacturing", 2017, vol. 8, s. 338–344.
43. Ding Y., Zhu L.M., Zhang X.J., Ding H., *Milling stability analysis using the spectral method*, "Science China Technological Sciences", 2011, vol. 54 (12), s. 3130–3136.

44. Dobrzański L.A., *Metaloznawstwo opisowe*, Gliwice, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2013.
45. Dobrzański L.A., *Metaloznawstwo opisowe stopów metali nieżelaznych*, Gliwice, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2008.
46. Dul-Korzyńska B., *Obróbka skrawaniem i narzędzia*, Rzeszów, Oficyna Wydawnicza Politechniki Rzeszowskiej, 2009.
47. Dyląg Z., Jakubowicz A., Orłoś Z., *Wytrzymałość materiałów*. Tom I, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2012.
48. Dymek S., *Nowoczesne stopy aluminium do przeróbki plastycznej*, Kraków, Wydawnictwa AGH, 2012.
49. El-Axir M.H., *A method of modeling residual stress distribution in turning for different materials*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2002, vol. 42 (9), s. 1055–1063.
50. Erdel B.P., *High-Speed Machining Dearborn*, Society of Manufacturing Engineers, 2003.
51. Feld M., *Obróbka skrawaniem stopów aluminium*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1984.
52. Filipowski R., Marciniak M., *Techniki obróbki mechanicznej i erozyjnej*, Warszawa, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2000.
53. Franceschi A., Kaffenberger M., Schork B., Hoche H., Oechsner M., Groche P., *Observations on the stability of the residual stresses after cold forming and unidirectional loading*, "Production Engineering", 2019, vol. 13 (2), s. 157–167.
54. Fu W.-E., Cohen P.H., Ruud C.O., *Experimental investigation of the machining induced residual stress tensor under mechanical loading*, "Journal of Manufacturing Processes", 2009, vol. 11 (2), s. 88–96.
55. Gao H., Zhang Y., Wu Q., Song J., *An analytical model for predicting the machining deformation of a plate blank considers biaxial initial residual stresses*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2017, vol. 93 (1–4), s. 1473–1486.
56. Górski E., *Poradnik frezera*, Warszawa, WNT, 2016.
57. Grzesik W., *Podstawy skrawania materiałów konstrukcyjnych*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2010.
58. Hadasik E., Pater Z., *Obróbka plastyczna. Podstawy teoretyczne*, Gliwice, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, 2013.
59. Harpaz O., Books B., Schwaar M., Schubert A., Eckert U., *Parallel High Speed Machining with a New Additional HSC Spindle for Machine Tools*, "Procedia CIRP", 2012, vol. 1, s. 673–674.
60. Helleno A.S., Schützer K., *Investigation of tool path interpolation on the manufacturing of die and molds with HSC technology*, "Journal of Materials Processing Technology", 2006, vol. 179 (1–3), s. 178–184.

61. Hon K., Baharudin B.T.H.T., *The Impact of High Speed Machining on Computing and Automation*, "International Journal of Automation and Computing", 2006, vol. 1, s. 63–68.
62. Huber N., Heerens J., *On the effect of a general residual stress state on indentation and hardness testing*, "Acta Materialia", 2008, vol. 56 (20), s. 6205–6213.
63. Izamshah R., *Hybrid Deflection Prediction for Machining Thin-Wall Titanium Alloy Aerospace Component*, Praca doktorska, Australia, School of Aerospace, Mechanical and Manufacturing Engineering RMIT University, 2011.
64. Jasiewicz M., Powalka B., *Wpływ parametrów skrawania na właściwości modalne przedmiotu obrabianego*, "Modelowanie Inżynierskie", 2014, vol. 21 (52), s. 93–100.
65. Jemielniak K., *Obróbka skrawaniem*, Warszawa, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, 2004.
66. Jemielniak K., *Obróbka skrawaniem. Podstawy, dynamika, diagnostyka*, Oficyna Wydawnicza Politechniki Warszawskiej, Warszawa, 2018.
67. Jiang X., Wang Y., Ding Z., Li H., *An approach to predict the distortion of thin-walled parts affected by residual stress during the milling process*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2017, vol. 93 (9–12), s. 4203–4216.
68. Kartal M.E., *Analytical solutions for determining residual stresses in two-dimensional domains using the contour method*, "Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences", 2013, vol. 469 (2159).
69. Kęcik K., Rusinek R., Warmiński J., Weremczuk A., *Chatter control in the milling process of composite materials*, "Journal of Physics Conference Series", 2012, vol. 382, s. 1–16.
70. Kim C.-J., Mayor J.R., Ni J., *A Static Model of Chip Formation in Microscale Milling*, "Journal of Manufacturing Science and Engineering", 2004, vol. 126 (4), s. 710–718.
71. Kłysz S., *Podstawy wytrzymałości materiałów*, Warszawa, Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych, 2015.
72. Kolar P., Sveda J., Koubek J., *Case Study 2.2: Clamping of Thin-Walled Curved Workpieces*, [w:] *Intelligent Fixtures for the Manufacturing of Low Rigidity Components. Lecture Notes in Production Engineering*, pod Springer, Cham, 2018, s. 81–98.
73. Kordzikowski P., *Wyťaženie wybranych materiałów anizotropowych z asymetrią zakresu sprężystego*, "Zeszyty Naukowe Akademii Marynarki Wojennej", 2012, vol. 3 (190), s. 51–74.

74. Korzyński M., *Metodyka eksperymentu: planowanie, realizacja i statystyczne opracowanie wyników eksperymentów technologicznych*, Warszawa, Wydawnictwo Naukowe PWN, 2017.
75. Krajewska-Śpiewak J., Gawlik J., *Effect of Residual Stresses in Surface Layer of Nickel-Based Alloy-Inconel 718 on the Safety Factor of Construction*, [w:] *Advances in Manufacturing. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, pod red. A. Hamrol, et al., Springer, Cham, 2018, s. 933–940.
76. Krajewska-Śpiewak J., Gawlik J., *Wyznaczanie naprężeń własnych za pomocą metody rentgenograficznej w materiałach trudnoskrawalnych*, [w:] *Innowacje w Zarządzaniu i Inżynierii Produkcji*, pod red. R. Knosala, Opole, Oficyna Wydawnicza Polskiego Towarzystwa Zarządzania Produkcją, 2017, s. 783–794.
77. Krajewska-Śpiewak J., Gawlik J., Piekoszewski W., Stachura K., *Identification of Residual Stresses in a Surface Layer of Ti6AL4V and Inconel 718 after Process of Peripheral Milling*, "Tehnički vjesnik", 2018, vol. 25 (1), s. 88–91.
78. Krupa K., Habrat W., Kocurek P., Sieniawski J., *Naprężenia własne w warstwie wierzchniej po toczeniu wykończeniowym stopu tytanu na osnowie fazy międzymetalicznej TiAl(γ)*, "Mechanik", 2016, vol. 10, s. 1508–1509.
79. Krywicki W., Bartos J., Dyczka W., Królikowska K., Wasilewski M., *Rachunek prawdopodobieństwa i statystyka matematyczna w zadaniach. Część II. Statystyka matematyczna*, Warszawa, Wydawnictwo Naukowe PWN, 1999.
80. Kuczmazewski J., *Efektywność wytwarzania elementów lotniczych ze stopów aluminium i magnezu*, [w:] *Komputerowo Zintegrowane Zarządzanie*, pod red. R. Knosala, Opole, Oficyna Wydawnicza Polskiego Towarzystwa Zarządzania Produkcją, 2011, s. 7–18.
81. Kuczmazewski J., Łogin W., Pieśko P., Zagórski I., *State of Residual Stresses after the Process of Milling Selected Aluminium Alloys*, "Advances in Science and Technology Research Journal", 2018, vol. 12 (1), s. 63–73.
82. Kuczmazewski J., Łogin W., Pieśko P., Zawada-Michałowska M., *Assessment of the Accuracy of High Speed Machining of Thin-Walled EN AW-2024 Aluminium Alloy Elements Using Carbide Milling Cutter and with PCD Blades*, [w:] *Advances in Manufacturing. Lecture Notes in Mechanical Engineering*, pod red. A. Hamrol, et al., Springer, Cham, 2018, s. 671–680.
83. Kuczmazewski J., Pieśko P., Zagórski I., Leleń M., Warda T., Zawada-Michałowska M., *"Opracowanie innowacyjnych połączeń mechanicznych celem zastąpienia konwencjonalnych połączeń"*

- w strukturach lotniczych", Raport z realizacji zadania badawczego "Opracowanie Demonstratora w warunkach laboratoryjnych" w ramach projektu INNOLOT/ BLOSTER, 2017.
84. Kuczmazewski J., Pieško P., Zawada-Michałowska M., *Analiza sił skrawania przy frezowaniu współbieżnym i przeciwbieżnym odlewniczego stopu aluminium EN AC-AISi10M*, "Mechanik", 2018, vol. 10, s. 871–873.
85. Kuczmazewski J., Pieško P., Zawada-Michałowska M., *Analiza wpływu prędkości skrawania na odkształcenia po frezowaniu elementów cienkościennych wykonanych ze stopu EN AW-2024*, "Mechanik", 2016, vol. 8–9, s. 1066–1067.
86. Kuczmazewski J., Pieško P., Zawada-Michałowska M., *Carbide milling cutter blades durability during machining of AL-SI casting alloy*, [w:] MAPE 2018 – XV International Conference "Multidisciplinary Aspects of Production Engineering", pod red. W. Biały, Zabrze, Wydawnictwo PANOVA, 2018, s. 169–175.
87. Kuczmazewski J., Pieško P., Zawada-Michałowska M., *Evaluation of the impact of the natural seasoning process on post-machining deformation of thin-walled elements made of aluminium alloy EN AW-2024*, "IOP Conference Series: Materials Science and Engineering", 2018, vol. 393, s. 1–7.
88. Kuczmazewski J., Pieško P., Zawada-Michałowska M., *Influence of Milling Strategies of Thin-Walled Elements on Effectiveness of their Manufacturing*, "Procedia Engineering", 2017, vol. 182, s. 381–386.
89. Kuczmazewski J., Pieško P., Zawada-Michałowska M., *Surface Roughness of Thin-Walled Components Made of Aluminium Alloy EN AW-2024 Following Different Milling Strategies*, "Advances in Science and Technology Research Journal", 2016, vol. 10 (30), s. 150–158.
90. *Obróbka skrawaniem stopów aluminium i magnezu*, red. Kuczmazewski J., Zaleski K., Lublin, Politechnika Lubelska, 2015.
91. Li B., Jiang X., Yang J., Liang S.Y., *Effects of depth of cut on the redistribution of residual stress and distortion during the milling of thin-walled part*, "Journal of Materials Processing Technology", 2015., vol. 216, s. 223–233.
92. Li P., Liu Y., Gong Y., Li L., Liu K., Sun Y., *New deformation prediction of micro thin-walled structures by iterative FEM*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2018, vol. 95 (5–8), s. 2027–2040.
93. Litwińczyk-Kwaśnicka M., *Aluminium. Metody otrzymywania oraz odzysku z materiałów odpadowych*, "Gospodarka Surowcami Mineralnymi", 2008, vol. 24 (3/3), s. 179–185.

94. *Machine Tools for High Performance Machining*, red. Lopez de Lacalle L.N., Lamikiz A., London, Springer, 2009.
95. Lu L.X., Sun J., Li Y.L., Li J.F., *A Theoretical Model for Load Prediction in Rolling Correction Process of Thin-Walled Aeronautic Parts*, "International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2017, vol. 92 (9–12), s. 4121–4131.
96. M'Saoubi R., Axinte D., Soo S.L., Nobel C., Attia H., Kappmeyer G., Engin S., Sim W.-M., *High performance cutting of advanced aerospace alloys and composite materials*, "CIRP Annals – Manufacturing Technology", 2015, vol. 64 (2), s. 557–580.
97. Makiela W., Gogolewski D., Nowakowski Ł., *Wyznaczanie minimalnej grubości warstwy skrawanej z wykorzystaniem dwuwymiarowej transformaty falkowej*, "Mechanik", 2016, vol. 11, s. 1632–1633.
98. Mišović M., Tadić, N., Lučić, D., *Deformation characteristics of aluminium alloys*, "Gradevinar", 2016, vol. 68 (3), s. 179–189.
99. Morey B., *High-speed machining for aerospace*, "Manufacturing Engineering", 2008, vol. 3, s. 133–143.
100. Moutitz A.P., *Introduction to aerospace materials*, Oxford, Cambridge, Philadelphia, New Delhi, Woodhead Publishing, 2012.
101. Niesłony P., Grzesik W., Laskowski P., Sieniawski J., *Numerical and Experimental Analysis of Residual Stresses Generated in the Machining of Ti6Al4V Titanium Alloy*, "Procedia CIRP", 2014, vol. 13, s. 78–83.
102. Norma, ISO 1940-1:2003: *Drgania mechaniczne – Wyważanie wirników sztywnych – Wyznaczanie dopuszczalnego niewyważenia resztkowego*.
103. Norma, PN-EN 485-2+A1:2018-12: *Aluminium i stopy aluminium – Blachy, taśmy i płyty – Część 2: Własności mechaniczne*.
104. Norma, PN-EN 515:2017-05: *Aluminium i stopy aluminium – Wyroby przerobione plastycznie – Oznaczenia stanów*.
105. Norma, PN-EN 573-1:2006: *Aluminium i stopy aluminium – Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie – Część 1: System oznaczeń numerycznych*.
106. Norma, PN-EN 573-2:1997: *Aluminium i stopy aluminium – Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie – System oznaczeń na podstawie symboli chemicznych*.
107. Norma, PN-EN 573-3:2014-02: *Aluminium i stopy aluminium – Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie – Część 3: Skład chemiczny i rodzaje wyrobów*.
108. Norma, PN-EN 1706:2011: *Aluminium i stopy aluminium – Odlewy – Skład chemiczny i własności mechaniczne*.
109. Norma, PN-EN 1780-1:2004: *Aluminium i stopy aluminium – Oznaczenia gąsek do przetopienia z aluminium stopowego, stopów wstępnych i odlewów – Część 1: System oznaczeń numerycznych*.

110. Norma, PN-EN 1780-2:2004: *Aluminium i stopy aluminium – Oznaczenia gąsek do przetopienia z aluminium stopowego, stopów wstępnych i odlewów – Część 2: System oznaczeń na podstawie symboli chemicznych.*
111. Norma, PN-EN ISO 4287:1999/A1:2010: *Specyfikacje geometrii wyrobów – Struktura geometryczna powierzchni: metoda profilowa – Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.*
112. Norma, PN-EN ISO 6892-1:2016-09: *Metale – Próba rozciągania – Część 1: Metoda badania w temperaturze pokojowej.*
113. Norma, PN-EN ISO 9513:2013-06: *Metale – Wzorcowanie ekstensometrów stosowanych w próbie jednoosiowego rozciągania.*
114. Norma, PN-EN ISO 25178-2:2012: *Specyfikacje geometrii wyrobów (GPS) – Struktura geometryczna powierzchni: Przestrzenna – Część 2: Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.*
115. Nowakowski Ł., Skrzyniarz M., Miko E., *Porównanie sposobu wyznaczania wartości minimalnej grubości warstwy skrawanej dla toczenia i frezowania*, "Mechanik", 2015, vol. 8–9, s. 733–741.
116. Obikawa T., Kamio A., Takaoka H., Osada A., *Micro-texture at the coated tool face for high performance cutting*, "International Journal of Machine Tools & Manufacture", 2011, vol. 51, s. 966–972.
117. Oczóś K.E., *Dobór technik kształtowania ubytkowego wyrobów*, "Mechanik", 2008, vol. 5–6, s. 361–379.
118. Oczóś K.E., *Kierunki zwiększania produktywności procesów skrawania*, "Mechanik", 2007, vol. 5–6 s. 325–348.
119. Oczóś K.E., *Obróbka wysokowydajna – HPC (High Performance Cutting)*, "Mechanik", 2004, vol. 11, s. 701–709.
120. Oczóś K.E., Kawalec A., *Kształtowanie metali lekkich*, Warszawa, Wydawnictwo Naukowe PWN, 2012.
121. Olszak W., *Obróbka skrawaniem*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2009.
122. Pajor M., Powalka B., Hoffmann M., *Identyfikacja modelu procesu skrawania narzędziami wieloostrzowymi dla potrzeb analizy wibrostanowienia*, "Inżynieria Maszyn", 2011, vol. 16 (1–2), s. 95–112.
123. Pal Pandian P., Prabhu Raja V., Sakthimurugan K., *Surface Error Compensation in HSM of Thin Wall Structures*, "International Journal of Engineering Science Invention", 2013, vol. 2 (2), s. 1–11.
124. Pasko R., Przybylski L., Słodki B., *High speed machining (HSM) – the effective way of modern cutting*, "International Workshop CA Systems And Technologies", 2002, s. 72–79.
125. Pater Z., Samołyk G., *Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali*, Lublin, Politechnika Lubelska, 2011.

126. Pieśko P., *Badania wpływu sztywności statycznej frezów trzpieniowych na dokładność geometryczną przedmiotów wykonywanych ze stopu aluminium*, Praca doktorska, Lublin, Politechnika Lubelska, Wydział Mechaniczny, 2014.
127. Pieśko P., Zagórski I., *Analiza porównawcza metod frezowania HSM, HPC oraz frezowania konwencjonalnego wysokokrzemowych stopów aluminium*, "Postępy Nauki i Technik", 2011, vol. 7, s. 219–226.
128. Pieśko P., Zawada-Michałowska M., *Usefulness of modal analysis for evaluation of milling process stability*, "Applied Computer Science", 2017, vol. 14 (1), s. 75–84.
129. Polmear I., *Light Alloys: From Traditional Alloys to Nanocrystals*, Amsterdam, Elsevier, 2005.
130. Powalka B., *Mikrofrezowanie. Wybrane zagadnienia modelowania i badań doświadczalnych*, Szczecin, Wydawnictwo Naukowe Instytutu Technologii Eksploatacji – PIB, 2019.
131. Przybyłowicz K., *Metaloznawstwo*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2007.
132. Przybyłowicz K., Przybyłowicz J., *Materiałoznawstwo w pytaniach i odpowiedziach*, Warszawa, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 2004.
133. Quintana G., Ciurana J., *Chatter in machining processes: A review*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2011, vol. 51 (5), s. 363–376.
134. Rabiej M., *Analizy statystyczne z programami Statistica i Excel*, Gliwice, Helion, 2018.
135. Rafey Khan A., Nisar S., Shah A., Khan M.A., Khan S.Z., Sheikh M.A., *Reducing machining distortion in AA 6061 alloy through re-heating technique*, "Materials Science and Technology", 2017, vol. 33 (6), s. 731–737.
136. Ratchev S., Liu S., Becker A.A., *Error compensation strategy in milling flexible thin-wall parts*, "Journal of Materials Processing Technology", 2005, vol. 162–163, s. 673–68.
137. Rossini N.S., Dassisti M., Benyounis K.Y., Olabi A.G., *Methods of measuring residual stresses in components*, "Materials & Design", 2012, vol. 35, s. 572–588.
138. Rusinek R., *Chatter in milling of composites: simulations and diagnostic*, "Journal of Machine Engineering", 2010, vol. 10, s. 30–36.
139. Rusinek R., Weremczuk A., Warmiński J., *Wpływ nieliniowości w układzie skrawania na skuteczność redukcji drgań samowzbudnych*, "Mechanik", 2014, vol. 87 (8–9), s. 81–88.
140. Sandvik, *Poradnik obróbki skrawaniem*, 2012.
141. Seguy S., Campa F.J., Lopez de Lacalle L.N., Arnaud L., Dessein G., Aramendi G., *Toolpath dependent stability lobes for the milling of thin-*

- walled parts, "International Journal of Machining and Machinability of Materials", 2008, vol. 4 (4), s. 377–392.
142. Senczyk D., *Naprężenia własne – wstęp do generowania, sterowania i wykorzystania*, Poznań, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 1996.
143. Shamsuddin K.A., Ab-Kadir A.R., Osman M.H., *A Comparison of Milling Cutting Path Strategies for Thin-Walled Aluminium Alloys Fabrication*, "The International Journal of Engineering and Science", 2013, vol. 2 (3), s. 1–8.
144. Shet C., Deng X., *Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting*, "International Journal of Machine Tools & Manufacture", 2003, vol. 43, s. 573–587.
145. Shet C., Deng X., *Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting*, "International Journal of Machine Tools & Manufacture", 2003, vol. 43, s. 573–587.
146. Singh A., Agrawal A., *Comparison of deforming forces, residual stresses and geometrical accuracy of deformation machining with conventional bending and forming*, "Journal of Materials Processing Technology", 2016, vol. 234, s. 259–271.
147. Singh A., Agrawal A., *Investigation of surface residual stress distribution in deformation machining process for aluminum alloy*, "Journal of Materials Processing Technology", 2015, vol. 225, s. 195–202.
148. Smith S., Wilhelm R., Dutterer B., Cherukuri H., Goel G., *Sacrificial structure preforms for thin part machining*, "CIRP Annals – Manufacturing Technology", 2012, vol. 61 (1), s. 379–382.
149. Sobczyk M., *Statystyka. Aspekty praktyczne i teoretyczne*. Lublin, Wydawnictwo Uniwersytetu Marii Curie-Skłodowskiej, 2006.
150. Souza de A.F., Coelho R.T., *Experimental investigation of feed rate limitations on high speed milling aimed at industrial applications*, "The International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2007, vol. 32 (11–12), s. 1104–1114.
151. Stewarski E., Bystrowski J., Jakubowski J., *Wytrzymałość materiałów. Ćwiczenia laboratoryjne*, Kraków, Wydawnictwa AGH, 1995.
152. Sylvac, *Specyfikacja techniczna czujnika dźwigniowego Sylvac CL44 L = 36.5*.
153. Szklarz Z., *Wpływ odkształcenia plastycznego na korozję mikrostrukturalną stopów aluminium typu AlCu4Mg1 i AlMg2*, Praca doktorska, Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie, Wydział Odlewnictwa, 2013.
154. Tang Z.T., Liu Z.Q., Pan Y.Z., Wan Y., Ai X., *The influence of tool flank wear on residual stresses induced by milling aluminum alloy*, "Journal of Materials Processing Technology", 2009, vol. 209 (9), s. 4502–4508.

155. Tenmex, *Specyfikacja techniczna pojedynczych tensometrów foliowych Tenmex TF-5-2x*.
156. Totis G., Albertelli P., Sortino M., Monno M., *Efficient evaluation of process stability in milling with Spindle Speed Variation by using the Chebyshev Collocation Method*, "Journal of Sound and Vibration", 2014, vol. 333 (3), s. 646–668.
157. Totis G., Albertelli P., Torta M., Sortino M., Monno M., *Upgraded stability analysis of milling operations by means of advanced modeling of tooling system bending*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2017, vol. 113 (19–34).
158. Twardowski P., *Stabilność procesu frezowania stali na twardo w warunkach HSM*, "Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji", 2006, vol. 26 (2), s. 93–101.
159. Vargel C., *Corrosion of aluminium*, Amsterdam, Boston, Heidelberg, London, New York, Oxford, Paris, San Diego, San Francisco, Singapore, Sydney, Tokyo, Elsevier, 2004.
160. Wang B., Liu Z., Song Q., Wan Y., Shi Z., *Proper selection of cutting parameters and cutting tool angle to lower the specific cutting energy during high speed machining of 7050-T7451 aluminum alloy*, "Journal of Cleaner Production", 2016, vol. 129, s. 292–304.
161. Wang J., Ibaraki S., Matsubara A., *A cutting sequence optimization algorithm to reduce the workpiece deformation in thin-wall machining*, "Precision Engineering", 2017, vol. 50, s. 506–514.
162. Wątroba J., *Eksploracja danych, testowanie hipotez badawczych i modelowanie zależności – przykłady w Statistica 9*, "StatSoft", 2009, s. 75–86.
163. Weremczuk A., Rudzik M., Rusinek R., Warmiński J., *Badania doświadczalne stabilności procesu frezowania stopu Inconel X750*, "Mechanik", 2015, vol. 12, s. 64–69.
164. Weremczuk A., Rusinek R., Warmiński J., *Koncepcja aktywnej eliminacji drgań w procesie frezowania*, "Mechanik", 2014, vol. 87 (8–9), s. 99–106.
165. Wojciechowski S., *Metody szacowania minimalnej grubości warstwy skrawanej podczas obróbki narzędziami o zdefiniowanej geometrii*, "Mechanik", 2018, vol. 8–9 (664–666).
166. Wojciechowski S.J., *Zagadnienia mechaniki precyzyjnego frezowania narzędziami monolitycznymi*, Poznań, Wydawnictwo Politechniki Poznańskiej, 2018.
167. Wysmulski P., Dębski H., Różyło P., Falkowicz K., *Badania stateczności i stanów pokrywicznych ściskanych cienkościennych profili kompozytowych*, "Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability", 2016, vol. 18 (4), s. 632–637.

168. Xu D., Feng P., Li W., Ma Y., *An improved material constitutive model for simulation of high-speed cutting of 6061-T6 aluminum alloy with high accuracy*, "International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2015, vol. 79 (5–8), s. 1043–1053.
169. Yan Z., Wang X., Liu Z., Wang D., Jiao L., Ji Y., *Third-order updated full-discretization method for milling stability prediction*, "International Journal of Advanced Manufacturing Technology", 2017, vol. 92 (5–8), s. 2299–2309.
170. Yang Y., Zhang W.-H., Ma Y.-C., Wan M., Dang X.B., *An efficient decomposition-condensation method for chatter prediction in milling large-scale thin-walled structures*, "Mechanical Systems and Signal Processing", 2019, vol. 121, s. 58–76.
171. Yuan Y., Zhang H.-T., Wu Y., Zhu T., Ding H., *Bayesian Learning-Based Model-Predictive Vibration Control for Thin-Walled Workpiece Machining Processes*, "IEEE/ASME Transactions On Mechatronics", 2017, vol. 22 (1), s. 509–520.
172. Zaleski K., Matuszak J., Zaleski R., *Metrologia warstwy wierzchniej*, Lublin, Politechnika Lubelska, 2018.
173. Zalewski A., *Efektywne wytwarzanie dzięki optymalnej strategii obróbki HSM*, "Projektowanie i konstrukcje inżynierskie", 2007, vol. 3, s. 23–26.
174. Zawada-Michałowska M., Kuczmazewski J., Łogin W., Pieśko P., *Influence of machining strategies and technological history of semi-finished product on the deformation of thin-walled elements after milling*, "Advances in Science and Technology Research Journal", 2017, vol. 11 (3), s. 289–296.
175. Zawada-Michałowska M., Kuczmazewski J., Pieśko P., *Influence of pre-machining on post-machining deformation of thin-walled elements made of aluminium alloy EN AW-2024*, "IOP Conference Series: Materials Science and Engineering", 2018, vol. 393, s. 1–8.
176. Zębala W., *Minimalizacja błędów obróbki przedmiotów cienkościennych*, "Inżynieria Maszyn", 2010, vol. 3, s. 45–54.
177. Zhang X.J., Xiong C.H., Ding Y., Feng M.J., Xiong Y.L., *Milling stability analysis with simultaneously considering the structural mode coupling effect and regenerative effect*, "International Journal of Machine Tools and Manufacture", 2012, vol. 53 (1), s. 127–140.
178. Zhu K., Zhang Y., *A generic tool wear model and its application to force modeling and wear monitoring in high speed milling*, "Mechanical Systems and Signal Processing", 2019, vol. 115, s. 147–161.
179. Zwick, *Materiały informacyjne firmy Zwick/Roell*.

SPIS RYSUNKÓW

Rys. 2.1. Podział stopów aluminium na typowym wykresie równowagi [120]	13
Rys. 2.2. Elementy ze stopów aluminium w samolocie Airbus A380 [120]	18
Rys. 2.3. Udział procentowy typowych materiałów w masie płatowca samolotu pasażerskiego Boeing 737 [100]	18
Rys. 2.4. Charakterystyka naprężenie-wydłużenie odlewniczego stopu aluminium EN AC-43000 [126].....	19
Rys. 2.5. Charakterystyka naprężenie-wydłużenie stopu aluminium do obróbki plastycznej EN-AW 6082 [126]	19
Rys. 2.6. Zależność między wytrzymałością na rozciąganie R_m a prędkością odkształcenia dla stopu aluminium AA2139-T351 [36]	20
Rys. 2.7. Alumiiniowy element strukturalny samolotu wykonany frezowaniem [120]	21
Rys. 2.8. Model frezowania o jednym stopniu swobody [138]	23
Rys. 2.9. Porównanie skrawania z dużymi prędkościami (HSC) i skrawania wysokowydajnego (HPC) [120]	26
Rys. 2.10. Poglądowa ilustracja przebiegu siły skrawania w funkcji prędkości skrawania dla obróbki konwencjonalnej i HSC [7]26	
Rys. 2.11. Wpływ wzrostu prędkości skrawania na wybrane charakterystyki procesu skrawania [121]	27
Rys. 2.12. Zakresy prędkości skrawania v_c dla obróbki konwencjonalnej i HSC w zależności od: a) rodzaju materiału obrabianego, b) sposobu skrawania [40]	27
Rys. 2.13. Porównanie podstawowych parametrów skrawania w HSC i HPC [40].....	29
Rys. 2.14. Przykłady integralnych części lotniczych [8].....	31
Rys. 2.15. Odkształcenie cienkościennej ścianki pod wpływem narzędzia skrawającego [146]	33
Rys. 2.16. Strategie obróbki cienkościennej ścianki w zależności od stosunku jej wysokości do grubości [176]	35
Rys. 2.17. Obróbka elementu w przyrządzie typu „ramka” [2]	36
Rys. 2.18. Mocowanie półfabrykatu podczas wytwarzania elementu cienkościennego [83].....	37
Rys. 2.19. Schemat odkształcenia rozciąganego pręta walcowego [125].....	38
Rys. 2.20. Modele powstawania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej [121]	45

Rys. 2.21. Odkształcenie elementu cienkościennego powstałe podczas obróbki na 5-osiowej obrabiarce CNC [2].....	46
Rys. 4.1. Model obiektu badań – część pierwsza.....	51
Rys. 4.2. Model obiektu badań – część druga	52
Rys. 4.3. Maszyna wytrzymałościowa Zwick/Roell Z150	54
Rys. 4.4. Widok próbki po frezowaniu	55
Rys. 4.5. Pionowe centrum obróbkowe Avia VMC 800 HS [15].....	56
Rys. 4.6. Narzędzia stosowane w badaniach	57
Rys. 4.7. Uchwyt specjalny	59
Rys. 4.8. Tensometry foliowe naklejone na powierzchni próbki.....	60
Rys. 4.9. Pomiar odkształceń metodą tensometryczną.....	61
Rys. 4.10. Przykładowy przebieg zmiany wartości odkształcenia względnego w czasie	61
Rys. 4.11. Stanowisko do pomiaru odkształceń bezwzględnych.....	62
Rys. 4.12. Oznaczenie płaszczyzn pomiarowych podczas pomiarów czujnikiem Sylvac CL44	63
Rys. 4.13. Oznaczenie płaszczyzn pomiarowych podczas pomiarów chropowatości powierzchni	63
Rys. 4.14. Miejsca pobrania próbek do przygotowania zglądów metalograficznych wraz z zaznaczeniem obserwowanych powierzchni.....	64
Rys. 5.1. Charakterystyka materiałowa stopu EN AW-2024 T351 uzyskana przy próbkach o grubości 1 mm i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania	68
Rys. 5.2. Moduł Younga E w zależności od grubości próbki i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania.....	69
Rys. 5.3. Porównanie modułu Younga E dla próbek rozciąganych prostopadle do kierunku walcowania	70
Rys. 5.4. Porównanie modułu Younga E dla próbek rozciąganych równolegle do kierunku walcowania.....	70
Rys. 5.5. Wytrzymałość na rozciąganie R_m w zależności od grubości próbki i stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania	71
Rys. 5.6. Porównanie wytrzymałości na rozciąganie R_m dla próbek rozciąganych prostopadle do kierunku walcowania.....	71
Rys. 5.7. Porównanie wytrzymałości na rozciąganie R_m dla próbek rozciąganych równolegle do kierunku walcowania	72
Rys. 5.8. Odkształcenia względne ε uzyskane dla próbek, w których nie usuwano stekstuirowanej warstwy wierzchniej, dla analizowanych strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	73

Rys. 5.9. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (próbki z nieusuwaną warstwą wierzchnią).....	74
Rys. 5.10. Odkształcenia względne ε uzyskane dla próbek, w których usuwano steksturowaną warstwę wierzchnią (OWK), dla analizowanych strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	75
Rys. 5.11. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (próbki z usuwaną warstwą wierzchnią – OWK).....	76
Rys. 5.12. Odkształcenia względne ε uzyskane dla próbek, w których usuwano steksturowaną warstwę wierzchnią (HSC), dla analizowanych strategii obróbki oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	77
Rys. 5.13. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych na tensometrach wzdłużnych w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (próbki z usuwaną warstwą wierzchnią – HSC).....	78
Rys. 5.14. Porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania prostopadły do kierunku walcowania...	79
Rys. 5.15. Porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania równoległy do kierunku walcowania ...	80
Rys. 5.16. Porównanie odkształceń względnych ε otrzymanych dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	81
Rys. 5.17. Porównanie odkształceń względnych ε z tensometrów wzdłużnych dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	82
Rys. 5.18. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , przed odmocowaniem, dla strategii HPC, braku obróbki wstępnej oraz stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania.....	83
Rys. 5.19. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej	84

- Rys. 5.20. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, przy których kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej 84
- Rys. 5.21. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej 85
- Rys. 5.22. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej 85
- Rys. 5.23. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, przy których kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej 86
- Rys. 5.24. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej 86
- Rys. 5.25. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (wariant z nieusuwaną warstwą wierzchnią) 87
- Rys. 5.26. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK 88
- Rys. 5.27. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK 88

- Rys. 5.28. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK 89
- Rys. 5.29. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK..... 89
- Rys. 5.30. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK 90
- Rys. 5.31. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK 90
- Rys. 5.32. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (wariant z usuwaną warstwą wierzchnią OWK)..... 91
- Rys. 5.33. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC 92
- Rys. 5.34. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC 93
- Rys. 5.35. Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC..... 93
- Rys. 5.36. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego

	kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC	94
Rys. 5.37.	Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla wszystkich badanych strategii, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC	94
Rys. 5.38.	Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, przed i po odmocowaniu, dla strategii HPC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC	95
Rys. 5.39.	Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} , otrzymanych w płaszczyźnie B, dla wszystkich badanych strategii w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania (wariant z usuwaną warstwą wierzchnią HSC)	96
Rys. 5.40.	Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania prostopadły do kierunku walcowania	97
Rys. 5.41.	Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w zależności od zastosowanej obróbki wstępnej – kierunek frezowania równoległy do kierunku walcowania	98
Rys. 5.42.	Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz narzędzia z ostrzami PKD	99
Rys. 5.43.	Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania oraz narzędzia z ostrzami PKD	99
Rys. 5.44.	Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania	100
Rys. 5.45.	Porównanie przebiegów odkształceń bezwzględnych Δl w funkcji długości próbki l w płaszczyźnie B, po odmocowaniu, dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego, strategii łączącej HPC z HSC oraz	

równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania.....	100
Rys. 5.46. Porównanie maksymalnych odkształceń bezwzględnych Δl_{max} w płaszczyźnie B dla frezu z ostrzami PKD oraz frezu węglkowego w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	101
Rys. 5.47. Parametr chropowatości R_z otrzymany dla próbek frezowanych z wykorzystaniem strategii HPC oraz stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania	102
Rys. 5.48. Parametr chropowatości R_a otrzymany dla próbek frezowanych z wykorzystaniem strategii HPC oraz stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania	102
Rys. 5.49. Parametr chropowatości R_{Sm} otrzymany dla próbek frezowanych z wykorzystaniem strategii HPC oraz stosunku kierunku posuwu narzędzia skrawającego do kierunku walcowania	102
Rys. 5.50. Porównanie parametrów chropowatości dla próbek frezowanych prostopadle do kierunku walcowania oraz analizowanych strategii obróbki	103
Rys. 5.51. Porównanie parametrów chropowatości dla próbek frezowanych równolegle do kierunku walcowania oraz analizowanych strategii obróbki	104
Rys. 5.52. Porównanie parametru chropowatości R_z w zależności od stosunku kierunku frezowania do kierunku walcowania	104
Rys. 5.53. Struktura metalograficzna powierzchni I dla prostopadłego kierunku walcowania.....	106
Rys. 5.54. Struktura metalograficzna powierzchni I dla równoległego kierunku walcowania.....	107
Rys. 5.55. Struktura metalograficzna powierzchni II dla prostopadłego kierunku walcowania.....	107
Rys. 5.56. Struktura metalograficzna powierzchni II dla równoległego kierunku walcowania.....	108
Rys. 5.57. Struktura metalograficzna powierzchni III dla prostopadłego kierunku walcowania.....	108
Rys. 5.58. Struktura metalograficzna powierzchni III dla równoległego kierunku walcowania.....	108
Rys. 5.59. Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej powierzchni I po obróbce wstępnej HSC: kierunek prostopadły	109
Rys. 5.60. Struktura metalograficzna warstwy wierzchniej powierzchni I po obróbce wstępnej konwencjonalnej (OWK)	110

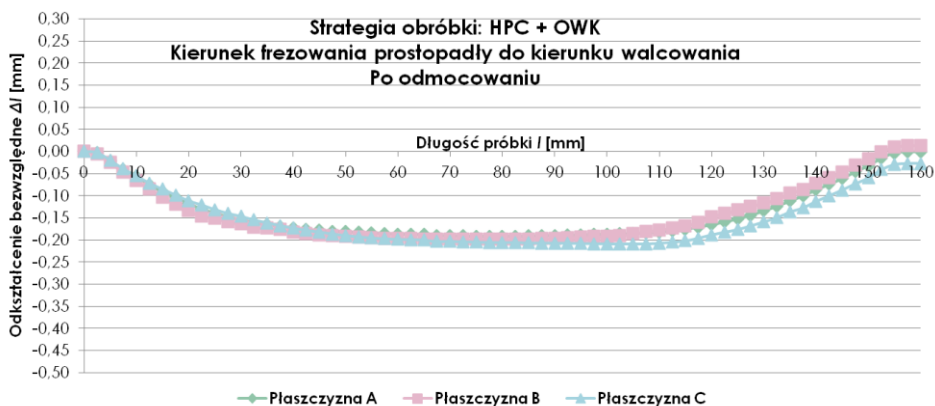
Rys. 5.61. Porównanie struktury metalograficznej warstwy wierzchniej powierzchni I	110
Rys. 5.62. Struktura metalograficzna po obróbce z wykorzystaniem strategii HPC dla powierzchni I i prostopadłego kierunku walcowania	111
Rys. 5.63. Struktura metalograficzna po obróbce z użyciem strategii HPC dla powierzchni I i równoległego kierunku walcowania	112
Rys. 5.64. Struktura metalograficzna po obróbce według strategii HPC dla powierzchni II i prostopadłego kierunku walcowania ...	112
Rys. 5.65. Struktura metalograficzna po obróbce z wykorzystaniem strategii HPC dla powierzchni II i równoległego kierunku walcowania	113
Rys. 6.1. Ogólny schemat wyboru testów służących do oceny istotności różnic [162].....	114

SPIS TABEL

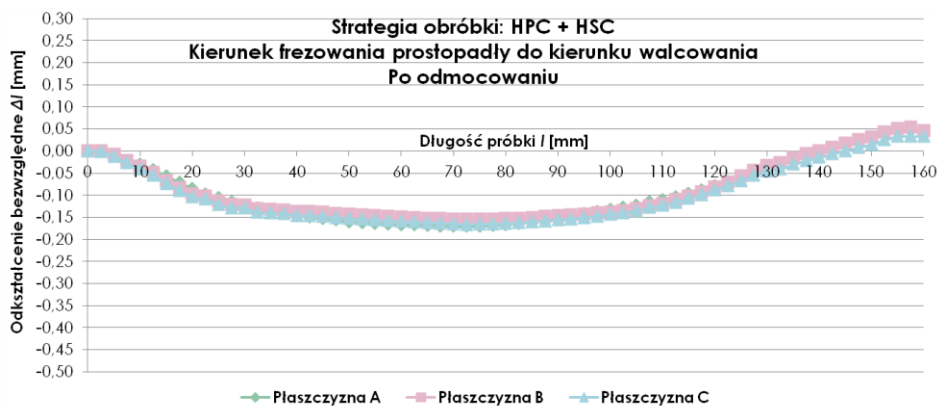
Tab. 2.1. Wybrane właściwości aluminium [44, 48, 120]	12
Tab. 2.2. Klasyfikacja procesu frezowania [46, 56, 126]	24
Tab. 2.3. Podział naprężeń własnych ze względu na przyczynę ich powstawania [27, 75, 142, 172]	42
Tab. 2.4. Podstawowy podział naprężeń własnych [13, 27, 75, 142, 172]	43
Tab. 4.1. Skład chemiczny stopu aluminium EN AW-2024 [105]	53
Tab. 4.2. Podstawowe dane techniczne pionowego centrum obróbkowego Avia VMC 800 HS [15]	56
Tab. 4.3. Dane techniczne stosowanych frezów	57
Tab. 4.4. Parametry płytki skrawającej Kennametal EDCT140416PDFRLDJ	58
Tab. 4.5. Wartości parametrów technologicznych analizowanych strategii obróbki	58
Tab. 4.6. Specyfikacja techniczna pojedynczych tensometrów foliowych Tenmex TF-5-2x [155]	60
Tab. 4.7. Specyfikacja techniczna czujnika dźwigniowego Sylvac CL44 [152]	62
Tab. 4.8. Wyznaczanie liczebności próby n w badaniach wytrzymałościowych	65
Tab. 4.9. Wyznaczanie liczebności próby n do badania odkształceń względnych ε	66
Tab. 4.10. Wyznaczanie liczebności próby n do badania odkształceń bezwzględnych Δl	66
Tab. 4.11. Wyznaczanie liczebności próby n do badania chropowatości powierzchni	67
Tab. 5.1. Obrazy izometryczne powierzchni dla analizowanych strategii obróbki oraz badanych zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania wraz z wartościami wybranych parametrów wysokościowych 3D	105
Tab. 6.1. Wyniki sprawdzania normalności rozkładów za pomocą testu W Shapiro-Wilka dla modułu Younga E	117
Tab. 6.2. Wyniki sprawdzania normalności rozkładów za pomocą testu W Shapiro-Wilka dla wytrzymałości na rozciąganie R_m	117
Tab. 6.3. Weryfikacja statystyczna wyników modułu Younga E ($\alpha = 0,05$) – porównanie zależności pomiędzy kierunkiem rozciągania a kierunkiem walcowania	118
Tab. 6.4. Weryfikacja statystyczna wyników modułu Younga E ($\alpha = 0,05$) – porównanie grubości próbek	119

Tab. 6.5. Weryfikacja statystyczna wyników wytrzymałości na rozciąganie R_m ($\alpha = 0,05$) – porównanie stosunku kierunku rozciągania do kierunku walcowania	119
Tab. 6.6. Weryfikacja statystyczna wyników wytrzymałości na rozciąganie R_m ($\alpha = 0,05$) – porównanie grubości próbek ...	120
Tab. 6.7. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – bez usuwania stekstrowanej warstwy wierzchniej.....	121
Tab. 6.8. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej (OWK)	121
Tab. 6.9. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej (HSC).....	122
Tab. 6.10. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń względnych ε ($\alpha = 0,05$) – porównanie wariantów obróbki wstępnej.....	123
Tab. 6.11. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – bez usuwania stekstrowanej warstwy wierzchniej.....	124
Tab. 6.12. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej (OWK)	124
Tab. 6.13. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – z usunięciem stekstrowanej warstwy wierzchniej (HSC).....	125
Tab. 6.14. Weryfikacja statystyczna wyników odkształceń bezwzględnych Δl ($\alpha = 0,05$) – porównanie wariantów obróbki wstępnej	126
Tab. 6.15. Weryfikacja statystyczna wyników parametru chropowatości R_z ($\alpha = 0,05$) – porównanie zależności pomiędzy kierunkiem frezowania a kierunkiem walcowania	127
Tab. 6.16. Wyniki analizy istotności wpływu badanych zmiennych na moduł Younga E	128
Tab. 6.17. Wyniki analizy istotności wpływu badanych zmiennych na wytrzymałość na rozciąganie R_m	128
Tab. 7.1. Podsumowanie wyników badania odkształceń względnych ε	131
Tab. 7.2. Podsumowanie wyników badania odkształceń bezwzględnych Δl	132

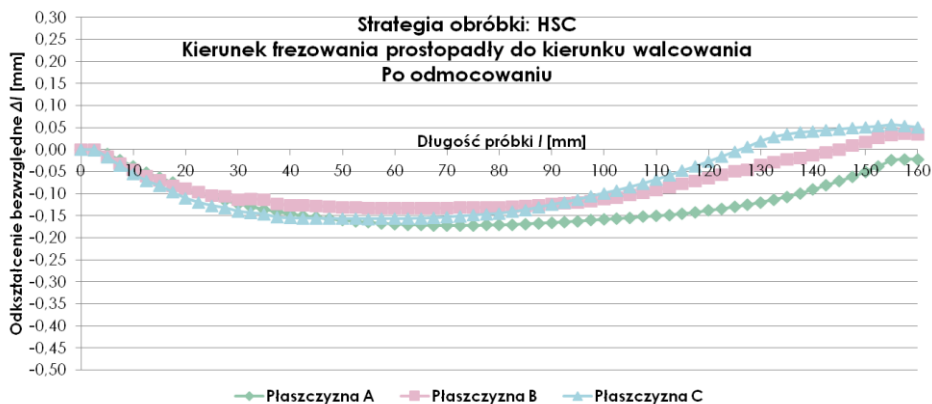
ZAŁĄCZNIK 1



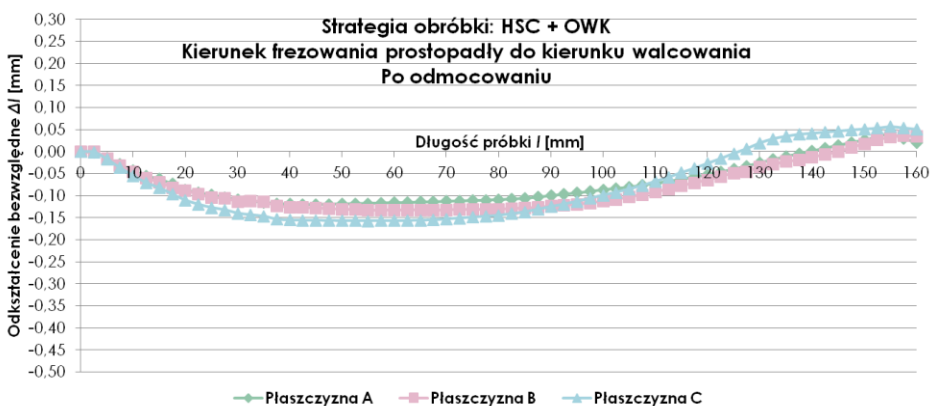
Rys. 1. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej



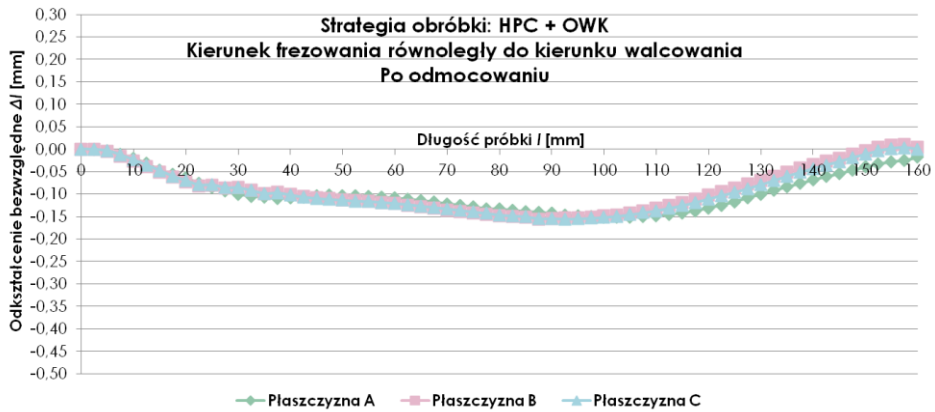
Rys. 2. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej



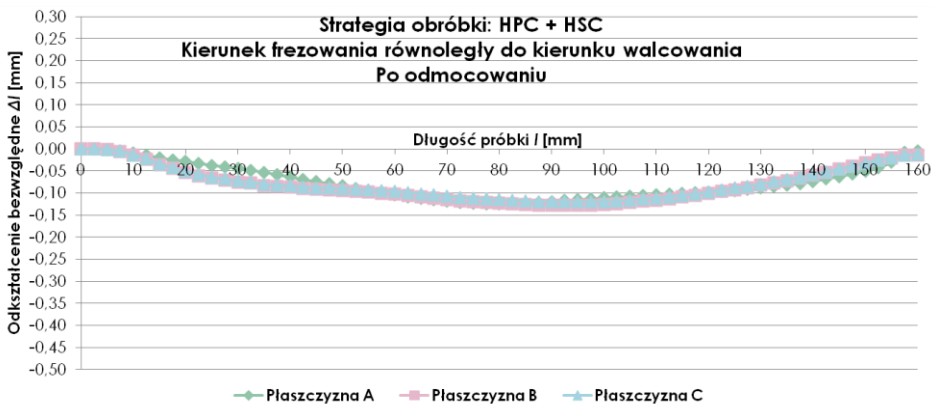
Rys. 3. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HSC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej



Rys. 4. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był prostopadły i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej



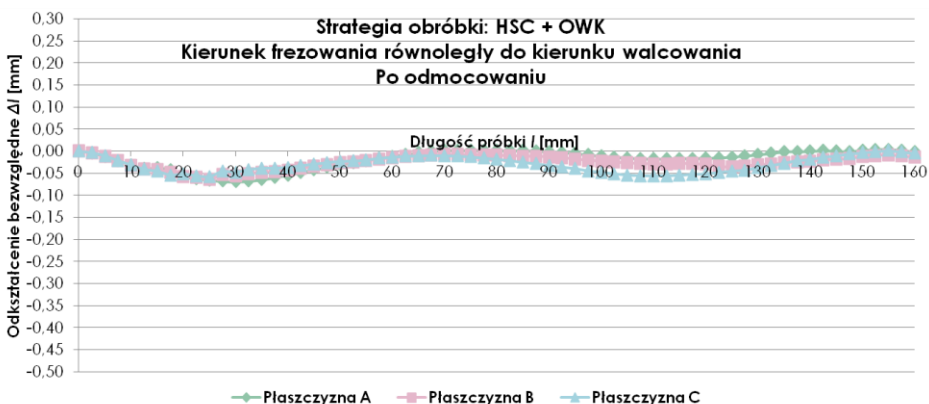
Rys. 5. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej



Rys. 6. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezastosowaniem obróbki wstępnej

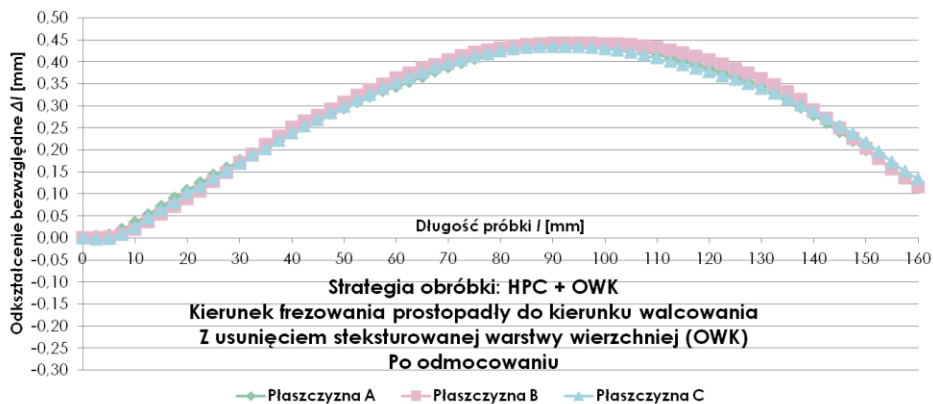


Rys. 7. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HSC, przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezaosowaniem obróbki wstępnej

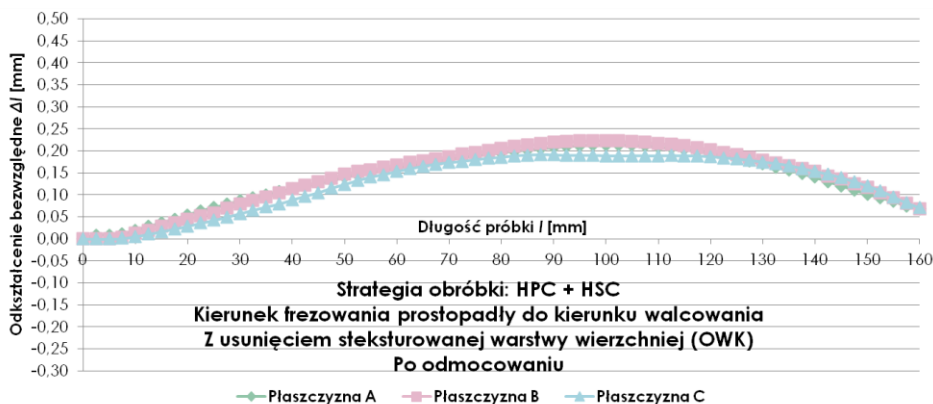


Rys. 8. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), przy której kierunek frezowania do kierunku walcowania był równoległy i wariantu z niezaosowaniem obróbki wstępnej

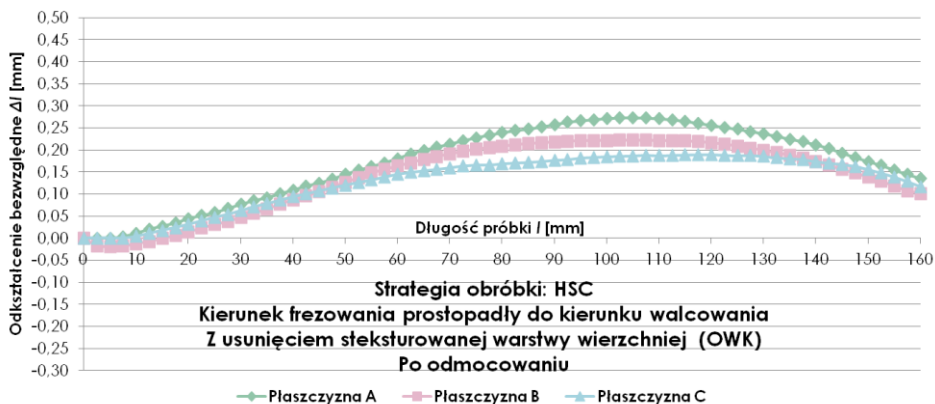
ZALĄCZNIK 2



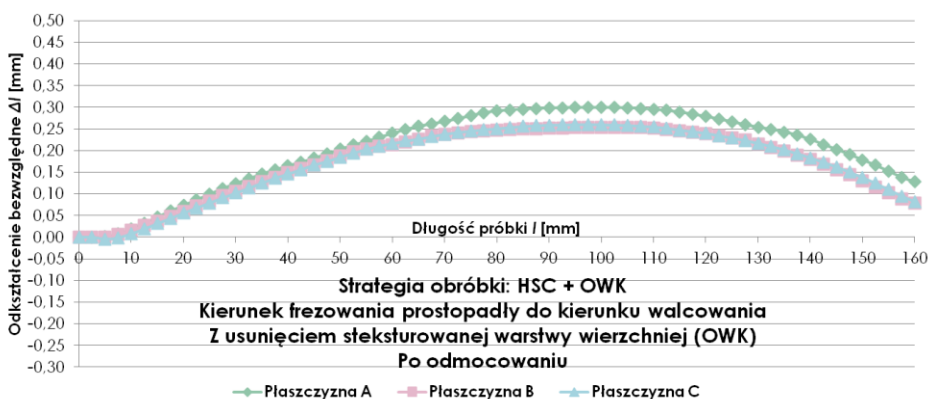
Rys. 1. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK



Rys. 2. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK



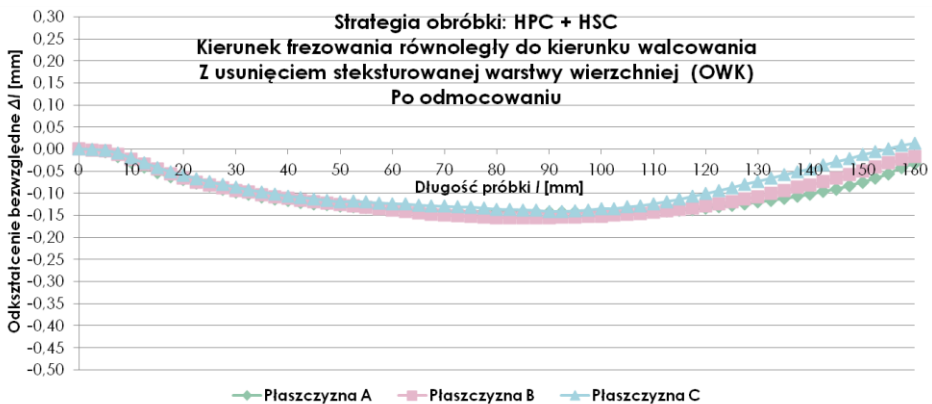
Rys. 3. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HSC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK



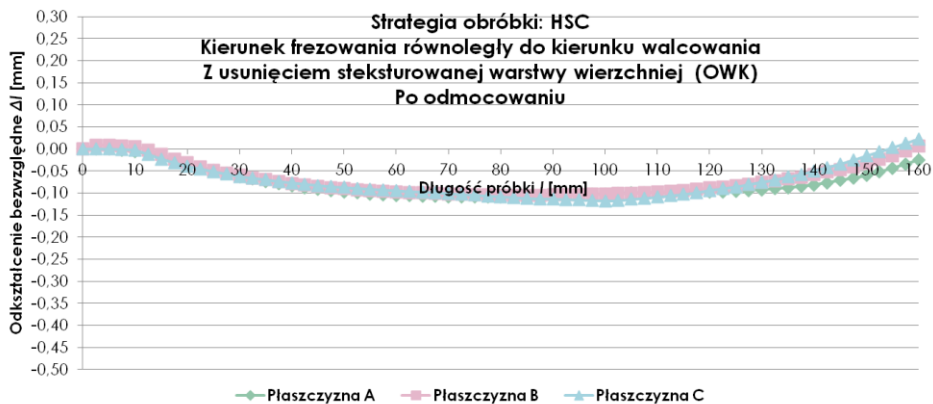
Rys. 4. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK



Rys. 5. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK



Rys. 6. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

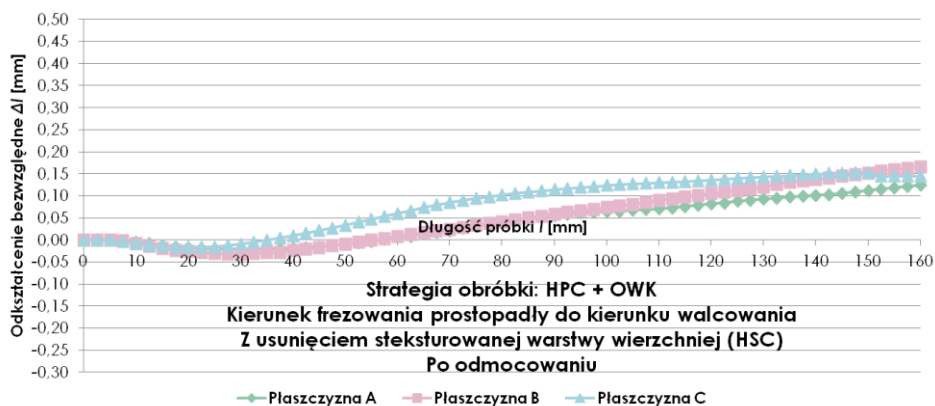


Rys. 7. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HSC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

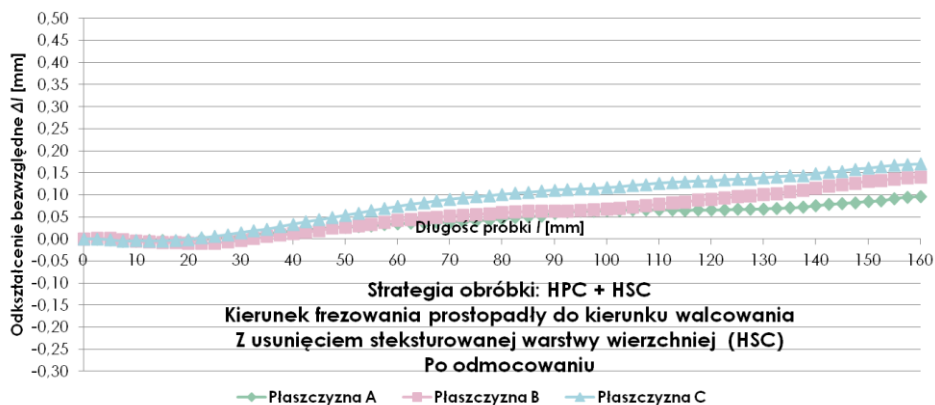


Rys. 8. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej OWK

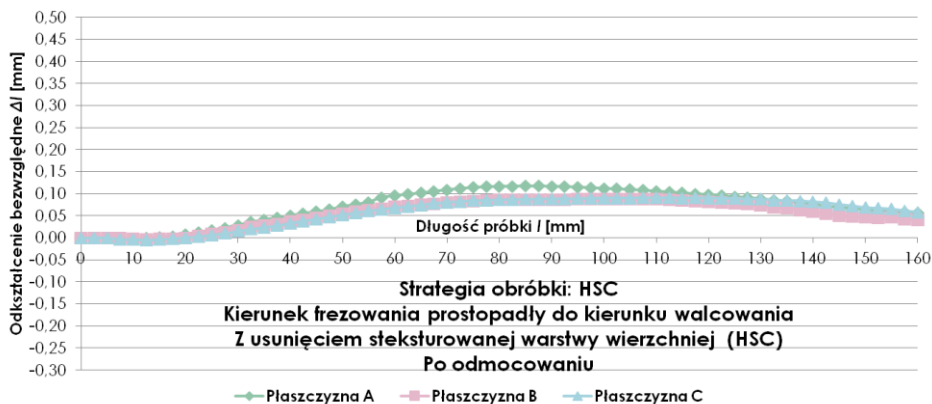
ZAŁĄCZNIK 3



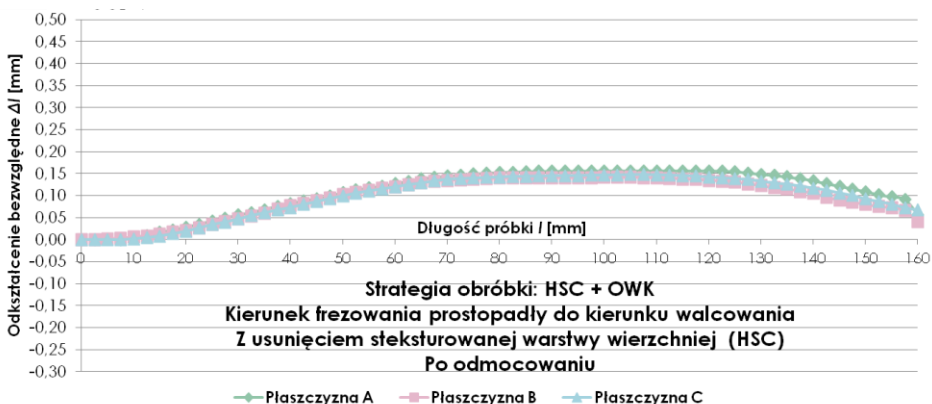
Rys. 1. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



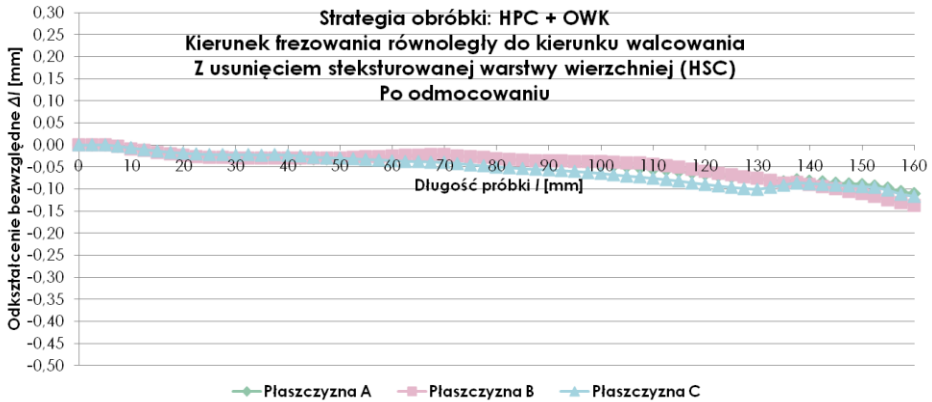
Rys. 2. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



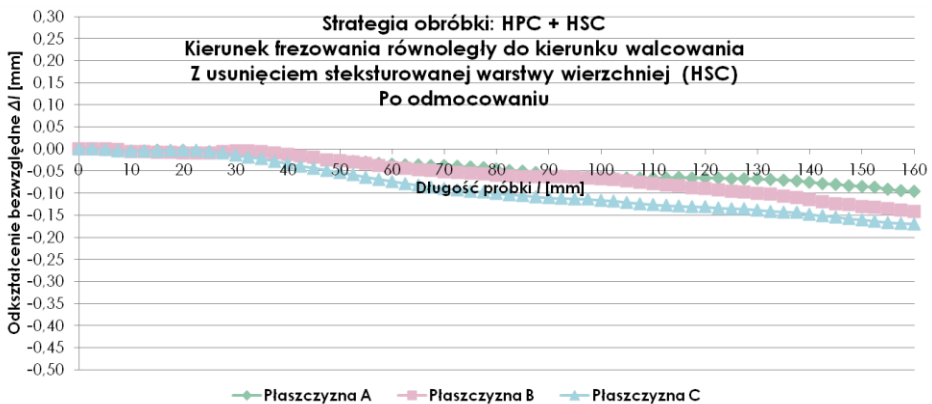
Rys. 3. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HSC, prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



Rys. 4. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), prostopadłego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



Rys. 5. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



Rys. 6. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HPC z HSC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



Rys. 7. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii HSC, równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC



Rys. 8. Przebieg odkształcenia bezwzględnego Δl w funkcji długości próbki l , po odmocowaniu, dla strategii łączącej HSC z obróbką wykończeniową konwencjonalną (OWK), równoległego kierunku frezowania w stosunku do kierunku walcowania i wariantu z zastosowaniem obróbki wstępnej HSC