



Politechnika Poznańska

Wydział Inżynierii Mechanicznej

Zakład Obróbki Skrawaniem

mgr inż. Jakub CZYŻYCKI

**Analiza odkształceń elementów
cienkościennych podczas frezowania stopu
aluminium EN AW-7075**

ROZPRAWA DOKTORSKA

Promotor: dr hab. inż. Paweł TWARDOWSKI, prof. PP

Poznań, 2025

ukochanej żonie

Spis treści

STRESZCZENIE	7
ABSTRACT	8
WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ	9
1. WPROWADZENIE	11
2. AKTUALNY STAN ZAGADNIENIA	13
2.1. Definicja elementów cienkościennych.....	13
2.2. Charakterystyka stopów aluminium	13
2.2.1. Właściwości oraz zastosowanie stopów aluminium	13
2.2.2. Skrawalność stopów aluminium	15
2.2.3. Elementy cienkościenne wykonywane ze stopów aluminium	17
2.3. Obróbka skrawaniem elementów cienkościennych	19
2.3.1. Problemy technologiczne w obróbce	19
2.3.2. Drgania elementów cienkościennych podczas obróbki	21
2.4. Odkształcenia elementów cienkościennych w procesie obróbki	27
2.4.1. Klasyfikacja błędów wymiarowych	27
2.4.2. Odkształcenia oraz naprężenia.....	28
2.5. Strategie frezowania elementów cienkościennych.....	33
2.6. Predykcja dokładności wykonania elementów cienkościennych.....	39
2.7. Podsumowanie analizy literatury.....	40
3. OPIS BADAŃ	43
3.1. Cel pracy	43
3.2. Zakres i warunki badań w zakresie obróbki konwencjonalnej.....	43
3.3. Metodyka badań w zakresie obróbki konwencjonalnej.....	49
3.4. Zakres i warunki badań w zakresie obróbki HSM.....	55
3.5. Metodyka badań w zakresie obróbki HSM	57
4. BADANIA W ZAKRESIE OBRÓBKİ KONWENCJONALNEJ	60
4.1. Analiza składowych siły całkowitej w zakresie obróbki konwencjonalnej.....	60
4.2. Analiza drgań w zakresie obróbki konwencjonalnej	62
4.3. Klasyfikacja odkształceń podczas frezowania elementów cienkościennych.....	63
4.4. Analiza wpływu sposobu frezowania na odkształcenia	67

4.5. Dokładność wykonania próbek.....	68
4.5.1. Dokładność wykonania po obróbce zgrubnej.....	68
4.5.2. Dokładność wykonania po obróbce dokładnej	70
4.6. Wpływ kształtu elementu cienkościennego na odkształcenia	75
4.7. Wpływ doboru materiału obrabianego na odkształcenia.....	79
4.8. Temperatura elementu cienkościennego podczas frezowania	81
4.9. Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej – podsumowanie	83
5. BADANIA W ZAKRESIE OBRÓBKİ HSM	85
5.1. Analiza składowych siły całkowitej w zakresie obróbki HSM.....	85
5.2. Analiza drgań w zakresie obróbki HSM	86
5.3. Przemieszczenia w zakresie obróbki high-speed machining	89
5.4. Analiza dokładności wykonania elementów cienkościennych	92
5.5. Badania w zakresie obróbki HSM – podsumowanie	94
6. WNIOSKI	96
6.1. Wnioski poznawcze.....	96
6.2. Wnioski uytylitarne.....	97
6.3. Wnioski do dalszych badań.....	97
7. PLAN DALSZYCH BADAŃ.....	98
LITERATURA	99

STRESZCZENIE

Przedstawiona rozprawa obejmuje analizę frezowania elementów cienkościennych. Celem pracy była analiza mechanizmów odkształceń cienkościennych przedmiotów ze stopu EN AW-7075 podczas frezowania w warunkach obróbki dokładnej.

W części dotyczącej przeglądu aktualnej literatury zaprezentowano główne problemy związane z obróbką elementów cienkościennych oraz opisano stosowane dotychczas rozwiązania technologiczne. Następnie przedstawiono zakres i warunki przeprowadzonych badań, które podzielono na dwa etapy: badania w zakresie obróbki konwencjonalnej oraz w zakresie obróbki z dużymi prędkościami skrawania (High-Speed Machining, HSM). Opisano również stanowiska pomiarowe, użyte narzędzia oraz materiały.

Na podstawie badań przeprowadzonych w zakresie obróbki konwencjonalnej przedstawiono klasyfikację odkształceń powstających podczas frezowania elementów cienkościennych podczas obróbki dokładnej. Zbadano wpływ wybranej strategii obróbki zgrubnej. Porównano dwa sposoby frezowania podczas obróbki dokładnej (frezowanie współbieżne i przeciwbieżne). Sprawdzonego wpływ kształtu elementu cienkościennego, wprowadzono dodatkowy materiał jakim był stop tytanu Ti6Al4V w celach porównawczych. Czynnikiem zmiennych w badaniach był stosunek wysokości elementu cienkościennego do jego grubości który oznaczono jako H/L . Zbadano wpływ zmiany tego współczynnika na mierzone wielkości.

W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej dominującym typem deformacji były odkształcenia sprężyste Δl_s , osiągające wartości do 140 μm . Wykazano ich bezpośredni wpływ na wartości błędu płaskości. Przeanalizowano również wpływ zmian temperatury obrabianego elementu na dokładność wykonania.

W trakcie obróbki HSM zaobserwowano występowanie drgań samowzbudnych. Mimo ich obecności, zastosowana technologia pozwoliła na ponad 10-krotną redukcję odkształceń, co przełożyło się na błąd płaskości nieprzekraczający 0,05 mm. Jednakże skutkiem występowania drgań była obniżona jakość powierzchni obrabianej.

Rozprawę zakończono prezentując wnioski poznawcze, wnioski utylitarne, a także wnioski do dalszych badań w temacie prezentowanej rozprawy. Opisano dalsze plany badań.

ABSTRACT

The dissertation presented here covers the analysis of milling of thin-walled workpieces. The aim of the study was to analyse the deformation mechanisms of thin-walled EN AW-7075 alloy workpieces during milling under fine machining conditions.

A review of the current literature presents the main problems associated with the machining of thin-walled workpieces and describes the technological solutions used to date. The scope and conditions of the tests carried out are then presented, which were divided into two stages: tests in conventional machining and in High-Speed Machining (HSM). The measuring stations, tools and materials used are also described.

On the basis of research conducted in conventional machining, a classification of deformations occurring during fine milling of thin-walled components is presented. The influence of the chosen roughing strategy was investigated. A comparison was made between two milling methods during fine machining (up and down milling). The influence of the shape of the thin-walled workpiece was examined, and the additional material Ti6Al4V titanium alloy was introduced for comparison. The variable factor in the study was the ratio of the height of the thin-walled component to its thickness, which was denoted as H/L . The effect of changing this ratio on the measured quantities was investigated.

In conventional machining tests, elastic deformations Δl_s were the predominant deformation type, reaching values of up to 140 μm . Their direct influence on the flatness error values was demonstrated. The influence of changes in workpiece temperature on machining accuracy was also analysed.

The presence of chatter vibrations was observed during HSM machining. Despite their presence, the technology used allowed a more than tenfold reduction in elastic deformation, resulting in a flatness error of no more than 0.05 mm. However, the effect of the presence of chatter was a reduced quality of the machined surface.

The dissertation concluded by presenting cognitive conclusions, utilitarian conclusions, as well as conclusions for further research in the topic of the presented dissertation. Further research plans are described.

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

Litery grecki

Δd	[mm]	– błąd grubości; odmierzany na dnie ścianki
Δl_p	[mm]	– odkształcenie plastyczne (trwałe)
Δl_s	[mm]	– odkształcenie sprężyste
Δl_T	[mm]	– odkształcenie termiczne
Δs	[mm]	– błąd grubości; odmierzany na szczycie ścianki
γ	[°]	– kąt natarcia
λ_s	[°]	– kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej

Litery łacińskie

a_e	[mm]	– promieniowa głębokość skrawania
A_f	[m/s ²]	– składowa posuwowa przyspieszeń drgań
A_{fN}	[m/s ²]	– składowa posuwowa normalna przyspieszeń drgań
a_p	[mm]	– osiowa głębokość skrawania
A_p	[m/s ²]	– składowa odporowa przyspieszeń drgań
d	[mm]	– średnica frezu
F_f	[N]	– składowa posuwowa siły całkowitej
F_{fN}	[N]	– składowa posuwowa normalna siły całkowitej
f_o	[Hz]	– częstotliwość związana z prędkością obrotową
F_p	[N]	– składowa odporowa siły całkowitej
f_{oz}	[Hz]	– częstotliwość procesu frezowania
f_z	[mm/ostrze]	– posuw na ostrze
H	[mm]	– wysokość elementu cienkościennego
L	[mm]	– grubość elementu cienkościennego
L_s	[mm]	– droga skrawania
n	[obr/min]	– prędkość obrotowa frezu
R^2	[-]	– współczynnik determinacji
Ra	[μm]	– średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej
Rt	[μm]	– całkowita wysokość profilu
RMS	[-]	– średnia kwadratowa (wartość skuteczna)

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH OZNACZEŃ

R_z	[μm]	– największa wysokość profilu
T	[$^{\circ}\text{C}$]	– temperatura próbki
t	[s]	– czas
t_s	[s]	– czas skrawania
v_c	[m/min]	– prędkość skrawania
v_f	[mm/min]	– prędkość posuwowa
y	[mm]	– przemieszczenie
z	[-]	– liczba ostrzy

1. WPROWADZENIE

Gwałtowny rozwój lotnictwa, motoryzacji oraz przemysłu kosmicznego prowadzi to zapotrzebowania na możliwość wykonania monolitycznych części. Elementy te muszą cechować się małą masą przy jednoczesnym zachowaniu dużej sztywności. Zastępują one konstrukcje złożone z połączonych komponentów, a ich produkcja odbywa się najczęściej poprzez frezowanie.

Obróbka takich elementów wiąże się z licznymi wyzwaniami i wymaga specjalistycznego podejścia. Występujące podczas obróbki oraz po jej zakończeniu odkształcenia utrudniają lub nawet uniemożliwiają uzyskanie wymaganej dokładności wymiarowo-kształtowej. Drgania, w tym drgania samowzbudne powstające w trakcie skrawania, negatywnie wpływają na jakość obrabianej powierzchni. W ostatnich latach wprowadzono rozwiązania technologiczne umożliwiające osiągnięcie większej precyzji. Przykładem jest obróbka z dużymi prędkościami skrawania (High-Speed Machining, HSM), której celem jest redukcja składowych siły całkowitej, co może pozytywnie wpływać na zmniejszenie powstających odkształceń.

Na podstawie przeglądu literatury któremu poświęcono pierwszy rozdział wykazano niewystarczającą analizę procesu skrawania elementów cienkościennych. W szczególności zauważalny jest brak wystarczających analiz odkształceń powstających w trakcie obróbki. Większość autorów koncentruje się na osiąganiu dokładności wymiarowych przy użyciu zaawansowanych technik obliczeniowych lub bezpośrednio wpływających na proces skrawania. Tematyka związana z wpływem temperatury na elementy cienkościenne traktowana jest marginalnie. Często stosowane uproszczenia geometryczne, mające na celu ułatwienie badań, zmniejszają wiarygodność uzyskiwanych wyników. Dodatkowo, autorzy prac badawczych wykorzystują zbyt wąski zakres wskaźników oceny dokładności wykonania takich elementów.

W odpowiedzi na powyższe braki, celem niniejszej rozprawy jest analiza mechanizmów odkształceń cienkościennych przedmiotów ze stopu EN AW-7075 podczas frezowania w warunkach obróbki dokładnej. Badania przeprowadzono w dwóch etapach: w zakresie obróbki konwencjonalnej oraz w zakresie high-speed machining.

Rozdział drugi przedstawia metodykę oraz zakres badań. Opisano układy pomiarowe oraz sposób ich modyfikacji, a także wykorzystane narzędzia, parametry skrawania oraz model próbki badawczej. Wybór materiału został podyktowany jego szerokim zastosowaniem, m.in. w konstrukcjach lotniczych, w tym w elementach o cienkich ściankach.

Pierwszym etapem były badania w zakresie obróbki konwencjonalnej ($v_c = 450$ m/min). Parametry obróbki zostały dostosowane do zastosowanych narzędzi i materiału. Na podstawie uzyskanych wyników dokonano klasyfikacji odkształceń elementów cienkościennych. Zbadano wpływ sposobu obróbki na otrzymywane dokładności wykonania. Określono związki przyczynowo-skutkowe frezowania elementów cienkościennych, określono wpływ rozpoznanych odkształceń na uzyskiwaną

dokładność wymiarowo-kształtową badanych próbek. Zbadano próbki wyznaczając błędy płaskości, prostoliniowości oraz grubości. Przedstawiono chropowatość oraz topografię próbek po obróbce. Zbadano wpływ kształtu elementu cienkościennego na powstające odkształcenia. Porównano stop tytanu Ti6Al4V do stopu EN AW-7075 pod kątem różnic w powstających odkształceniach, zbadano także wpływ temperatury na proces obróbki.

Kolejny etap obejmował zwiększenie prędkości skrawania do $v_c = 1400$ m/min, wchodząc w zakres obróbki HSM. W trakcie tego procesu zaobserwowano występowanie drgań samowzbudnych, których przyczyny oraz skutki zostały szczegółowo przeanalizowane. Wykazano korzyści wynikające z zastosowania obróbki HSM. Przeprowadzono porównanie obu etapów badań, uwzględniając osiągniętą dokładność wykonania elementów cienkościennych.

Rozprawę zakończono wnioskami, w których podsumowano zrealizowane cele. Zaproponowano możliwe kierunki zmiany procesu oraz przedstawiono plan dalszych badań w zakresie obróbki elementów cienkościennych.

2. AKTUALNY STAN ZAGADNIENIA

2.1. Definicja elementów cienkościennych

Element cienkościenny jest częścią której grubość jest znacznie mniejsza od jej pozostałych wymiarów, takich jak np. wysokość [1].

Elementami cienkościennymi możemy nazwać wszelakie uźebrowania, cienkie ścianki i kieszenie z cienkimi dnami, które w formie konstrukcji monolitycznych zastępują konstrukcje łączone z wielu części. Celem wytwarzania takich elementów jest uzyskanie bardziej wytrzymałych, lżejszych, dokładniej wykonanych oraz tańszych komponentów w różnych dziedzinach przemysłu. Wytwarzane są one na drodze obróbki skrawaniem – frezowania. Brak konieczności stosowania specjalistycznych uchwytów obróbkowych oraz redukcja ilości operacji montażu pozwala nam zyskać na czasie oraz obniżyć koszty produkcji [2, 3]. Podstawową klasyfikacją elementów cienkościennych stosowanych przez autorów badań jest podział ze względu na stosunek ich wysokości do grubości, gdzie [4]:

- mały stosunek wysokości do grubości $<15:1$,
- umiarkowany stosunek wysokości do grubości $<30:1$,
- duży stosunek wysokości do grubości $>30:1$.

Szereg autorów przyjął zaproponowaną definicję przez Fitzgerald'a, która określa element cienkościenny jako przedmiot którego stosunek wysokości do grubości przekracza $10:1$ [5].

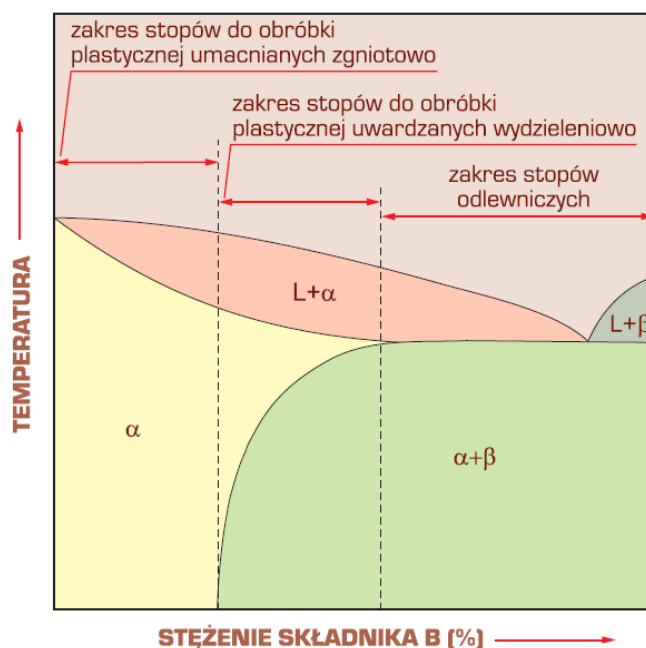
W przemyśle lotniczym, motoryzacyjnym i kosmicznym gdzie elementy cienkościenne występują pod różną postacią najczęściej są one wykonywane ze stopów aluminium, magnezu i tytanu [6, 7].

2.2. Charakterystyka stopów aluminium

2.2.1. Właściwości oraz zastosowanie stopów aluminium

Stopy aluminium dzielimy na odlewnicze (PN-EN 1706:2010) i do obróbki plastycznej (PN-EN 573-3:2004). Warto zauważyć, że niektóre stopy nadają się zarówno do odlewania, jak i obróbki plastycznej. Podstawowymi dodatkami stopowymi są miedź, krzem, magnez, cynk i mangan. Stopy odlewnicze posiadają o 5-25% więcej dodatków stopowych niż te obrabiane plastycznie. Stopy odlewnicze cechują się gorszymi właściwościami mechanicznymi ze względu na segregację i porowatość. Stopy aluminium są szeroko stosowane w produkcji konstrukcji inżynierskich, gdzie liczy się odporność korozyjna oraz mała gęstością [8-12].

W porównaniu do stali stopy aluminium cechują się niższą gęstością (o nawet 50%) oraz większą udurowalnością w niższych temperaturach. Stopy te występują w kilku odmianach alotropowych jak przedstawiono to na rysunku 2.1 [13, 14].



Rys. 2.1. Przykładowy wykres równowagi stopów aluminium z podziałem na zakresy stosowania [13]

Stopy aluminium przeznaczone do obróbki plastycznej oznacza się, zaczynając od oznaczenia EN AW-Al, po czym dodaje się symbol głównego oraz pozostałych dodatków stopowych. Po symbolach dodaje się średnie nominalne stężenie głównego i drugorzędnego składnika. Przykładowo EN AW-AlCu5,5MgMn (PN-EN 515:2017-05) jest jednym z oznaczeń. Zasada oznaczania stopów odlewniczych jest podobna jak dla stopów do obróbki plastycznej. Zamiast symbolu AW stosujemy AC, przykładowo EN ACAlSi5Cu3Mn (PN-EN 1780-1:2003 oraz PN-EN 1780-2:2003) [13, 15-17].

Tabela 2.1 przedstawia podział stopów aluminium obrabianych plastycznie ze względu na główny dodatek stopowy oraz jak on wpływa na sam stop. Łącznie przedstawiono 8 grup [12, 18, 19].

Tabela 2.1. Podział stopów aluminium obrabianych plastycznie ze względu na główny dodatek stopowy [12, 18, 19]

Grupa stopu	Pierwiastek	Wpływ
1000	Aluminium 99% minimum	dobra odporność korozyjna, wysoka przewodność termiczna i elektryczna, niskie właściwości mechaniczne
2000	Miedź	wysokie własności mechaniczne, zwiększona granica plastyczności
3000	Mangan	dobra skrawalność i spawalność, wysoka odporność na korozję, umiarkowana wytrzymałość
4000	Krzem	niska temperatura topnienia, dobra spawalność, dobra odporność korozyjna
6000	Magnez/krzem	dobra tłoczność i odporność na korozję, umiarkowana wytrzymałość
7000	Cynk	najwyższa wytrzymałość, stosowane na silnie obciążone elementy
8000	Lit, cynk, żelazo	aplikacje podatne na wysokie temperatury

W oparciu o tabelę 2.1 można przedstawić zastosowanie serii stopów w trzech dziedzinach przemysłu [12]:

- przemysł morski: budowa łodzi i statków narażonych na działanie słonej wody. Stopy z serii 4xxx, 5xxx i 6xxx,
- przemysł motoryzacyjny: stopy z serii 5xxx i 6xxx stosowane na poszycia zewnętrzna oraz nadwozia, maski samochodów, ramy pojazdów dostawczych, felgi, elementy zawieszenia,
- przemysł lotniczy: są to stopy z serii 2xxx, 6xxx i 7xxx.

Stopy odlewnicze można podobnie podzielić na 8 serii 1xx.x – 8xx.x z tą różnicą, że wartość dziesiątna odnosi się do limitów składu chemicznego po odlewaniu. Przykłady zastosowań tych stopów to: wirniki, tłoki silników spalinowych, głowice i bloki silników [12, 19].

Stopy aluminium dodatkowo możemy podzielić na stopy o dużej podatności na utwardzenia wydzielinowe, nazywane duraluminium, oraz te o małej lub braku tej podatności. Innym kryterium podziału jest rodzaj pierwiastków stopowych: dwuskładnikowe (np. z miedzią, cynkiem, krzemem itp.) lub wieloskładnikowe. Spośród opisanych podziałów szczególnie wyróżniają się wieloskładnikowe stopy aluminium z cynkiem określane duralami cynkowymi (seria 7xxx), których wytrzymałość na rozciąganie R_m w stanie utwardzonym osiąga około 700 MPa. Znajdują one szerokie zastosowanie jako mocno obciążone elementy w przemyśle lotniczym, motoryzacyjnym oraz taborze kolejowym. Jednak wadą tych stopów jest mała odporność na działanie podwyższonych temperatur oraz mała odporność korozyjna [8, 10, 13, 19].

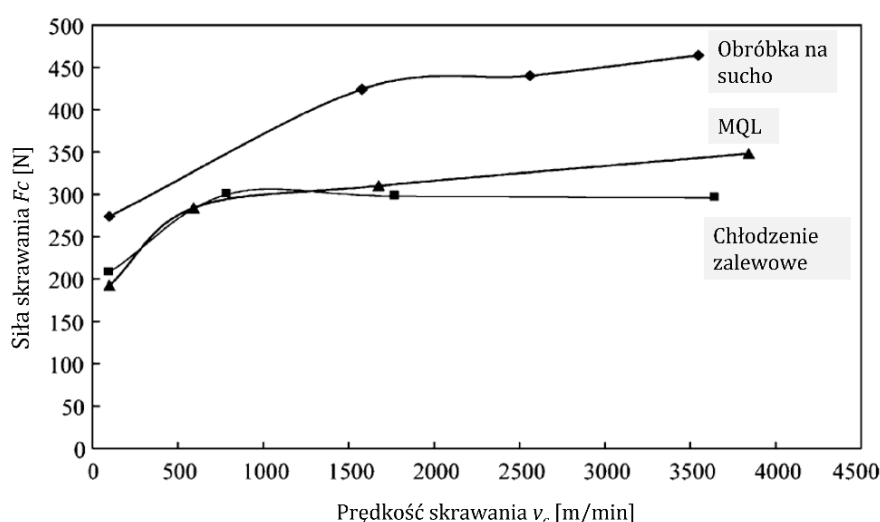
2.2.2. Skrawalność stopów aluminium

Skrawalność stopów aluminium w dużej mierze zależy od zawartości krzemu (Si) oraz struktury ukształtowanej poprzez obróbkę cieplną. Stopy o zawartości krzemu do 2% mają skłonność podczas obróbki do „mazania się”, chropowatość uzyskiwanej powierzchni jest niezadowalająca, natomiast wskaźniki trwałościowe są wysokie. Im więcej krzemu w stopie tym mniejsza jego plastyczność, wiór jest bardziej kruchy i następuje wzrost wskaźników chropowatości powierzchni. Skrawalność stopów aluminium można poprawić stosując dodatki stopowe takie jak ołów, kadm, antymon i bizmut [20, 21].

Ważnym aspektem, który należy mieć na uwadze podczas obróbki jest ich rozszerzalność cieplna ($\alpha = 22 \cdot 10^{-6} [K^{-1}]$). Wartość ta jest około dwukrotnie większa niż dla stali; stąd niewielkie zmiany temperatury powodują znaczące zmiany wymiarowe przedmiotu obrabianego [20]. Wzrost temperatury skrawania może generować zmiany mikrostrukturalne, naprężenia szczątkowe w warstwie powierzchniowej, zniekształcenia, błędy wykonania, intensyfikację zużycia narzędzi oraz powodowanie przywieranie materiału obrabianego do narzędzia (narost). Temperatura podczas skrawania stopów aluminium w zakresie 5,5 - 12% zawartości krzemu mieści się w granicach 350-750 °C [22, 23].

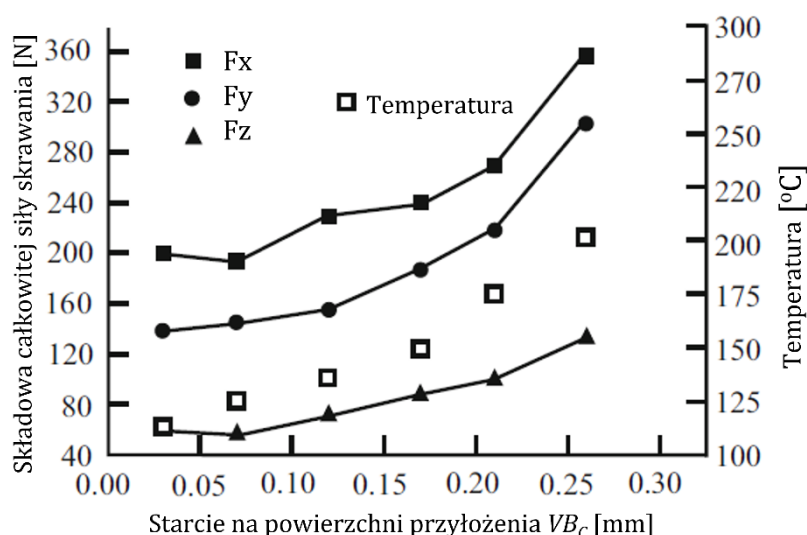
Podczas doboru narzędzi skrawających zalecane jest stosowanie dużego kąta natarcia γ (20° i więcej), dodatkowo powierzchnie natarcia oraz przyłożenia powinny posiadać małą chropowatość lub być powlekane w celu ułatwienia spływu wióra i zmniejszeniu intensywności zużycia. Ze względu na tendencję do zalepiania się wiórów należy stosować frezy o mniejszej ilości ostrzy [24-26].

Zastosowanie cieczy chłodząco-smarującej zmniejsza tarcie między narzędziem i przedmiotem obrabianym co wydłuża trwałość ostrza, poprawia jakość obrobionej powierzchni oraz zmniejsza składowe siły całkowitej [12, 16, 27]. Przykładowe porównanie frezowania stopu aluminium AlSi7Mg bez i z zastosowaniem dwóch metod chłodzenia i ich wpływ na siłę skrawania F_c przedstawiono na rysunku 2.2. Widoczny jest pozytywny wpływ zastosowania chłodzenia strumieniem jak i metodą MQL, czyli mgłą olejową (Minimum Quantity Lubrication) w stosunku do braku smarowania [28]. Inni autorzy dodatkowo wykazali pozytywny wpływ takich metod jak chłodzenie kriogeniczne CO₂ oraz chłodzenie ciekłym azotem NL₂ [27].



Rys. 2.2. Wpływ metody chłodzenia na siłę skrawania F_c podczas frezowania stopu AlSi7Mg ($a_p=2$ mm, $a_e=35$ mm, $f_z=0,8$ mm/ostrze, niepowlekany frez węglkowy) [28]

Zawartość krzemu w stopie w zakresie 10-12% określono jako granicę dobrej skrawalności, powyżej tej wartości występuje intensyfikacja zużycia narzędzi skrawających [21, 29]. W podwyższonych temperaturach niebezpieczne dla narzędzia jest zjawisko dyfuzji, czyli przenikania składników ostrza do materiału obrabianego, co prowadzi do utraty pierwotnych właściwości skrawnych. Oprócz tego częstym problemem jest zjawisko adhezji oraz przywierania mogące prowadzić do gwałtownego zniszczenia narzędzi skrawających. W celu zmniejszenia zjawiska adhezji stosuje się powłoki nakładane na narzędzia. Dodatkowo oprócz zużycia adhezyjnego ma miejsce zużycie ściernie; najczęściej objawiające się na powierzchni przyłożenia. Zależy ono od składników stopowych obrabianego stopu [16, 26]. Wzrost zużycia narzędzia powoduje wzrost temperatury procesu skrawania, jednocześnie wiąże się to ze wzrostem składowych siły całkowitej jak przedstawiono na rysunku 2.3 [30].

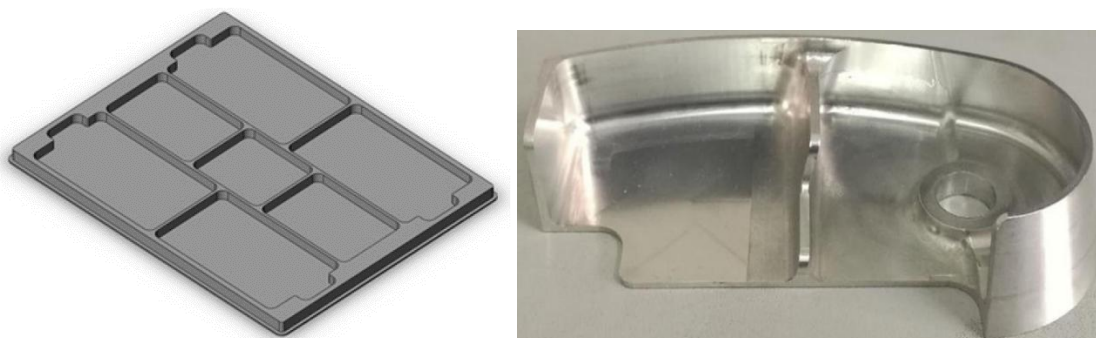


Rys. 2.3. Wpływ starcia na powierzchni przyłożenia VB_c na składowe siły całkowite oraz temperaturę procesu podczas frezowania stopu aluminium 7050-T7451 [30]

Chropowatość obrobionej powierzchni zależy od wielu czynników, spośród parametrów technologicznych w największym stopniu wpływa na nią posuw f , idąc dalej prędkość skrawania v_c , a najmniejszy wpływ ma głębokość skrawania a_p . Oprócz doboru odpowiedniej geometrii narzędzia ważna jest kontrola łamania oraz zawijania wióra. Korzystne jest stosowanie dużych prędkości skrawania (nawet powyżej $v_c = 1700$ m/min) zachowując zadowalającą chropowatość powierzchni [21, 31, 32].

2.2.3. Elementy cienkościenne wykonywane ze stopów aluminium

Przykładowe elementy cienkościenne wykonywane ze stopów aluminium w wyniku frezowania przedstawia rysunek 2.4. Cienkie ścianki oraz dna składają się na kształty kieszeń cienkościennych. Gabaryty przedmiotów poddawanych obróbce skrawaniem posiadających w swojej konstrukcji elementy cienkościenne są różne. Jak przedstawiają autorzy badań masa półfabrykatu w formie płyty ze stopu aluminium EN AW-7075 wynosiła 243 kg. Z kolei masa gotowego przedmiotu wynosiła 3,15 kg (rysunek 2.5) [33].



Rys. 2.4. Przykładowe elementy cienkościenne [5, 34]



*Rys. 2.5. Wrega samolotu wykonana w procesie frezowania
(EN AW-7075) [33]*

Kolejny rysunek (rys. 2.6) przedstawia porównanie belki samolotu wykonaną jako monolityczny element z wykorzystaniem techniki frezowania HSM do metod tradycyjnych polegających na obróbce plastycznej i łączeniu [35].



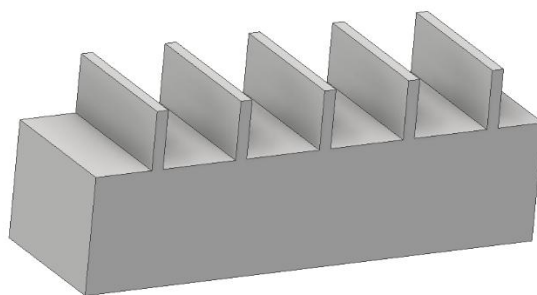
*Rys. 2.6. Belka samolotu wykonana w procesie frezowania HSM ze stopu EN AW-7075
oraz w sposób tradycyjny poprzez nitowanie wielu elementów [35]*

Jednym z przykładów elementów cienkościennych któremu poświęcona jest część ogólnodostępnej literatury są wirniki monolityczne lub ich łopatki [2, 36, 37]. Przykładowy wirnik monolityczny wykonany ze stopu EN AW-7075 przedstawiono na rysunku 2.7 [36].



Rys. 2.7. Wirnik monolityczny wykonany ze stopu EN AW-7075 [36]

Jak opisywano wcześniej i przedstawiono na powyższych przykładach konstrukcje posiadające elementy cienkościenne w dużej mierze są bardzo złożone, zawierają cienkie ścianki o profilu krzywoliniowym oraz kieszenie z cienkimi dnami. Wiele badań dostępnych w literaturze przeprowadzona była na ściankach nazywanych swobodnymi, czyli elemencie cienkościennym którego kształt można opisać jako prostopadłościan [1, 38-42]. Grubość takiej ścianki jest znacznie mniejsza niż jej wysokość (rys. 2.8). Ten typ podejścia do badania elementów cienkościennych poddanych obróbce skrawaniem został zaprezentowany w badaniach własnych [43, 44]. Wprowadzenie uproszczenia w kształcie elementów cienkościennych w formie ścianki swobodnej ułatwia analizę na wielu płaszczyznach. Jak przedstawiono w badaniach [45], porównano dwa kształty konstrukcji z elementami cienkościennymi, wskazując duży wpływ kształtu na wartość odkształceń powstałych po obróbce. Aspekt ten został omówiony w dalszej części pracy, na podstawie badań własnych.



Rys. 2.8. Przykład próbki badawczej z elementami cienkościennymi w formie ścianek swobodnych [43]

Jak opisywano wcześniej skrawalność stopów aluminium może różnić się w znacznym stopniu pomiędzy stopami. Przykładem mogą być badania [46] w których porównano stop EN AW-7075 ze stopem EN AW-7050. Wyższą skrawalność uzyskał stop EN AW-7050, natomiast podczas obróbki stopu EN AW-7075 uzyskano lepszą jakość powierzchni oraz mniejszą ilość zadziorów na krawędziach. Wybierając materiał do wykonania konstrukcji z elementami cienkościennymi należy mieć na uwadze wiele z opisanych czynników. Nieskomplikowane zabiegi takie jak usuwanie zadziorów mogą być także utrudnione przy elementach cienkościennych.

2.3. Obróbka skrawaniem elementów cienkościennych

2.3.1. Problemy technologiczne w obróbce

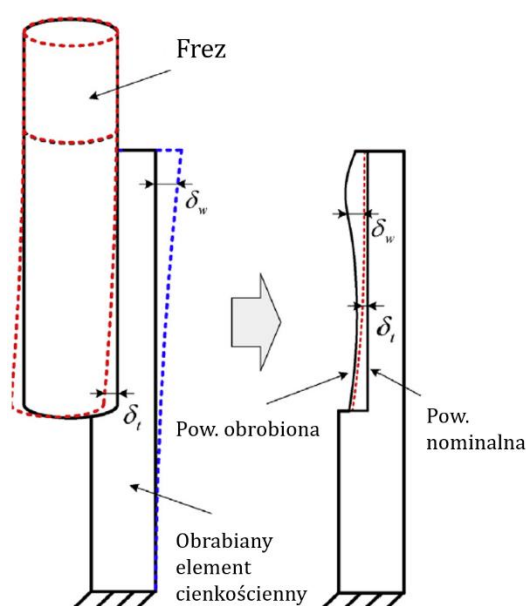
Wytwarzanie konstrukcji posiadających w swojej budowie elementy cienkościenne o skomplikowanych kształtach odbywa się najczęściej na drodze frezowania. Frezowanie elementów cienkościennych wymaga odrębnego podejścia ze względu na małą sztywność większości frezowanych obszarów trudnych lub niemożliwych do zamocowania (usztynwienia). Przedmiot obrabiany pod działaniem siły całkowitej skrawania ulega ugięciu, powodując powstanie błędów geometrycznych, wzrasta ryzyko powstania drgań samowzbudnych oraz pogorszenia jakości powierzchni. Odkształcenia zarówno sprężyste jak i plastyczne które pojawiają się podczas obróbki, powodują błędy geometryczne, natomiast te drugie mogą dodatkowo być przyczyną

naprężeń, trudnych i kosztownych w usunięciu [4, 33, 47]. Wykonywanie konstrukcji monolitycznych z elementami cienkościnnymi (przemysł lotniczy) często wiąże się z koniecznością usunięcia dużej ilości materiału półfabrykatu (nawet powyżej 90%) co powoduje konieczność redukcji czasu obróbki [33].

W celu uniknięcia wymienionych wyżej zjawisk podczas obróbki oraz uzyskania zakładanej dokładności geometrycznej należy stosować się do wymienionych poniżej wytycznych. Zostały one opisane szczegółowo w dalszych akapitach rozprawy [1, 2, 7, 33, 48]:

- optymalizacja strategii obróbki,
- dobór parametrów technologicznych obniżających składowe siły całkowitej oraz minimalizujących ryzyko powstania drgań samowzbudnych,
- stosowanie dużych prędkości skrawania (obróbka HSM),
- dobór narzędzi skrawających,
- stosowanie uchwytów obróbkowych.

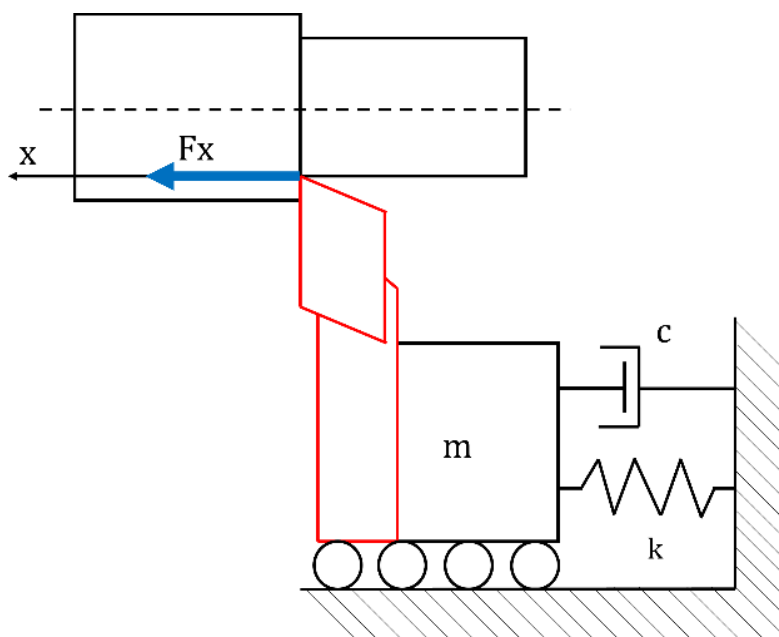
Podczas frezowania w wyniku działania składowych siły całkowitej powstają odkształcenia sprężyste narzędzia oraz przedmiotu obrabianego. W efekcie powierzchnia obrobiona będzie zawierała błędy wykonania jak przedstawiono to na rysunku 2.9. Cienka ścianka będzie się odchyłać od narzędzia tym bardziej im jest ona mniej sztywna, sztywność ta maleje wraz z jej wysokością powodując zmianę grubości założonej warstwy skrawanej [4, 49, 50]. Ścianka po frezowaniu może przyjmować kształt trapezowy spowodowany odkształceniami sprężystymi górnej jej części która po obróbce wraca sprężysto do pierwotnego położenia [6]. Z kolei odkształcenia sprężyste górnej części ścianki mogą sprzyjać powstawaniu drgań co może powodować skrawanie niekontrolowanej warstwy i pogorszenie jakości powierzchni [2].



Rys. 2.9 Odkształcenie narzędzia oraz przedmiotu obrabianego podczas frezowania walcowo-czołowego [49]

2.3.2. Drgania elementów cienkościennych podczas obróbki

Drgania w obróbce skrawaniem są tematem znanym i szeroko poruszonym w literaturze od lat [51-56]. Powodują one pogorszenie jakości obrobionej powierzchni, przyspieszają zużycie narzędzi oraz obrabiarki. Powodują też błędy wykonania a nawet mogą uniemożliwić obróbkę. Drgania dzielimy na swobodne, wymuszona oraz samowzbudne, wszystkie z nich występują podczas skrawania, niekiedy jednocześnie. W celu lepszego zrozumienia rodzajów drgań przedstawiono je na przykładzie modelu procesu toczenia który jest układem masowo-dyssypacyjno-sprężystym (MDS) o jednym stopniu swobody (rysunek 2.10).



Rys. 2.10. Model toczenia układu masowo-dyssypacyjno-sprężystego o jednym stopniu swobody,
 m [kg] - masa układu drgającego, c [Ns/m] - tłumienie, k [N/m] - sztywność

Drgania swobodne powstają w wyniku naruszenia stanu równowagi układu różnymi procesami. Cechą podstawową tych drgań jest ich szybkie zanikanie, szybkość ta zależna jest od tłumienia układu MDS [20, 57]. Równanie ruchu ma postać:

$$m\ddot{x}(t) + c\dot{x}(t) + kx(t) = 0 \quad (2.1)$$

Drgania wymuszone powstają w wyniku odpowiedzi układu MDS na działanie sił okresowo zmiennych $F_x(t)$, przykładowo powstające podczas skrawania, np. frezowania. Równanie ruchu przedstawia się następująco:

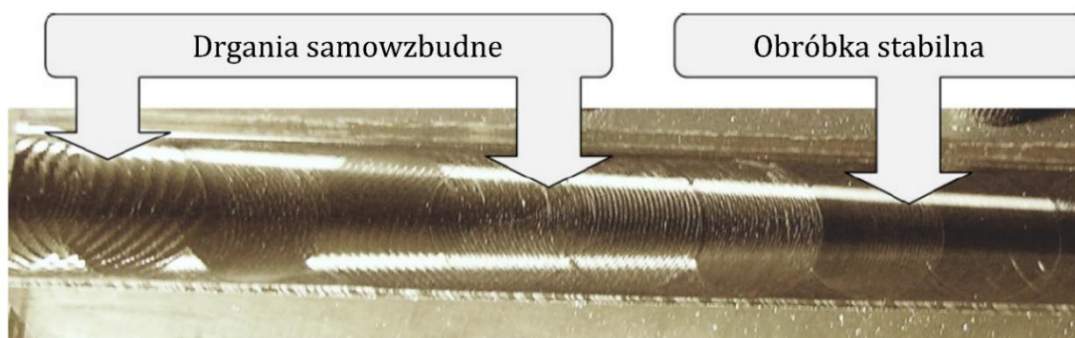
$$m\ddot{x}(t) + c\dot{x}(t) + kx(t) = F_x(t) \quad (2.2)$$

Drgania samowzbudne w znacznym negatywnym stopniu wpływają na przebieg procesu skrawania, stan jego powierzchni (falistość oraz chropowatość) oraz trwałość narzędzi. Cechą tych drgań jest to, że zmienna siła dostarczająca energię do układu drgającego $F_x[x(t)]$ jest spowodowana przez same drgania. Aby drgania te powstały wymagany jest mechanizm powodujący sprzężenie zwrotne między drganiami układu

MDS a siłą działającą na ten układ [58, 53, 60]. Równanie ruchu układu MDS o jednym stopniu swobody, w którym występują drgania samowzbudne ma postać:

$$m\ddot{x}(t) + c\dot{x}(t) + kx(t) = F_x[x(t)] \quad (2.3)$$

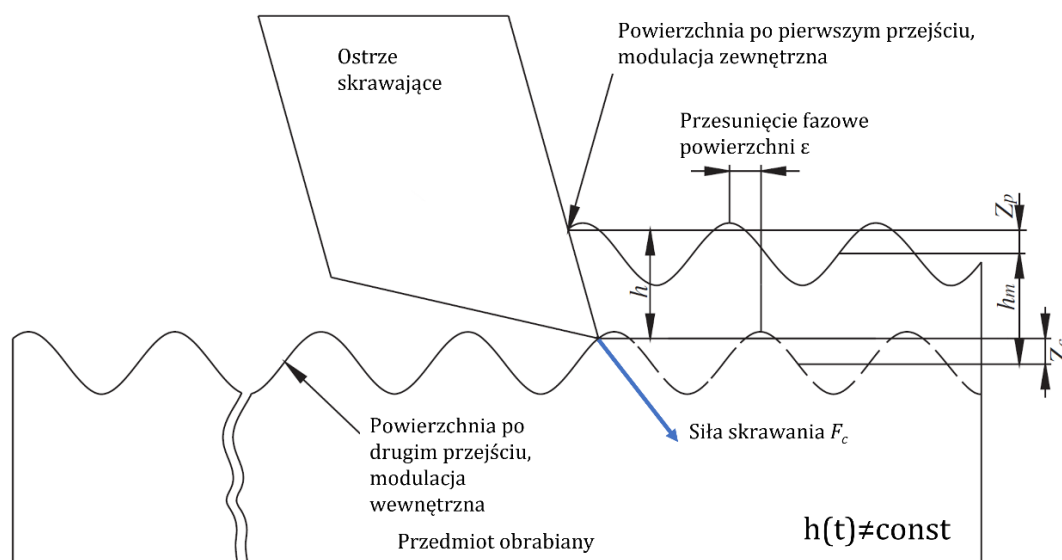
Rysunek 2.11 przedstawia ślad powierzchni po frezowaniu czołowym podczas którego częściowo wystąpiły drgania samowzbudne pozostawiając charakterystyczne ślady w formie fal [59].



Rys. 2.11. Powierzchnia po frezowaniu czołowym podczas którego wystąpiły drgania samowzbudne [59]

Dwie najważniejsze przyczyny powstawania drgań samowzbudnych to: reprodukcja drgań i sprzężenie przez przemieszczenie. W rzeczywistych warunkach występują one jednocześnie [20].

- Reprodukacja drgań (regeneracja drgań, obróbka po śladzie) powstaje bardzo często ponieważ większość sposobów obróbki skrawaniem polega na skrawaniu wielu warstw jedna po drugiej. Drgania narzędzia względem przedmiotu obrabianego powodują zmianę grubości warstwy skrawanej, nazywanej "wewnętrzną modulacją". Powstaje na powierzchni kształt wykonany poprzez pierwsze przejście które jest następnie skrawane i powstaje „zewnętrzna modulacja” grubości warstwy skrawanej (rys. 2.12). Obie te modulacje są przesunięte fazowo względem siebie przez co skrawając dalej narzędzie skrawa zmienną grubość warstwy powodując zmienność składowych siły całkowitej co jest wymuszeniem na które odpowiada układ OUPN (obrabiarka-uchwyt-przedmiot-narzędzie) drganiami opóźnionymi fazowo o tej samej częstotliwości [58].
- Sprzężenie przez przemieszczenie powstaje gdy przemieszczenie układu MDS o określonej konfiguracji powoduje sprzężenie zwrotne między siłą i drganiami. Tor zakreślany przez narzędzie podczas obróbki w czasie drgań można określić krzywą zamkniętą, układ MDS napina się zwiększając swoją energię potencjalną i oddaje, energia pobrana w trakcie każdego obiegu krzywej jest większa niż oddana. Nadwymiarowa energia jest źródłem rozwoju i podtrzymywania drgań samowzbudnych [58, 60].

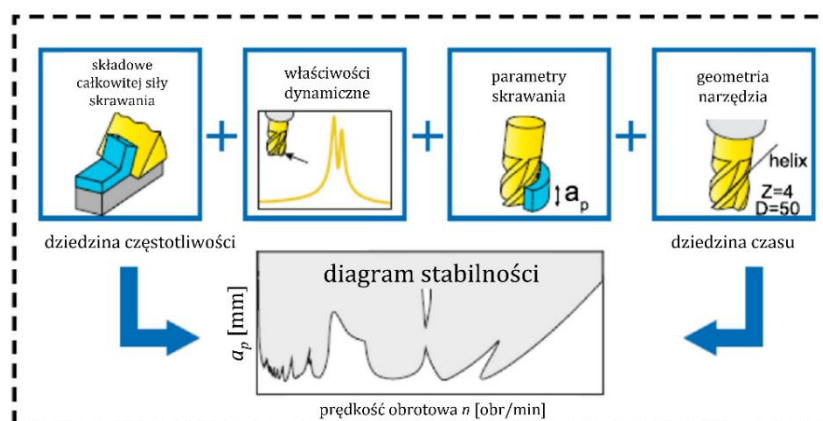


Rys. 2.12. Regeneracja drgań, obróbka po śladzie; gdzie: h – chwilowa grubość warstwy skrawanej, h_m – grubość warstwy skrawanej wynikająca z posuwu na ostrze f_z , Z_p – odchylenie ostrza względem materiału przy pierwszym przejściu oraz Z_c przy drugim [61]

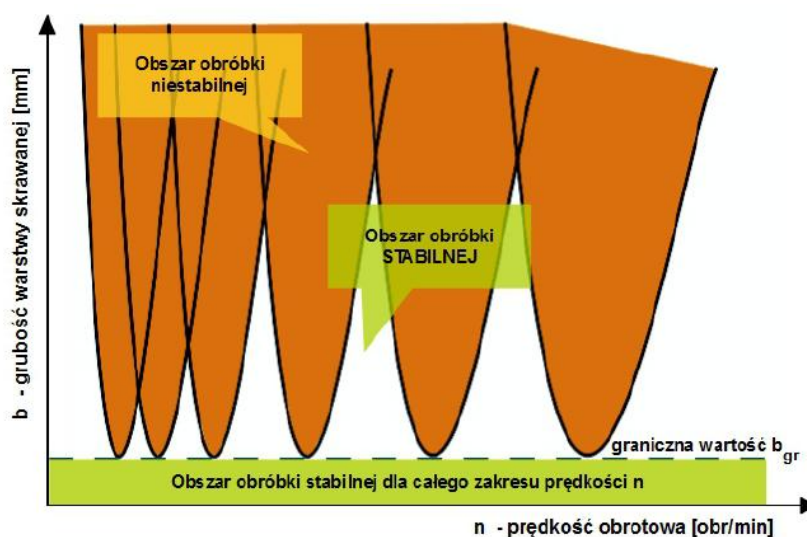
Najczęściej stosowanymi metodami wykrywania drgań samowzbudnych jest wykorzystanie sygnału z pomiaru składowych drgań (przebiegi w dziedzinie czasu lub częstotliwości, analizy widmowe). W odróżnieniu od obserwacji skutków drgań samowzbudnych takich jak przyspieszone zużycie narzędzia lub pogorszenie jakości powierzchni te pierwsze pozwalają na wykonanie modyfikacji obróbki w trakcie jej trwania w celu poprawy stabilności obróbki [62-66].

Podstawową metodą pasywną pozwalającą na uniknięcie drgań samowzbudnych jest wyznaczenie obszarów stabilnych skrawania, tzw. prognozowanie wibrostabilności. Polega to na wykonaniu diagramów stabilności które są wykresami granicznej głębokości skrawania w funkcji prędkości obrotowej [56]. Schemat uzyskiwania wspomnianych diagramów przedstawiono w pracy [67], oraz przedstawiono na rysunku 2.13. Niewielka zmiana prędkości obrotowej umożliwia wyjście z zakresu drgań samowzbudnych do zakresu pracy stabilnej lub na odwrót, a po przekroczeniu granicznej grubości warstwy skrawanej układ łatwiej traci stabilność. Do ich wyznaczenia wymagana jest znajomość dynamicznej charakterystyki procesu skrawania oraz układu MDS. Przykładowy diagram stabilności przedstawiono na rysunku 2.14 [20, 68-71].

Badania [53, 54, 72] przeprowadzone na początku lat 90 są jednymi z pierwszych publikacji dotyczących stabilności frezowania elementów cienkościennych. Przedstawiono model dynamiczny narzędzia oraz przedmiotu obrabianego o dwóch stopniach swobody i metodę opartą na aproksymacji Fouriera. Metoda ta pozwoliła na uzyskanie parametrów technologicznych pozwalających na obróbkę stabilną oraz stała się bazą do wielu dalszych badań nad tym tematem [73, 74].



Rys. 2.13. Procedura uzyskiwania diagramów stabilności [67]



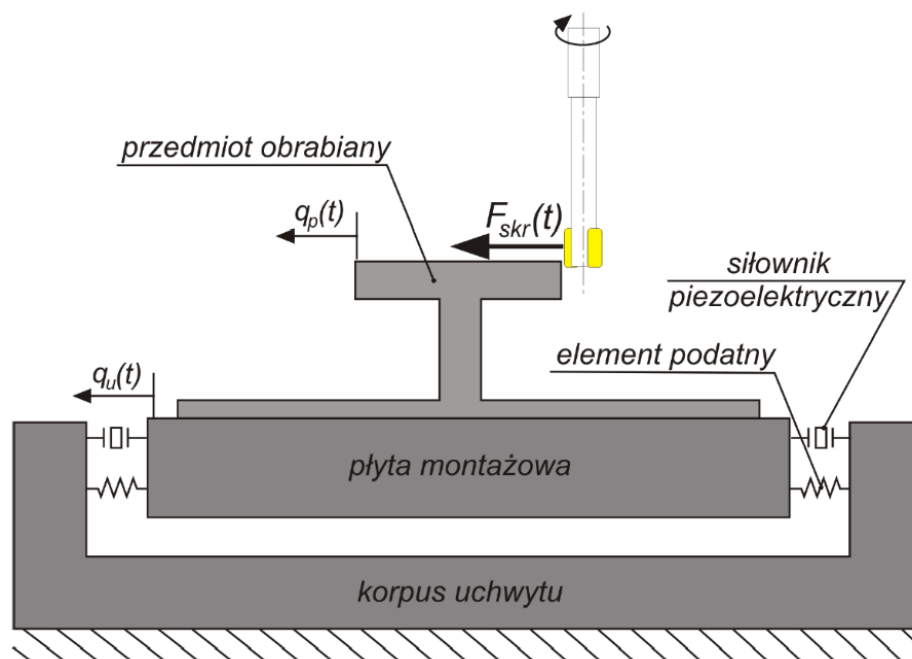
Rys. 2.14. Przykładowy diagram stabilności dzielący obszar skrawania na stabilny i niestabilny [68]

Jedną z metod pasywną jest zmiana tłumienia elementu cienkościennego w wyniku dodania do niego masy poprzez dodatkowe elementy. Sposób ten znalazł swoje zastosowanie w różnych dziedzinach przemysłu z powodu swojej prostoty. Skuteczność omawianej metody przedstawiono w badaniach [75] podczas frezowania cienkościennej obudowy symulującej część lotniczą. Autorzy dokładając masę po przeciwnej stronie niż frezowana uzyskali czterokrotne zmniejszenie amplitudy drgań rejestrowanych podczas obróbki.

Od strony doboru narzędzi skrawających a w szczególności frezów istnieje możliwość zmniejszenia ryzyka powstawania drgań samowzbudnych poprzez zastosowanie zmiennej podziałki międzyostrzowej ψ_z , zmiennego kąta pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s oraz krawędzi ząbkowanej. Zmienny kąt λ_s może skutkować zmiennym opóźnieniem dla drgań regeneracyjnych z powodu ciągłych zmiany lokalnych kątów nachylenia wzdłuż osi narzędzia [67, 74, 76, 77]. W opublikowanym artykule [78] z 1983 roku przedstawiono symulacyjne podejście w dziedzinie czasu do analizy drgań podczas frezowania. Zweryfikowano oraz potwierdzono pozytywny wpływ zastosowania nierównej podziałki międzyostrzowej frezu na stabilność procesu skrawania.

Przykładem aktywnej eliminacji drgań może być płynna regulacja prędkości obrotowej wrzeciona, jak przedstawiono to w badaniach [62]. Udowodniono możliwość eliminacji powstawania drgań samowzbudnych podczas skrawania poprzez zastosowania aktywnej regulacji prędkości obrotowej wrzeciona. Ideą metody jest unikanie obszarów niestabilnych obróbki. Badania nad tą metodą są rozwijane przez wielu autorów. Wadą jest brak możliwości adaptacji metody do każdej obrabiarki [79-83].

Inne aktywne metody (aktywne sterowanie drganiami) opierają się na zewnętrznych wzбудnikach (piezoelektrycznych lub elektromagnetycznych) które generują drgania redukujące niepożądane odpowiedzi układu. Jak przedstawiają to publikacje naukowe oraz prace doktorskie jest to nowe podejście do redukcji drgań samowzbudnych podczas obróbki cechujące się dużą skutecznością [70, 84-86]. Przykładem mogą być badania [84] gdzie zastosowano siłowniki piezoelektryczne przy frezowaniu w celu tłumienia drgań. Przedstawiono dwa eliminatory, jeden montowany na przedmiocie obrabianym a drugi będącym uchwytem obróbkowym. Skuteczność metody pierwszej została zaprezentowana w wynikach z doświadczenia uzyskując redukcję drgań przedmiotu obrabianego. Potencjał drugiej bardziej uniwersalnej metody potwierdzono badaniami numerycznymi, schemat eliminatora w formie stolika zaprezentowano na rysunku 2.15.



Rys. 2.15. Schemat zastosowanie aktywnego uchwytu do tłumienia drgań obrabianego przedmiotu, gdzie: $q_p(t)$ – położenie przedmiotu obrabianego, $q_u(t)$ – położenie ruchomego elementu uchwytu [84]

Wykorzystanie diagramów stabilności w celu zmniejszenia ryzyka powstawania drgań samowzbudnych przy obróbce elementów cienkościennych jest stosowane od lat, różnią się metody ich wyznaczania. Ważnym aspektem którego nie można pominąć jest inna dynamika procesu frezowania elementów cienkościennych, gdzie obrabiany element należy traktować jako najbardziej podatną część całego układu. Standardowe podejście do tematu wyznaczania obszarów stabilnych w tym przypadku może skutkować niezadowalającymi efektami, co przedstawiono w badaniach [87, 88].

Jak potwierdzają to badania stabilność obróbki dokładnej elementów cienkościennych w największym stopniu zależy od dynamiki przedmiotu obrabianego. Dodatkowo zmienia się ona wraz z usuwaniem materiału, co wpływa na zmianę częstotliwości drgań własnych elementu obrabianego. W takiej sytuacji znane nam obszary stabilne z diagramów stabilności zmieniają się w znacznym stopniu stale podczas obróbki. Stąd konieczność brania pod uwagę tego czynnika podczas predykcji stabilności procesu [88-91]. Przykładem mogą być wyniki badań [92], w których przedstawiono metodę predykcji stabilności obróbki z wykorzystaniem dynamicznego modelu analitycznego opartego na wpływie usuwanego materiału podczas obróbki. Uzyskane obszary stabilne i niestabilne potwierdzono doświadczalnie.

Przykładem zastosowania diagramów stabilności mogą być wyniki badań [93], w których przeanalizowano sztywność frezu stożkowego oraz przedmiotu obrabianego w formie wirnika ze stopu aluminium wykorzystując program ShopPro (wykorzystanie MES). Pozwoliło to na wyznaczenie częstotliwości drgań własnych obu elementów. Obszary stabilne i niestabilne frezowanie diagramu zostały potwierdzone w obróbce 3D.

W badaniach [94] zaprezentowano wykorzystanie wykresów „Peak-to-peak” do uzyskania diagramów stabilności. Proces ich tworzenia polega na sumowaniu informacji z wielu symulacji przeprowadzonych w dziedzinie czasu pod różnymi warunkami. Badacze wzięli w nich pod uwagę odkształcenie narzędzia w kierunku X i Y oraz składowe siły całkowitej. Według autorów nowy sposób pozwala na uzyskanie dodatkowych informacji o wspomnianych siłach, przemieszczeniach lub innych informacji na podstawie których wykresy zostały pozyskane. Po latach w innych badaniach [95] wykorzystano opisane wcześniej diagramy w celu predykcji stabilności procesu frezowania. Rozbudowany model symulacyjny dodatkowo bierze pod uwagę geometrię narzędzia (liczba ostrzy z, kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s , różne kąty pochylenia krawędzi skrawającej dla każdego z ostrza oraz bicie promieniowe narzędzia). Poprzez przeprowadzenie doświadczeń eksperymentalnych dowiedli skuteczności symulacji w przewidywaniu składowych siły całkowitej oraz obszarów stabilnych frezowania.

Przykład możliwości wykorzystania pomiaru drgań podczas obróbki do badań elementów cienkościennych o formie ścianek swobodnych zaprezentowano w badaniach [96]. Zastosowano trójkierunkowy czujnik drgań zamocowany do imadła. Na podstawie uzyskanych spektrogramów (czyli wykresów widm amplitudowych dla każdej chwili t pomiaru) porównano stop tytanu Ti6Al4V oraz stop niklu Inconel 625 frezując je różnymi frezami oraz strategiami. Większą stabilnością obróbki uzyskano frezując stop niklu. Porównano wspomniane zmienne pod kątem występowania drgań samowzbudnych oraz średnich amplitud drgań w trzech kierunkach.

Stabilność procesu obróbki, w tym elementów cienkościennych jest także w dużej części artykułów naukowych rozwiązywana z wykorzystaniem metody elementów skończonych, sieci neuronowych oraz uczenia maszynowego [89, 97-100]. Duża skuteczność (nawet 95%) w eliminacji drgań samowzbudnych jest potwierdzona na przykładzie badań doświadczalnych [101]. Niestety wśród wymienionych metod niewiele

z nich odnosi się do rzeczywistych elementów spotykanych w warunkach przemysłowych oraz implementacji tych metod do ich produkcji [102].

W rozdziale 2.3.2. zaprezentowano najczęściej stosowane metody poprawy stabilności obróbki elementów cienkościennych, czyli redukcji drgań samowzbudnych. Niektóre ze znanych metod stosowanych od lat w obróbce skrawaniem mogą być stosowane przy obróbce elementów cienkościennych. Jak jednak pokazują badania w celu osiągnięcia lepszych rezultatów wymagane jest bardzo często indywidualne podejście do danego przedmiotu. Przykładem mogą być badania [103] gdzie przeanalizowano model frezowania przerywanego. Opłacalność zaprezentowanych technik wyznaczania diagramów stabilności ma sens przy produkcji większej liczbie elementów, dodatkowo obarczona jest trudnościami w ich wdrożeniu w warunkach przemysłowych. Zaletą współczesnych technik wyznaczania jest zredukowanie lub nawet całkowite wyeliminowanie przeprowadzania badań doświadczalnych na rzecz symulacji komputerowych. Przy odpowiednio małej wartości grubości warstwy skrawanej obszar stabilny uzyskamy dla pełnego zakresu prędkości obrotowej wrzeciona, natomiast możemy wykorzystać także obszary stabilne skrawając warstwy materiału o większej grubości.

Pomiar drgań podczas obróbki odbywa się najczęściej z użyciem czujników mocowanych na różnych elementach układu OUPN. W przypadku elementów cienkościennych montaż czujników jest utrudniony, a zamocowanie ich na elemencie obrabianym może wpłynąć na wartość tłumienia z powodu zmiany masy układu. Z tego powodu konieczność jest stosowania pomiarów bezstykowych. Przykładem może być wykorzystanie wibrometru laserowego do zmierzenia współczynnika tłumienia elementu cienkościennego jak przedstawili autorzy badań [104].

2.4. Odkształcenia elementów cienkościennych w procesie obróbki

2.4.1. Klasyfikacja błędów wymiarowych

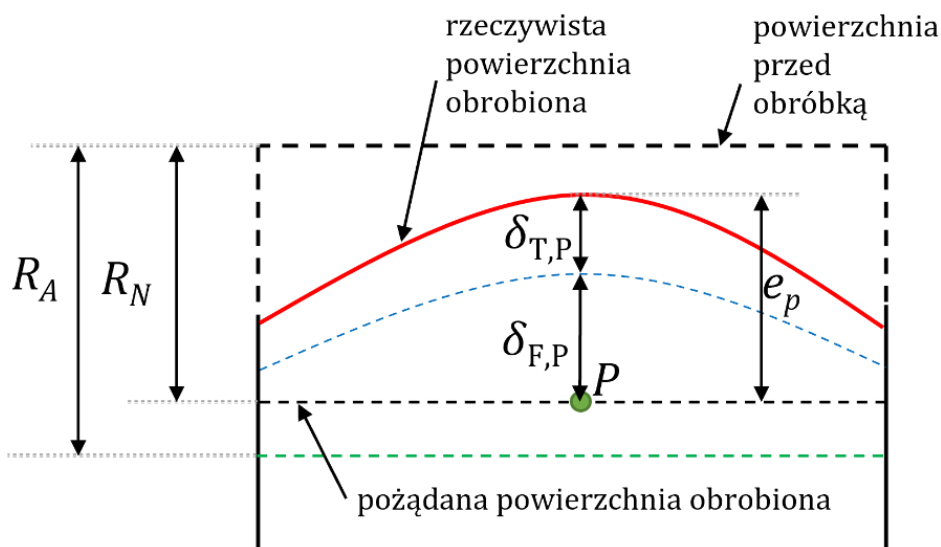
Jak przedstawiono w badaniach [105, 106] oraz na rysunku 2.16. błąd wymiarowy frezowanej powierzchni (a dokładnie punktu P) jest sumą odkształceń spowodowanych składowymi siłami całkowitej oraz odkształceniami termicznymi.

Opisany błąd można przedstawić jako wzór 2.4.

$$e_p = \delta_{T,P} + \delta_{F,P} + R_N - R_A \quad (2.4)$$

gdzie:

- $\delta_{T,P}$ – odkształcenia punktu P spowodowane temperaturą,
- $\delta_{F,P}$ – odkształcenia punktu P spowodowane składowymi siłami całkowitej,
- R_N – nominalna grubość skrawanej warstwy,
- R_A – rzeczywista grubość skrawanej warstwy.

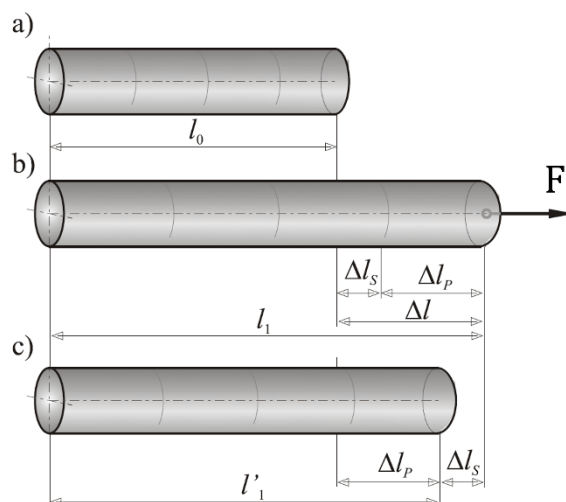


Rys. 2.16. Błąd wykonania elementu cienkościennego spowodowany odkształceniami powstałymi w wyniku frezowania [105]

Autorzy [105] przedstawili wyniki badań w których błąd wykonania elementu cienkościennego zależał od składowych siły całkowitej oraz odkształceń termicznych. Analizując literaturę należałoby dodać, że oba te czynniki są także przyczyną naprężeń własnych (nazywanych szczątkowymi, wewnętrznymi oraz resztkowymi) w materiale które wpływają na dokładność wymiarowo-kształtową wyrobu [6, 107].

2.4.2. Odkształcenia oraz naprężenia

Jak podają autorzy [108] każdy element będący w stanie naprężenia doznaje odkształceń. Badając odkształcenia elementów cienkościennych podczas frezowania konieczne jest ich zdefiniowanie oraz w jasny sposób określenie nazewnictwa stosowanego w całej rozprawie. Przebieg odkształceń przedstawiono na przykładzie pręta na rysunku 2.17. Przyrost długości pręta spowodowanej siłą F nazywamy odkształceniem bezwzględnym Δl . W przypadku przekroczenia granicy plastyczności po zaniku obciążenia długość pręta ulegnie zmniejszeniu z powodu zaniku odkształceń sprężystych Δl_s jednak nie osiągnie długości początkowej z powodu powstałych odkształceń plastycznych (trwałych) Δl_p . W rzeczywistych warunkach odkształcenie trwałe jest często efektem złożonych procesów, na które składają się różne mechanizmy [109].



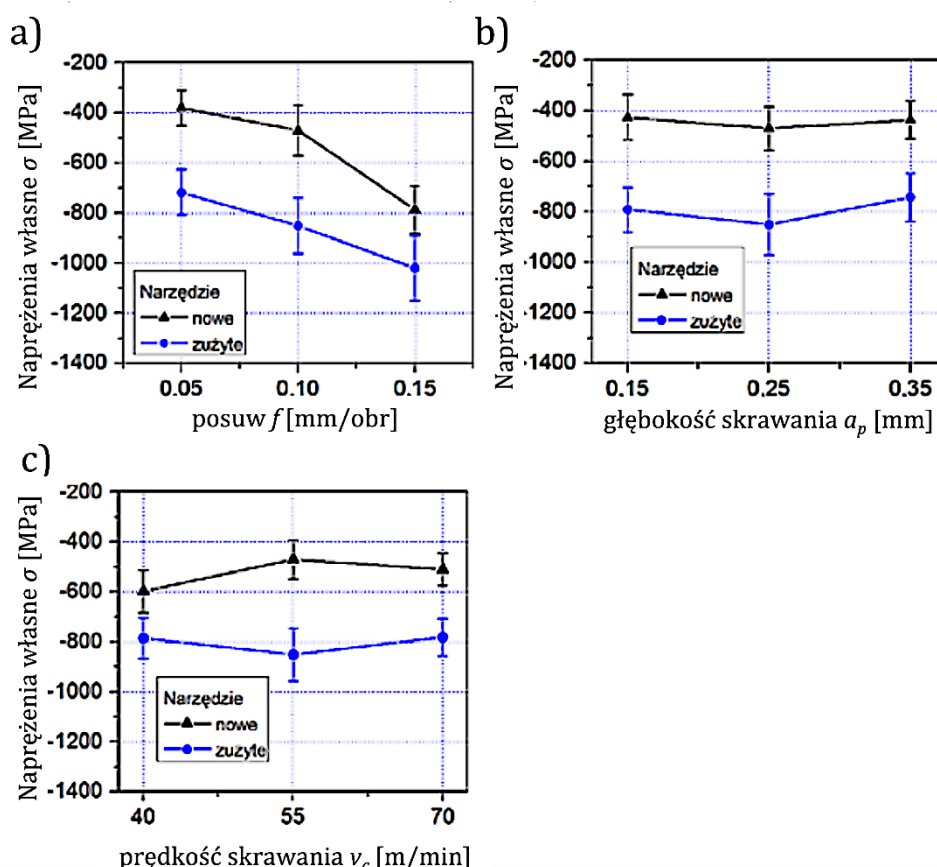
Rys. 2.17. Schemat przebiegu odkształcenia: (a) pręt przed obciążeniem, (b) w trakcie obciążenia oraz (c) po zdjęciu obciążenia; gdzie: l_0 – długość początkowa pręta, l_1 – długość końcowa (osiągnięta w wyniku obciążenia), l'_1 – długość końcowa (tj. ostateczna, którą uzyskano po zdjęciu obciążenia), Δl – odkształcenie bezwzględne, Δl_s – odkształcenie sprężyste, Δl_p – odkształcenie plastyczne (trwałe) [108]

Wspomniane we wcześniejszym rozdziale wyniki badań [96] na temat obróbki dwóch różnych materiałów mają swoją dalszą część w artykułach [110] oraz [111] gdzie skoncentrowano się na dokładności wykonanych próbek po obróbce. Ten pierwszy skupia się na stopie niklu Inconel 625 a drugi stopie tytanu Ti6Al4V. W obu przypadkach dokładność wykonania ścianek zmierzono skanerem 3D, a topografię powierzchni profilografometrem. Badania zawierają dużą liczbę zmiennych co pokazuje jak wiele czynników ma wpływ na dokładność wykonania. Próbkę ze stopu niklu cechują się większą stabilnością w zakresie chropowatości powierzchni. Zastosowanie stopu tytanu w tych samych warunkach skrawania, w porównaniu do stopu niklu, pozwoliło uzyskać mniejsze wartości obu mierzonych wielkości (dokładność wykonania oraz topografia powierzchni).

Jak podają autorzy opracowań [6, 112], naprężenia w warstwie wierzchniej wpływają w istotny sposób na właściwości eksploatacyjne wyrobu. Naprężenia ściskające wpływają w sposób pozytywny zwiększając wytrzymałość zmęczeniowych gotowych produktów, szczególnie pracujących w środowiskach korozyjnych. Uzyskanie naprężeń ściskających o odpowiednim zakresie w warstwie wierzchniej niweluje oraz zmniejsza intensywność pojawiania się mikropęknięć. Na stan naprężeń w warstwie wierzchniej ma wpływ obróbka skrawaniem, która często jest ostatnim etapem wytwarzania różnych elementów. Powodem tych naprężeń mogą być odkształcenia plastyczne powstających podczas formowania się wióra oraz gradienty temperatur w wyniku wspomnianych odkształceń oraz kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym. Jak przedstawiono w badaniach [113] wartość naprężeń własnych zależy od geometrii ostrza oraz parametrów skrawania. Potwierdzono to podczas toczenia stopu tytanu TiAl(γ). Istnieją metody redukcji naprężeń własnych poprzez wyżarzanie odprężające lub sezonowanie, ale wiążą się one z dużymi kosztami.

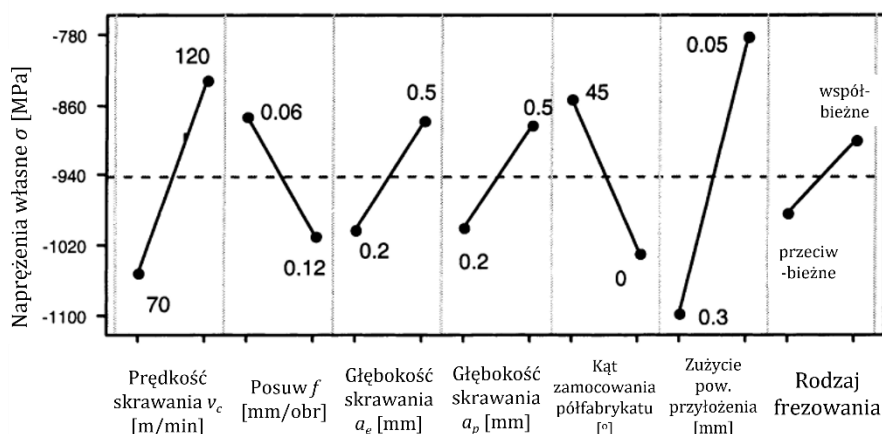
Wpływ doboru parametrów skrawania a dokładnie prędkości skrawania v_c oraz posuwu na ostrze f_z na stan naprężeń warstwy wierzchniej przedstawiono w badaniach [48]. Frezując stopy aluminium EN AW-2024 oraz EN AW-7075 w zakresie prędkości skrawania $v_c = 400-900$ m/min oraz posuwie na ostrze $f_z = 0,05-0,2$ mm/ostrze wykazano wzrost naprężeń rozciągających wraz ze wzrostem prędkości skrawania. W podobnych badaniach [113] zaprezentowano wyniki przedstawione na rysunku 2.18. Widoczny jest znaczny wpływ posuwu na wzrost naprężeń ściskających (rys. 2.18 a)). Potwierdzają to inne badania [114, 115]. Dodatkowo w wymienionych badaniach poruszono wpływu zużycia narzędzia na stan naprężeń w warstwie wierzchniej po obróbce. Wykazano wzrost naprężeń ściskających wraz ze wzrostem zużycia narzędzia (rysunek 2.19). Jest to spowodowane zwiększonym tarciem powierzchni przyłożenia o materiał obrabiany co zwiększa odkształcenia plastyczne.

Oprócz metod doświadczalnych wyznaczania naprężeń własnych w warstwie wierzchniej które dzielimy na niszczące i nieniszczące wyróżnia się metody numeryczne. Te pierwsze nadal są stosowane ze względu na ich dużą skuteczność, natomiast szereg autorów przedstawia wyniki swoich badań które potwierdzają także coraz większą dokładność metod numerycznych [34, 116-118]. Modelowanie numeryczne wymaga analizowania zagadnień z wielu dziedzin co sprawia ich duże skomplikowanie [46].



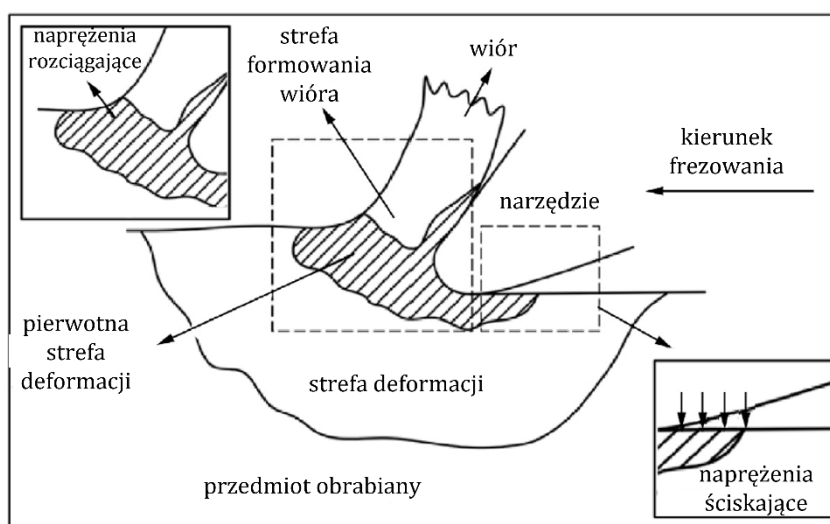
Rys. 2.18. Wartości naprężeń własnych w warstwie wierzchniej po toczeniu stopu Ti-45.

Parametry skrawania: a) $v_c = 55$ m/min, $a_p = 0,25$ mm, b) $v_c = 55$ m/min, $f = 0,1$ mm/obr, c) $a_p = 0,25$ mm, $f = 0,1$ mm/obr [113]



Rys. 2.19. Wpływ różnych czynników na naprężenia własne w warstwie wierzchniej po frezowaniu stopu Ti-45Al-2Nb-2Mn frezem kulistym [114]

Zagadnienie naprężeń własnych w elementach wykonanych ze stopów aluminium stosowanych w przemyśle lotniczym jest szczególnie ważne o czym wspominają autorzy [119]. W swojej pracy podsumowali efekty obróbki skrawaniem, spawania oraz wytwarzania przyrostowego strukturalnych części lotniczych. Zastosowanie metody hybrydowej która bazuje na elementach skończonych oraz nieskomplikowanych badaniach doświadczalnych pozwala na skuteczne zbadanie rozkładu naprężeń. Mechanizm oraz pochodzenie naprężeń szczątkowych podczas frezowania przedstawiono na rysunku 2.20. Podczas frezowania oddziaływanie mechaniczne i termiczne jest jednocześnie i oba będą generować naprężenia szczątkowe w obrabianym przedmiocie.

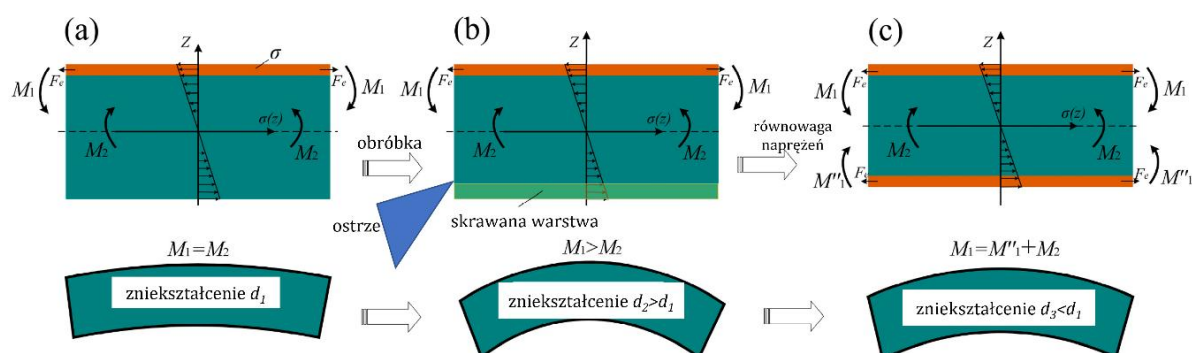


Rys. 2.20. Mechanizm oraz pochodzenie naprężeń szczątkowych podczas frezowania [119]

Jak wspomniano wcześniej stopy lotnicze a w szczególności elementy o znacznych gabarytach w których należy usunąć dużą ilość materiału są wykonywane na drodze frezowania z zastosowaniem metody high-speed machining (HSM) oraz obróbki wysokowydajnej (HPC). Według badań [120] wzrost prędkości skrawania powoduje początkowo liniowy a następnie bardziej zredukowany spadek naprężeń ściskających.

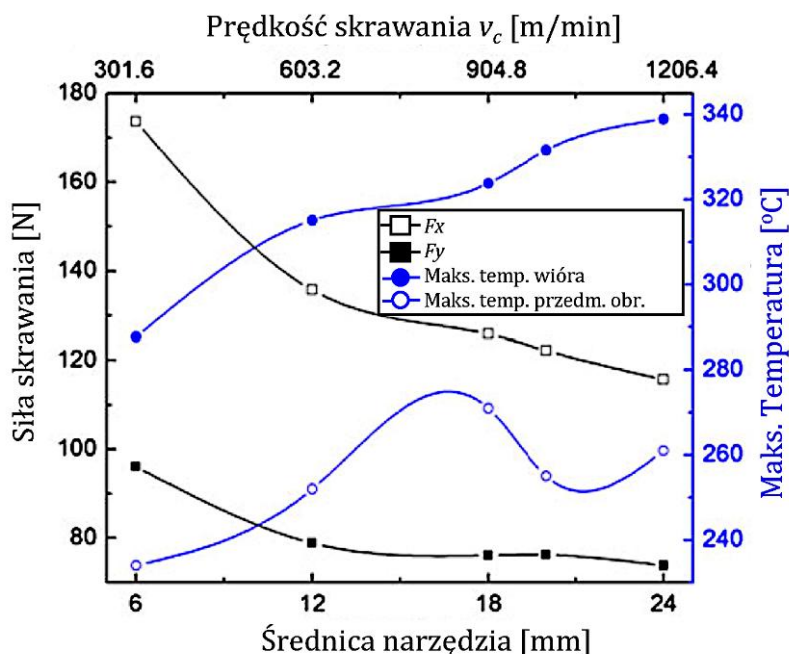
Wy tłumaczono to dłuższym kontaktem wiórów przy niższych prędkościach skrawania z materiałem obrabianym co zwiększa wpływ ciepła na naprężenia w warstwie wierzchniej. Badania przeprowadzono frezując obwodowo stop aluminium EN AW-7075 w zakresie prędkości skrawania $v_c = 313\text{--}942\text{ m/min}$. Trend ten także występuje podczas frezowania stopu tytanu Ti-6Al-4V [120, 121].

Podczas obróbki elementów cienkościennych takich jak wirniki lub uźebrowania często występuje ich obróbka na drodze frezowania po obu stronach cienkiej ścianki. Jak przedstawili autorzy badań [122] taki rodzaj obróbki korzystnie wpływa na stan naprężeń. Stan naprężeń w największym stopniu zależy będzie od pierwszego przejścia frezu, jeżeli odkształcenia spowodowane naprężeniami szczątkowymi nie przekraczają tolerancji to kolejne przejścia powinny nie spowodować pogorszenia stanu. W odróżnieniu, obróbka tylko z jednej strony może wymagać usunięcia naprężeń poprzez wyżarzanie odpężające. Przebieg naprężeń podczas obróbki po obu stronach elementu cienkościennego przedstawiono na rysunku 2.21.



Rys. 2.21. Przebieg naprężeń podczas obróbki dwustronnej: (a) obróbka jednostronna, (b) obróbka dwustronna, (c) ostateczny stan naprężeń [122]

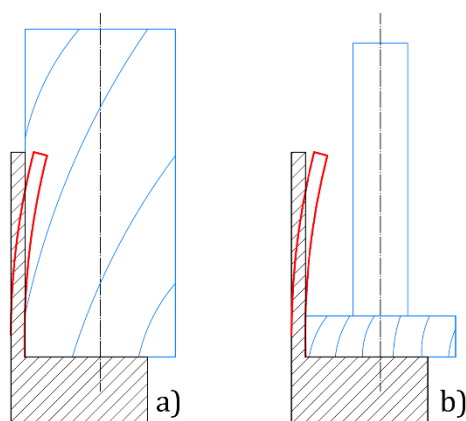
Wpływ głębokości skrawania a_p na stan naprężeń w warstwie wierzchniej po frezowaniu elementów cienkościennych przedstawiono w badaniach [123]. Wraz ze wzrostem głębokości skrawania wzrastają naprężenia rozciągające. Niestety badania przeprowadzono w niewielkim zakresie głębokości skrawania $a_p = 0,01\text{--}0,5\text{ mm}$. Dodatkowo w wynikach opisano różny stan naprężenia w zależności od punktu ścieżki narzędzia. Na środku ścieżki frezu naprężenia ściskające są mniejsze niż na jej krawędziach. Średnica frezu a co za tym idzie prędkość skrawania v_c także jest aspektem który ma wpływ na stan naprężeń oraz dokładność wykonania elementów cienkościennych. Wyniki na ten temat przedstawiono w badaniach [34] frezując elementy cienkościennie ze stopu aluminium EN AW-7050. Zwiększenie średnicy narzędzia może zmniejszyć naprężenia rozciągające do nawet 37% oraz same naprężenia są rozłożone bardziej równomiernie w warstwie przypowierzchniowej. Jak przedstawiono na rysunku 2.22, wzrost prędkości skrawania v_c powoduje spadek składowej siły całkowitej w kierunku X i Y, z kolei temperatura przedmiotu obrabianego w początkowej fazie wzrasta, a powyżej średnicy frezu 20 mm zaczyna maleć. Przedstawione wyniki uzyskano z wykorzystaniem programu AdvantEdge™-2D oraz doświadczenie, potwierdzając skuteczność metody symulacyjnej.



Rys. 2.22 Wpływ prędkości skrawania v_c na składowe siły całkowite, temperaturę wióra oraz obrabianego przedmiotu cienkościennego [34]

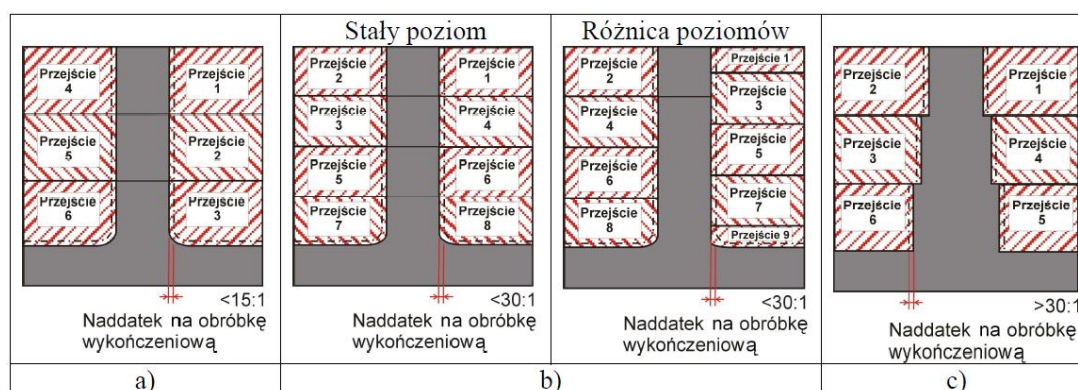
2.5. Strategie frezowania elementów cienkościennych

W roku 1996 w opublikowanym artykule [124] przedstawiono problem frezowania głębokich kieszeni oraz wysokich żeber (elementów cienkościennych). Przedstawiono dwie metody redukujące możliwość powstania drgań samowzbudnych. Frezując elementy cienkościenne warstwa po warstwie zwiększając coraz bardziej głębokość frezu względem cienkiej ścianki powodujemy wzbudzenie częstotliwości rezonansowej ścianki przez częstotliwość procesu frezowania f_{oz} . Doprowadza to do powstania drgań samowzbudnych które są powodem pogorszenia jakości całej frezowanej powierzchni. Rozwiązaniem redukującym ryzyko powstania drgań samowzbudnych jest zastosowanie zmodyfikowanych wysmuklonych frezów które mają styk tylko na aktualnym poziomie głębokości frezowania. Autorzy zalecają wykorzystanie tej metody w obróbce zgrubnej oraz pominięcie obróbki dokładnej o ile jest to możliwe (rysunek 2.23). Drugie podejście skupia się na doborze długości narzędzia w celu uzyskania stabilności obróbki. Przedstawiono wpływ długości narzędzia na przebieg diagramów stabilności. Długość narzędzia wpływa na przesunięcie obszarów stabilnych do innych prędkości obrotowych, dłuższe narzędzie osiąga stabilność przy niższej prędkości. Dodatkowo zmienia się możliwa do osiągnięcia przy stabilnej obróbce głębokość skrawania. Wadą drugiej metody jest konieczność znajomości obszarów stabilności frezowania. Jak przedstawiono we wcześniejszych akapitach obecnie możliwe jest ich zbadanie wykorzystując różne techniki.



Rys. 2.23. Obróbka cienkiej ścianki: a) frezem walcowo-czołowym, b) frezem zmodyfikowanym (wysmuklonym) [124]

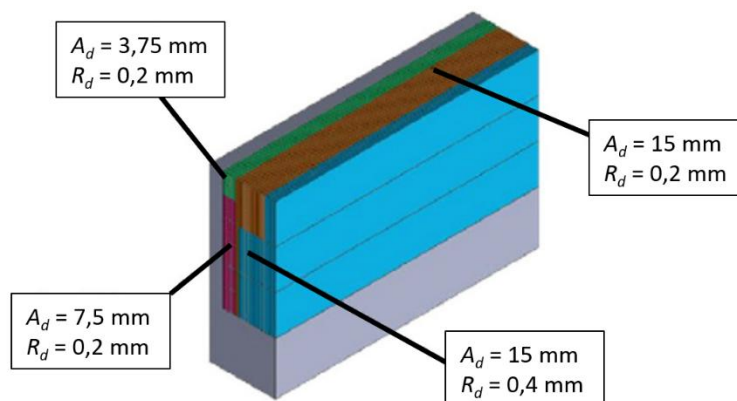
Rozwinięciem opisanych metod są kolejne badania [2] które skupiły się na strategii toru narzędzia podczas obróbki próbki z cienkimi uźebrowaniami. Odpowiednia kolejność obróbki danych obszarów obrabianego elementu oraz zastosowanie frezu z promieniem naroża pozwoliło na wykonanie próbki bez pojawienia się drgań samowzbudnych. Założeniem którym autorzy się kierowali było frezowanie powierzchni która jest podpierana przez jak największą możliwą część obszaru nieobrobionego półfabrykatu. Przedstawiona metoda pomimo wykonania założonego celu wymaga dużego doświadczenia operatora obrabiarki oraz kilku prób podczas których została opracowana strategia obróbki dająca zadowalające rezultaty. Analogiczne podejście zostało zaprezentowane w badaniach [4]. Strategia obróbki cienkiej ścianki jest zależna od jej stosunku wysokości do grubości, wraz ze wzrostem tej wartości należy wykonywać obróbkę obu stron elementu naprzemiennie, a przy stosunku powyżej 30 stosować metodę „choinki” polegającej na pozostawianiu coraz większego naddatku na obróbkę dokładną przy kolejnych warstwach skrawanych (rysunek 2.24). Spośród strategii dostępnych w systemie CAM MASTERCAM X MR2 autor badań [42] wybrał strategię „parallel spiral” jako tą która pozwoliła na uzyskanie najniższych wartości chropowatości powierzchni ścianek. Autor dodatkowo porównał czas obróbki różnymi strategiami na korzyść także wymienionej wcześniej strategii, niestety nie uwzględniono dokładności geometrycznej wykonania próbek.



Rys. 2.24. Strategie obróbki przedmiotu cienkościennego, stosunek wysokości do grubości ścianki: a) poniżej 15:1, b) poniżej 30:1, c) powyżej 30:1 [4]

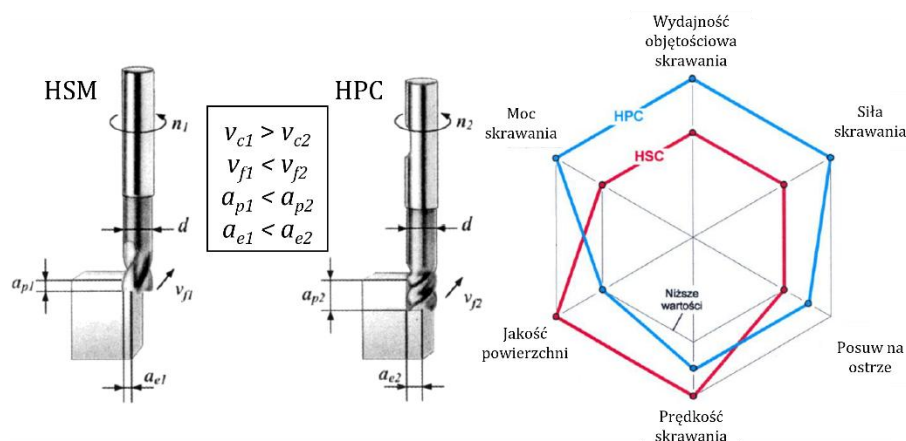
Opisywane strategie mogą posłużyć jako wiedza przydatna przy obróbce elementów cienkościennych o różnych kształtach i wielkościach. Autorzy badań [49, 125-127] posłużyli się metodami symulacyjnymi które pozwoliły na zmniejszenie deformacji elementów cienkościennych o kształtach zakrzywionych, czyli o formach często spotykanych w aplikacjach przemysłowych.

Rozwinięciem strategii frezowania elementu cienkościennego naprzemiennie jest podejście zaprezentowane w badaniach [128]. Warstwę nadatku podzielili na wiele bloków (rysunek 2.25). Zaprezentowany algorytm ma na celu poprowadzenie obróbki w taki sposób aby na każdym etapie stopniowego frezowania wartość odkształcenia była możliwie jak najmniejsza. Powoduje to modulację głębokości skrawania a_p oraz a_e podczas frezowania różnych warstw na wysokości ścianki. Efekty zastosowania algorytmu porównano z obróbką konwencjonalną na znaczną korzyść algorytmu pod kątem dokładności geometrycznej po obróbce.



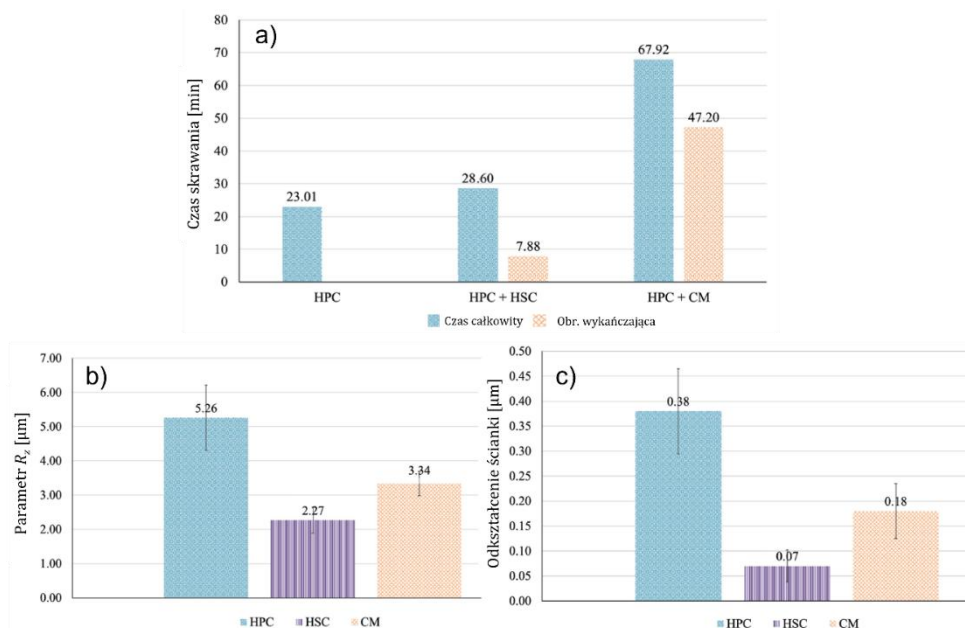
Rys. 2.25. Podział nadatku elementu cienkościennego na wiele bloków o zmiennej grubości (R_d) i wysokości (A_d) [128]

Obróbka zgrubna części zawierających elementy cienkościenne stwarza wiele problemów. Konieczne jest uzyskanie wymaganej dokładności przy dążeniu do minimalizowania czasu obróbki. W tym celu stosuje się obróbki typu HPC (high-performance cutting). Obróbka dokładna to techniki HSM (high-speed cutting / high-speed machining, nazywane naprzemiennie) w wyniku których wraz ze wzrostem prędkości skrawania maleją składowe siły całkowitej. Obróbka wysokowydajna realizowana jest ze zwiększoną głębokością skrawania a_p , a_e oraz posuwem na ostrze f_z w porównaniu do obróbki konwencjonalnej. Obróbka z dużymi prędkościami skrawania wszystkie te trzy parametry ma zdecydowanie mniejsze natomiast prędkość skrawania jest nawet 10-krotnie wyższa. Różnice pomiędzy metodami przedstawia rysunek 2.26 [4, 40, 129].



Rys. 2.26. Różnice pomiędzy obróbką HSM oraz HPC [40]

Potwierdzenie korzyści płynących z obróbki HSM przedstawiono w badaniach [33] wykorzystując tą metodę do obróbki dokładnej wręgi samolotu ze stopu EN AW-7075. Autorzy wykonali w pełni element zapewniając tolerancję wymaganą według normy BN-85/3813-79. Kolejny pozytywny wpływ wykorzystania obróbki HSM przy frezowaniu elementów cienkościennych przedstawiono w pracy [130] gdzie połączono tą metodę wraz ze wsparciem wcześniej obrobionej strony cienkościennego cylindra łatwo topliwym materiałem. Efektem jest uzyskanie błędu wysokości oraz grubości frezowanej ścianki poniżej 1%. Z kolei zastosowanie obróbki HPC jak przedstawiono w badaniach [131] skróciło czas skrawania w porównaniu do obróbki konwencjonalnej o 200%. Materiałem obrabianym był stop aluminium EN AW-7075 T651 o kształcie cienkościennej kieszeni. Metoda ta sprawdziła się w obróbce zgrubnej, natomiast obróbkę dokładną wykonano metodą HSM której efektem była niższa chropowatość oraz większa dokładność geometryczna próbki. Porównanie obu metod wraz z obróbką konwencjonalną przedstawiono na rysunku 2.27.



Rys. 2.27. Porównanie obróbki HPC, HSM oraz CM (CM - obróbka konwencjonalna) elementu cienkościennego pod kątem: a) czasu obróbki, b) chropowatości R_z , c) odkształcenia ścianki [131]

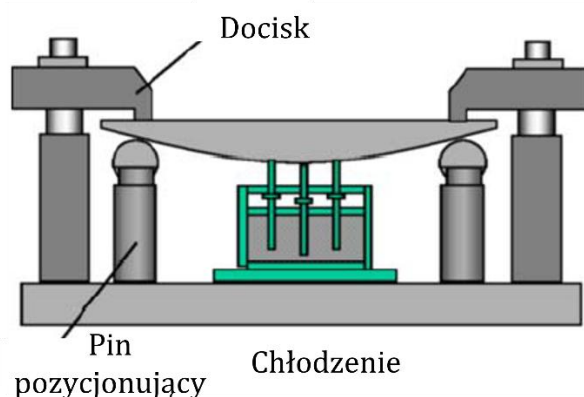
Jak wspomniano wcześniej jedną z metod poprawy jakości frezowanych elementów cienkościennych jest optymalizacja parametrów technologicznych. Klasycznym podejściem jest obróbka w obszarach stabilnych znanych z diagramów stabilności unikając drgań samowzbudnych, ale szereg badań skupia się także na innych ważnych aspektach, takich jak dobór parametrów technologicznych, modelowanie numeryczne czy zagadnienia naprężeń własnych [39, 101, 123, 132-133].

Przykładowo w badaniach [132] oprócz wspomnianych wcześniej sposobów doboru strategii frezowania wzięto pod uwagę prędkość posuwu v_f oraz grubość ścianki. Zweryfikowano wpływ tych parametrów na czas skrawania, dokładność grubości ścianki, inne wielkości dokładności geometrycznej oraz chropowatość powierzchni. Badania potwierdziły zaskakującą skuteczność zaprezentowanego algorytmu optymalizacyjnego na podstawie frezowania próbki ze stopu EN AW-7075 przeprowadzonego w trzech strategiach. Zauważalny jest brak wpływu wzrostu prędkości posuwu na odchyłkę dokładności grubości ścianki w pewnych jej zakresach. Frezowane ścianki posiadały stosunek wysokości do grubości w zakresie 25-43, te o wyższym stosunku uzyskały błąd prostoliniowości oraz płaskości poniżej 10%, a grubości 0%. Dokładniej opisując; ściankę o grubości 0,7 mm i wysokości 15 mm (wysokość/grubość = 43) autorzy wykonali z tolerancją grubości 0,001 mm. Sposób wyznaczania dokładności nie został określony w pracy. Na podstawie badań własnych oraz literatury trudno uwierzyć w taką dokładność wykonania. W podobnym artykule wspomnianych autorów [1] został opisany sposób pomiaru grubości jako 5 punktów pomiarowych na każdej próbce. W tym przypadku także nie opisano w jakim miejscu te punkty się znajdowały. Wartości odchyłek grubości dla próbek o grubościach 0,5–1,5 mm przyjmowały wartości dodatnie i ujemne w zakresie 0,004–0,066 mm. Czynnikiem zmiennym podczas frezowania próbek była strategia, głębokość skrawania a_p , prędkość posuwu v_f , prędkość skrawania v_c oraz grubość ścianki. Na tak dużą ilość zmiennych wykonano tylko 10 próbek.

Autorzy pracy [39] wykorzystując algorytm optymalizacyjny parametrów technologicznych (prędkość obrotowa n , posuw na ostrze f_z oraz głębokość skrawania a_p) byli w stanie zachować zakładaną chropowatość powierzchni Ra oraz objętość usuwanego materiału w czasie Q [mm³/min]. Potwierdzono kolejny raz wzrost chropowatości oraz składowych siły całkowitej ze wzrostem wartości posuwu na ostrze f_z oraz głębokości skrawania a_p . Dokładność wykonania była oceniana tylko na podstawie chropowatości powierzchni, takie podejście nie jest wystarczające przy obróbce elementów cienkościennych gdzie występują odkształcenia po obróbce.

Jedną z metod pozwalających na poprawę dokładności wykonania elementów cienkościennych jest stosowanie uchwytów obróbkowych. Swoje zastosowanie znalazły one przy produkcji wielkoseryjnej. Ich zadaniem jest podtrzymanie najbardziej podatnych części przedmiotu podczas obróbki. Największa ich wadą jest konieczność wieloetapowego ich projektowania oraz bardzo często możliwość wykorzystania tylko z przedmiotem do którego został on zaprojektowany [5, 134]. Aktualnie uchwyty obróbkowe oprócz usztywniania półfabrykatu podczas ich obróbki pozwalają na redukcję drgań oraz zmniejszając ryzyko ich powstania (w szczególności drgań samowzbudnych)

[135, 136]. W badaniach [135] przedstawiono bardziej uniwersalne rozwiązanie uchwytu w którym zestaw prętów wspornikowych jest zanurzony w materiale o niskiej temperaturze topnienia (rys. 2.28). Po zamocowaniu półfabrykatu pręty wspornikowe ustawiane są w miejscach podparcia a następnie materiał w którym są częściowo zanurzone jest schładzany usztywniając pręty. Autorzy uzyskali redukcję drgań podczas obróbki oraz deformacji po obróbce. Wykorzystując specjalną matrycę oraz niskotopliwy stop w którego skład wchodzi takie pierwiastki jak Bi, Sn, Pb oraz In, autorzy badań [5] wykonali uchwyt do obróbki złożonej części posiadającej cienkie ścianki o różnych grubościach. Niskotopliwy stop dopasowuje się do półfabrykatu co zapewnia uniwersalność metody. Uzyskano dokładność tolerancji grubości poniżej 0,02 mm oraz płaskości 0,05 mm.



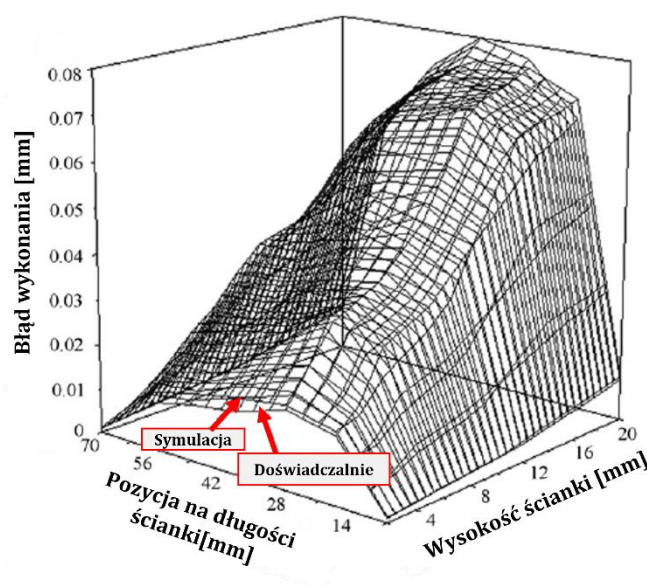
Rys. 2.28. Schemat wielopunktowego wspornika do obróbki elementów cienkościennych [135]

W celu określenia optymalnych punktów podporu elementu cienkościennego podczas frezowania walcowego w badaniach [137] posłużono się modelem składowych siły całkowitej oraz metodą elementów skończonych. Metoda pozwoliła na zmniejszenie błędów kształtów po obróbce. Bardziej zaawansowanym sposobem podpierania elementu podatnego w konkretnych punktach są wyniki badań [138] gdzie element podpierający podąża za narzędziem podpierając ściankę po przeciwnej stronie do frezowanej. Metoda pomimo dużych ograniczeń związanych z obrabianym kształtem oraz koniecznością dużej ingerencji w konstrukcję obrabiarki pozwoliła nawet trzykrotnie zmniejszyć chropowatość obrobionej powierzchni. Kolejnym udoskonaleniem metody są wyniki zaprezentowane w artykule [139] gdzie ramie oprócz podpierania przeciwnej strony ścianki niż jest frezowana ma zdolność tłumienia drgań, tym samym zmniejszając ryzyko powstania drgań samowzbudnych co udowodniono doświadczalnie.

Jak opisywano wcześniej stan naprężeń szczątkowych po obróbce ma duże znaczenie w dokładności wykonania elementów cienkościennych. Wpływ doboru strategii frezowania na stan naprężeń przedstawiono w pracy [116]. Badania przeprowadzono na elemencie o cienkim dnie wykonanym ze stopu aluminium EN AW-7050. Stosując strategię frezowania od środka próbki do zewnątrz („from inside to outside”) uzyskano redukcję naprężeń w stosunku do strategii wierszowania w jednym kierunku („sequential machining”), efektem tego były mniejsze deformacji o 37,2%.

2.6. Predykcja dokładności wykonania elementów cienkościennych

We wcześniejszych rozdziałach opisywano obróbkę elementów cienkościennych jako trudną do przewidywania oraz obarczoną wieloma utrudnieniami. Szereg autorów przedstawia metody predykcji odkształceń powstających podczas obróbki oraz dokładności ich wykonania. W badaniach [38] wykorzystując trójwymiarowy model bazujący na elementach skończonych potwierdzono doświadczalnie skuteczność metody z maksymalnym błędem 21,56% (rysunek 2.29). Widoczne jest maksymalne ugięcie ścianki w środkowej jej części. Obróbkę przeprowadzono na ściance o kształcie prostym wykonanej ze stopu tytanu Ti6Al4V. W badaniach uznano ugięcie frezu jako minimalne stąd zostało ono pominięte. Jak przedstawiono w badaniach [87, 140] wpływ sztywności frezu ma istotne znaczenie na dokładność geometryczną wykonywanych przedmiotów, oraz stabilność frezowania i nie należy go pomijać.

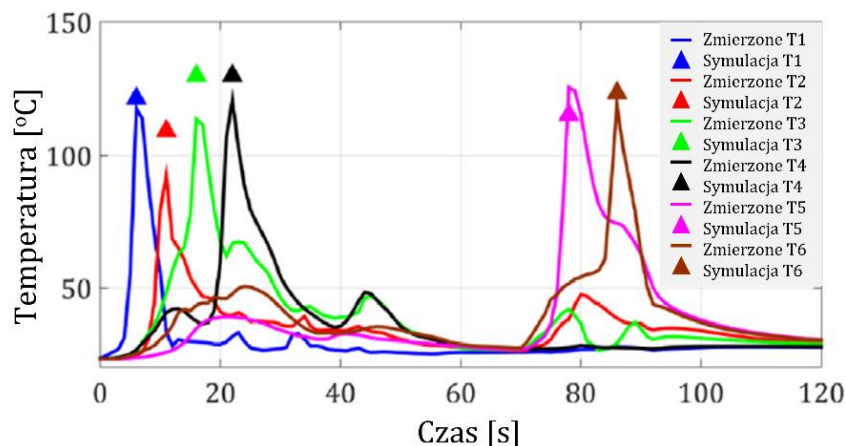


Rys. 2.29. Porównanie błędu kształtu symulacji z doświadczeniem podczas frezowania elementu cienkościennego wykonanego ze stopu tytanu Ti6Al4V [38]

Cechą wielu elementów cienkościennych jest ich złożona konstrukcja (np. wirniki). Aspekt frezowania 5-osowego takich elementów poruszono w badaniach [36]. Analogicznie zaprezentowano analizę metodą elementów skończonych w których wartościami wejściowymi była temperatura skrawania oraz składowe siły całkowitej. Dokładność predykcji odkształceń wyniosła 92%. Z przeprowadzonych testów otrzymano wartości wspomnianych sił skrawania które posłużyły do algorytmu odkształceń oraz uzyskano nowe parametry technologiczne. Po optymalizacji zredukowano błąd wykonania o 24%. Autorzy oprócz samego porównania wyników symulacji z wynikami doświadczalnymi dokonali optymalizacji w celu redukcji odkształceń.

W badaniach [141] zaprezentowano wyniki badań nad złożonym elementem cienkościennym o konstrukcji kieszeniowej w którym predykcji poddano deformacje podczas obróbki. Oprócz oddziaływania składowych siły całkowitej pod uwagę wzięto temperaturę powstającą podczas obróbki. Aspekt ten jest poruszany w niewielu pracach

badawczych. Pomiar temperatury zrealizowany szeregiem termopar porównano do wyników symulacyjnych z bardzo zadowalającym niewielkim błędem w zakresie 5-15%. Wynik przedstawiono na rysunku 2.30. Symbol T oraz numer oznacza kolejną termoparę. Odształcenia uzyskane z symulacji z tymi zmierzonymi na współrzędnościowej maszynie pomiarowej mieściły się w błędzie 15-25%.



Rys. 2.30. Porównanie temperatury z symulacji do wyników eksperymentalnych [141]

Autorzy badań [142] zaprezentowali model dynamiczny predykcji odkształceń opierający się na sprzężeniu składowych siły całkowitej z deformacją obróbkową. Badania przeprowadzono frezując stop aluminium ZL114A w formie pierścienia. Efektem zastosowanego modelu jest korekcja ścieżki narzędzia. Uzyskano redukcję odkształceń o 85%. Uproszczeniem było zastosowanie narzędzia jednoostrzowego co zredukowało wpływ wielu ostrzy w modelu.

Oprócz przykładów predykcji dokładności geometrycznej po obróbce opisanych w tym rozdziale duża część badań opiera się na metodach elementów skończonych [142-144]. Wśród nich nie wszystkie badania potwierdzono eksperymentalnie [41]. Dodatkowo niewiele metod zaimplementowano w rzeczywistych warunkach wytwarzania.

2.7. Podsumowanie analizy literatury

Na podstawie analizy literatury na temat frezowania elementów cienkościennych można dojść do wniosku, że niewiele autorów podejmuje próbę wyjaśnienia źródła oraz skali czynników wpływających na odkształcenia elementów cienkościennych poddanych frezowaniu. Dodatkowo brak prób wyjaśnienia korelacji pomiędzy odkształceniami powstającymi podczas obróbki z dokładnością wykonania. W literaturze brak pozycji podsumowujących wiedzę na ten temat.

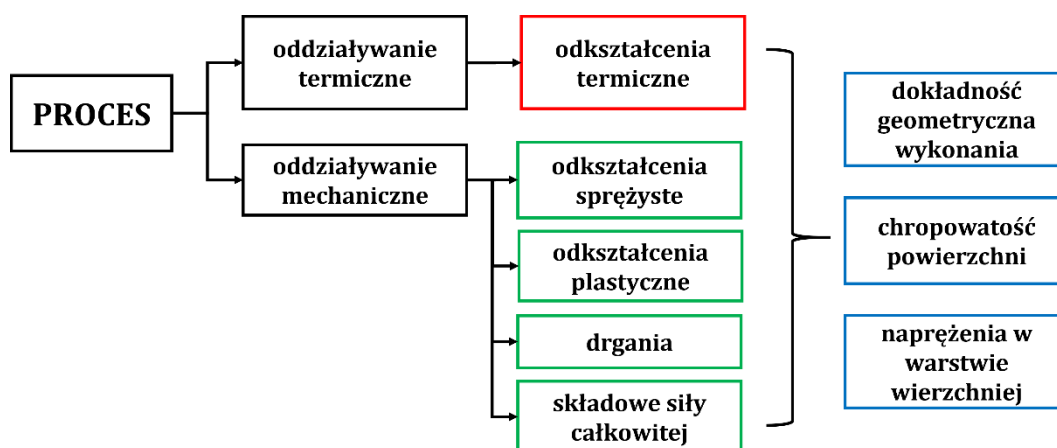
Przykładem zebrania informacji na temat obróbki elementów cienkościennych jest opracowanie pt.: „Obróbka skrawaniem stopów aluminium i magnezu”, pod redakcją prof. dr hab. inż. Józefa Kuczmazewskiego oraz prof. dr hab. inż. Kazimierza Zaleskiego. Jeden z rozdziałów poświęcony jest obróbce elementów cienkościennych. Pośród polskojęzycznych opracowań to zasługuje na szczególne wyróżnienie. Obejmuje ono jak

wspominano wcześniej wyniki wielu badań ale także bardzo ważny element jaki pełni, czyli możliwość wykorzystania zawartej w niej wiedzy do obróbki elementów cienkościennych oraz dalszych badań. Opracowaniu niestety brakuje szerszego spojrzenia na dorobek naukowy poza nasz kraj [6].

Dobrym przykładem w jaki powinno być wykonanie takie opracowanie może być artykuł z 2020 roku [67] na temat drgań samowzbudnych, który bazuje na prawie 400 pozycjach literaturowych i powinien być ważnym etapem dla każdego badacza, który styka się z tym zjawiskiem. Do tej pory był on cytowany prawie 200 razy.

Kolejnym ważnym czynnikiem który utrudnia pozyskiwanie informacji na temat obróbki elementów cienkościennych, oraz uniemożliwia odtworzenie metod reprezentowanych w badaniach jest brak dostatecznych informacji na temat metodyki badań. Przedstawione metody optymalizacyjne uzyskują bardzo zadowalające rezultaty w zwiększaniu oraz predykcji dokładności wykonania. Jednakże niewyjaśniony sposób pomiaru dokładności, brak miar statystycznych takich jak rozrzut wyników powoduje niski stopień zaufania do reprezentowanych metod.

Na podstawie znanych publikacji przedstawiono na rysunku 2.31 schemat oddziaływania zjawisk mających wpływ na stan elementu cienkościennego, będących efektem frezowania.



Rys. 2.31. Wpływ zjawisk towarzyszących frezowaniu na stan elementu cienkościennego po obróbce

Zrozumiałym jest fakt, że najważniejszym aspektem dla autorów wielu badań jest finalny efekt, czyli możliwość obróbki elementów cienkościennych zachowując wymaganą dokładność wykonania. W literaturze można wskazać braki lub niejednoznaczne wyjaśnienia które z punktu poznawczego są ważnymi aspektami:

- niewystarczająca analiza procesu skrawania elementów cienkościennych. Wiele badań skupia się tylko na osiągnięciu wymaganych dokładności,
- brak wyczerpujących informacji w temacie odkształceń elementów cienkościennych podczas frezowania,
- zagadnienie temperatury elementów cienkościennych traktowane jest marginalnie,

- brak analizy związków przyczynowo skutkowych wyjaśniających mechanizmy odkształceń,
- zbyt wąski zakres oceny dokładności wykonania np. tylko na podstawie wskaźników chropowatości powierzchni.

3. OPIS BADAŃ

3.1. Cel pracy

W oparciu o badania wymienione w przeglądzie literaturowy można stwierdzić, że obróbka elementów cienkościennych postrzegana jest jako skomplikowana oraz wymagająca. Wiele prac rozpatruje pojedynczą gałąź problemu ich obróbki, takich jak eliminacja drgań samowzbudnych lub możliwość uzyskania wymaganych dokładności wymiarowych. Okazuje się, że na ostateczny stan dokładności wykonania elementów cienkościennych składa się wiele czynników które często są pomijane. Konsekwencją tego jest brak wiarygodności badań w których pominięto np. kwestie zbadania oddziaływania procesu skrawania na rodzaj oraz wielkość powstających odkształceń elementu cienkościennego.

Stąd celem pracy jest analiza mechanizmów odkształceń cienkościennych przedmiotów ze stopu EN AW-7075 podczas frezowania w warunkach obróbki dokładnej.

Realizacja celu ogólnego pracy nastąpiła poprzez osiągnięcie następujących celów szczegółowych:

- 1) Klasyfikację odkształceń powstających podczas frezowania elementów cienkościennych w zakresie obróbki dokładnej.
- 2) Pomiar oraz analizę zjawisk towarzyszących frezowaniu elementów cienkościennych, ich wpływ na dokładność wykonania.
- 3) Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej oraz high-speed machining.
- 4) Analizę wpływu współczynnika H/L (H – wysokość, L – grubość) elementu cienkościennego na jego dokładność wykonania.

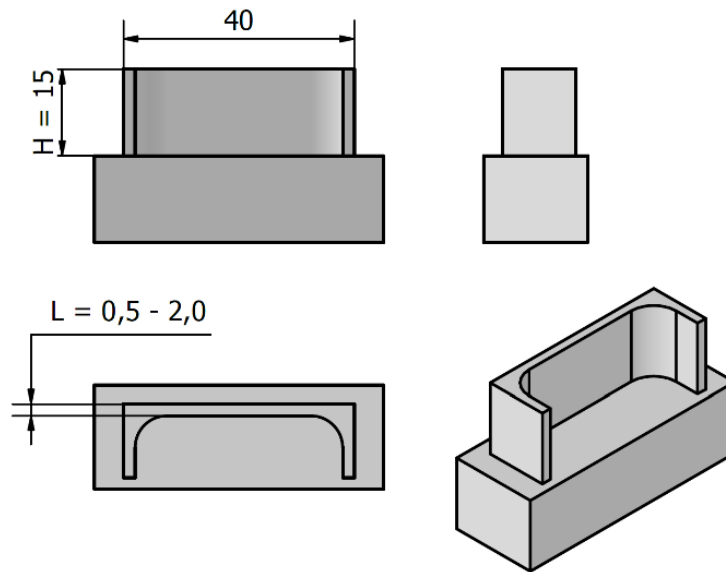
3.2. Zakres i warunki badań w zakresie obróbki konwencjonalnej

W celu udowodnienia zaproponowanego celu rozprawy zrealizowano zadania w zakresie obróbki konwencjonalnej:

- pomiar i analizę drgań mechanicznych oraz składowych siły całkowitej podczas frezowania elementów cienkościennych,
- analiza przemieszczeń elementów cienkościennych podczas frezowania w zakresie obróbki dokładnej pod kątem klasyfikacji powstających odkształceń,
- analiza wpływu sposobu obróbki dokładnej (frezowanie współbieżne i przeciwbieżne) na odkształcenia,
- analiza dokładności wykonania po obróbce dokładnej (prostoliniowość, płaskość, grubość, chropowatość oraz topografia powierzchni),
- analiza temperatury elementu obrabianego podczas frezowania,
- określenie wpływu kształtu elementu cienkościennego na przemieszczenia podczas obróbki.

Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej obejmowały pomiar wielu zjawisk zachodzących podczas frezowania dokładnego próbek cienkościennych przy zmiennej ich grubości, a dokładnie współczynnika H/L . Dodatkowo zbadano dokładność ich wykonania.

Na rysunku 3.1 przedstawiono wymiary próbki badawczej zawierającej cienkościenny kształt o formie kieszeniowej. Na podstawie przeprowadzonego przeglądu literatury oraz wcześniejszych badań własnych wybrano kształt który reprezentuje rzeczywiste wyroby cienkościenne. Dodatkowo przyjęto w rozprawie definiowanie elementu cienkościennego poprzez współczynnik H/L który określa stosunek wysokości ścianki H badanej próbki do jej grubości L . Warianty próbek będących zakresem badań przedstawiono w tabeli 3.1.



Rys. 3.1. Wymiary próbki badawczej

Czynnikiem zmiennym był współczynnik H/L cienkościennych próbek. Usunięcie nadkładu pozostawionego po obróbce zgrubnej na grubości wynoszącego $a_p = 0,2$ mm przebiegało w dwóch przejściach frezu, z głębokością skrawania $a_e = 0,1$ mm. Próbki o oznaczeniu P1-P6 (w) frezowano współbieżnie, a analogicznie P1-P6 (p) przeciwbieżnie. Każdą pomiar powtórzono minimum trzykrotnie, stosując oznaczenie np. P1S1 (w), co oznacza próbkę P1 o współczynniku $H/L = 7,5$, powtórzenie pierwsze, frezowane współbieżnie.

Tabela 3.1. Charakterystyka badanych próbek (badania w zakresie obróbki konwencjonalnej)

H/L	Oznaczenie próbki	Grubość przed obróbką [mm]	Grubość po obróbce L [mm]	liczba przejść frezu	Głębokość skrawania a_e [mm]
7,5	P1S1-P1S4(w) / P1S5-P1S7(p)	2,20	2,00	2	0,1
10	P2S1-P2S3(w) / P2S4-P2S8(p)	1,70	1,50		
12	P3S1-P3S4(w) / P3S5-P3S8(p)	1,45	1,25		
15	P4S1-P4S3(w) / P4S4-P4S6(p)	1,20	1,00		
20	P5S1-P5S4(w) / P5S5-P5S7(p)	0,95	0,75		
30	P6S1-P6S3(w) / P6S4-P6S6(p)	0,70	0,50		

W badaniach zastosowano stop aluminium o oznaczeniu EN AW-7075. Materiał ten cechuje się dużą wytrzymałością, bardzo dobrą przewodnością cieplną oraz skrawalnością. Skład chemiczny stopu przedstawiono w tabeli 3.2 a właściwości mechaniczne w tabeli 3.3.

Tabela 3.2. Skład chemiczny stopu EN AW-7075

Składnik	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
Zawartość [%]	≤ 0,4	≤ 0,5	1,2 – 2,0	≤ 0,3	2,1 – 2,9	0,18 - 0,28	5,1 – 6,1	≤ 0,2

Tabela 3.3. Właściwości mechaniczne stopu EN AW-7075

Gęstość [g/cm ³]	2,81
Moduł Younga [GPa]	72
Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	540
Granica plastyczności $R_{p0.2\ min}$ [MPa]	470
Przewodność cieplna [W/m*K]	130-160
Wsp. rozszerzalności cieplnej [10^{-6} K]	23,5

Badania przeprowadzono na trzyosiowym centrum frezarskim DMC 70V hi-dyn firmy DECKEL MAHO (rys. 3.2) o maksymalnej prędkości wrzeciona $n = 30000$ obr/min. Podczas badań korzystano z optycznej sondy Renishaw OMP 40 w celu bazowania przedmiotu obrabianego. Narzędzia mocowano w oprawkach termicznych firmy KELCH mocowanych poprzez chwyt HSK (DIN 69893E). Obróbkę przeprowadzono bez zastosowania cieczy chłodząco-smarującej.



Rys. 3.2. Widok centrum frezarskiego DMC 70V hi-dyn firmy DECKEL MAHO wraz z aparaturą

Powodem obróbki na sucho jest odzwierciedlenie rzeczywistych warunków obróbki, spowodowane jest to poprzez następujące czynniki:

- ekonomia; obniżenie kosztu obrabiarki z powodu braku układu chłodzenia, brak kosztu utylizacji chłodziwa,
- ekologia; ochrona środowiska,
- korzystny bilans cieplny w obróbce HSM; ponad 90% temperatury odprowadzane jest przez wiór.

W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej zastosowano dwa frezy walcowo-czołowe węglkowe przedstawione na rysunku 3.3. Parametry geometryczne frezów, warstw skrawanych oraz parametry technologiczne obróbki przedstawiono w tabeli 3.4.



Rys. 3.3. Frezy walcowo-czołowe zastosowane w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej:
a) Obróbka zgrubna FRAISA C15620391, b) Obróbka dokładna FRAISA C15589391

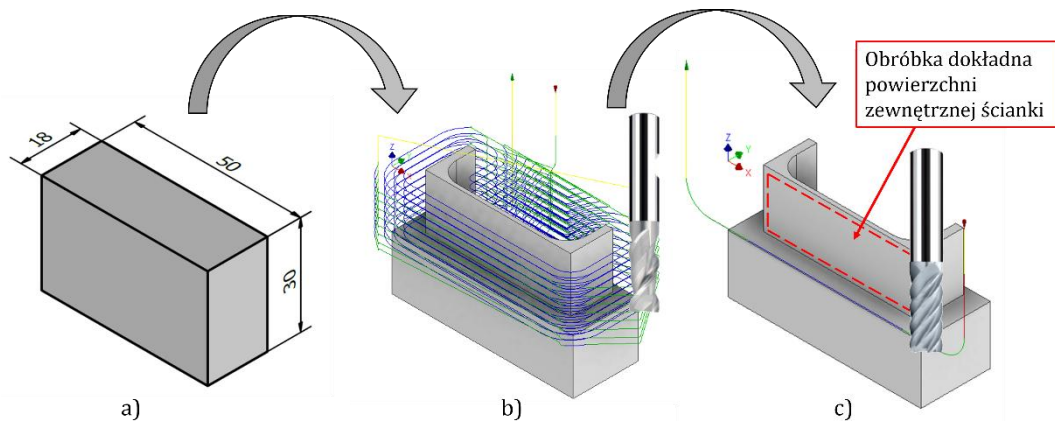
Tabela 3.4. Parametry technologiczne w zakresie obróbki konwencjonalnej

Parametr	Obróbka zgrubna FRAISA C15620391	Obróbka dokładna FRAISA C15589391
Średnica d [mm]	8	8
Liczba ostrzy z	2	6
Kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s [°]	40	40
Kąt natarcia γ [°]	20	20
Rodzaj powłoki	Celero (TiB ₂)	Celero (TiB ₂)
Prędkość skrawania v_c [m/min]	250	450
Prędkość posuwowa v_f [mm/min]	1000	5000
Głębokość skrawania a_p [mm]	1-2	15
Głębokość skrawania a_e [mm]	≤ 2	0,1

Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej jak i high-speed machining skupiały się na obróbce dokładnej elementów cienkościennych. Ważnym czynnikiem, który został także rozpatrzony podczas planowania badań, był dobór strategii frezowania zgrubnego. Ideą tego doboru było umożliwienie wykonania próbek w taki sposób, aby uzyskać minimalne możliwe odkształcenia poobrobkowe, które nie będą dodatkowym czynnikiem mogącym w znacznym stopniu wpłynąć na efekty obróbki dokładnej. Dotyczy to dokładności wykonania powierzchni zewnętrznej elementu cienkościennego, oraz grubości ścianki. Na podstawie przeprowadzonej analizy literatury w tym pozycji [4] oraz [6], wybrano strategię frezowania, która polega na obróbce naprzemiennie obu stron ścianki z głębokością skrawania $a_p = 2$ mm. Dla badań w zakresie obróbki konwencjonalnej naddatek na obróbkę zgrubną wynosił 0,2 mm. Naddatek ten był usuwany w dwóch jednakowych przejściach frezu z promieniową głębokością skrawania $a_e = 0,1$ mm oraz osiową głębokością skrawania $a_p = 15$ mm.

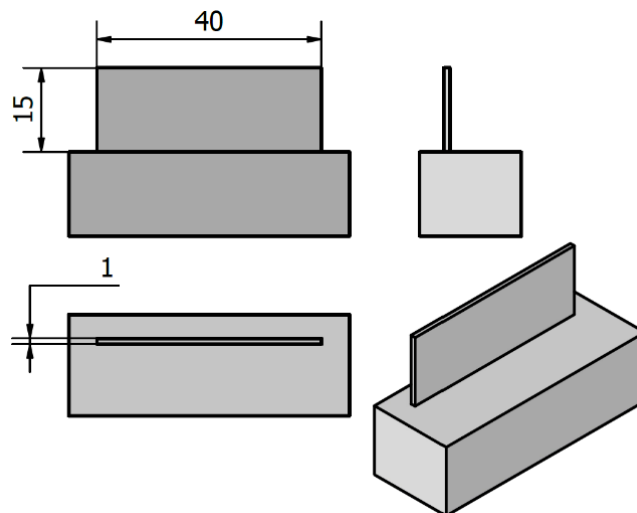
Próbki w formie prostopadłościennych półfabrykatów wycinano z blachy ze stopu EN AW-7075 na elektrodrążarce drutowej. Obróbkę zgrubną oraz dokładną przeprowadzono w jednym zamocowaniu. Ścieżkę narzędzia zaprogramowano w oprogramowaniu Autodesk Inventor z nakładką CAM. Obróbka zgrubna pozostawiała naddatek na grubości

ścianki (od strony zewnętrznej) który następnie był frezowany w zakresie obróbki dokładnej. Wszystkie trzy etapy obróbki próbki przedstawiono na rysunku 3.4.



Rys. 3.4. Etapy obróbki próbki badawczej: a) wycięty półfabrykat, b) obróbka zgrubna, c) obróbka dokładna (na przykładzie frezowania współbieżnego)

W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej podjęto krótką serię badań przeprowadzonych na próbkach o ściankach swobodnych. Rysunek 3.5 przedstawia model próbki cienkościennej w kształcie ścianki swobodnej. Wybrano grubość ścianki równą $L = 1$ mm, co odpowiada współczynnikowi $H/L = 15$. Strategia obróbki zgrubnej jak i dokładnej przewidywała wykonanie próbki w identyczny sposób jak przedstawiono to przy próbkach głównych (rys. 3.4). Frezowanie wykonano współbieżnie.



Rys. 3.5. Wymiary próbki cienkościennej ze ścianką swobodną

Do celów porównawczych przeprowadzono serię badań na materiale stosowanym na elementy cienkościenne jakim jest stop tytanu Ti6Al4V (stop klasy 5). Porównanie najważniejszych właściwości obu badanych stopów przedstawiono w tabeli 3.5. Skład chemiczny stopu przedstawiono w tabeli 3.6. Identyczne próbki co do kształtu i zakresu współczynnika H/L (rys. 3.1) frezowano z parametrami podanymi w tabeli 3.7. Narzędzia dobrano do obrabianego materiału (rys. 3.6). Próbkę wykonano w wariacie obróbki dokładnej zrealizowanej w dwóch przejściach oraz jednym przejściu.

Tabela 3.5. Właściwości mechaniczne stopu EN AW-7075 oraz Ti6Al4V

Właściwość	EN AW 7075 (PA9)	Ti6Al4V (klasa 5)
Gęstość [g/cm ³]	2,81	4,43
Moduł Younga [GPa]	72	115
Wytrzymałość na rozciąganie [MPa]	540	896
Granica plastyczności $R_{p0.2\ min}$ [MPa]	470	827
Przewodność cieplna [W/m*K]	130-160	6,6-7,1
Wsp. rozszerzalności cieplnej α [10^{-6} K]	23,5	8,9

Tabela 3.6. Skład chemiczny stopu Ti6Al4V

Składnik	Fe	O	N	C	H	Al	V	Ti
Zawartość [%]	0,4	0,2	0,05	0,08	0,015	5,50 – 6,75	3,5 – 4,5	reszta

Tabela 3.7. Parametry technologiczne obróbki stopu tytanu Ti6Al4V

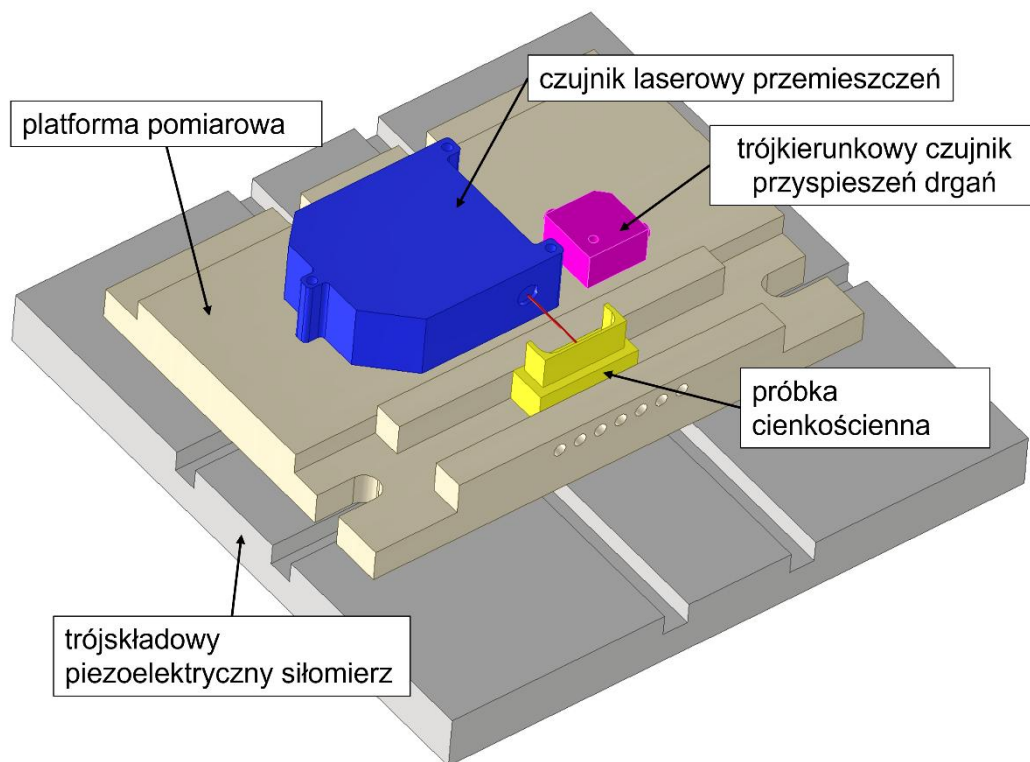
Parametr	Obróbka zgrubna FRAISA P8800.450	Obróbka dokładna FRAISA P8401.450
Średnica d [mm]	10	10
Liczba ostrzy z	4	7
Kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s [°]	40	55
Kąt natarcia γ [°]	5	10
Rodzaj powłoki	Polychrom (TiAlCrN)	Polychrom (TiAlCrN)
Prędkość skrawania v_c [m/min]	45	60
Prędkość posuwowa v_f [mm/min]	150	400
Głębokość skrawania a_p [mm]	4	15
Głębokość skrawania a_e [mm]	1	0,1



Rys. 3.6. Frezy walcowo-czołowe do obróbki stopów tytanu:
a) Obróbka zgrubna FRAISA P8800.450, b) Obróbka dokładna FRAISA P8401.450

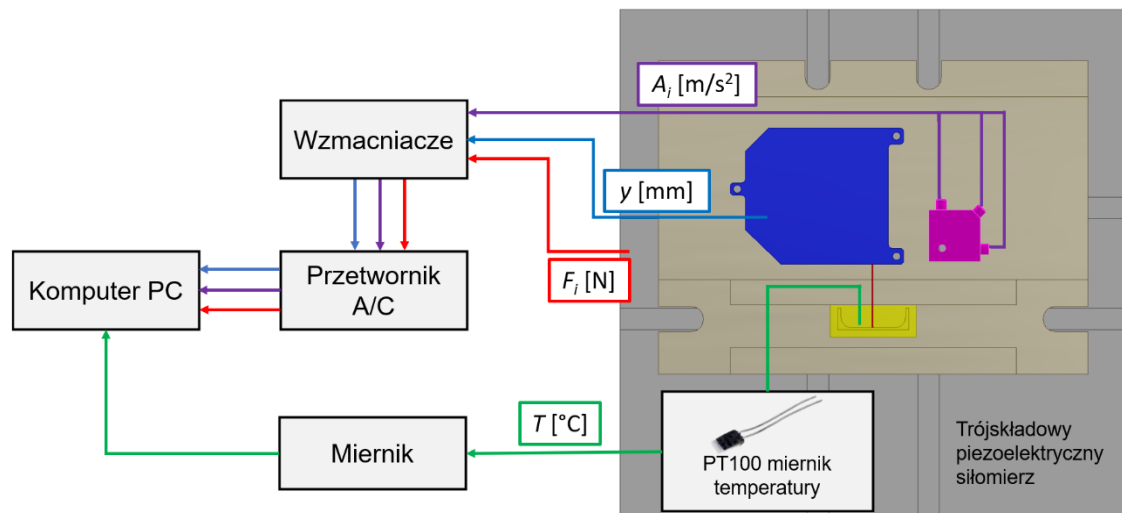
3.3. Metodyka badań w zakresie obróbki konwencjonalnej

Bazując na doświadczeniach nabytych podczas badania elementów cienkościennych, a w szczególności pomiarów przemieszczeń zaprojektowano platformę pomiarową elementów cienkościennych (rysunek 3.7). Ideą platformy była możliwość badania wielu zjawisk jednocześnie podczas frezowania dokładnych próbek. Montaż platformy odbywał się na trójskładowym piezoelektrycznym siłomierzu frezarskim zamocowanym do stołu obrabiarki. W niej wykonano otwory pozwalające na montaż czujnika laserowego przemieszczeń oraz trójkierunkowego czujnika przyspieszeń drgań. Próbkę mocowaną była poprzez swoją prostopadłościenną podstawę w stałym miejscu które zapewniał ogranicznik. Taki sposób montażu zapewniał stałą odległość wiązki lasera czujnika przemieszczeń od badanej ścianki.



Rys. 3.7. Model stanowiska pomiarowego elementów cienkościennych podczas frezowania w zakresie obróbki konwencjonalnej

Schemat pomiaru wszystkich mierzonych wielkości wraz z ich jednostkami przedstawiono na rysunku 3.8. Rysunek 3.9 przedstawia zdjęcia gotowego stanowiska badawczego. Szczegółowy opis każdego z przyrządu sporządzono podczas ich omawiania w dalszej części pracy.

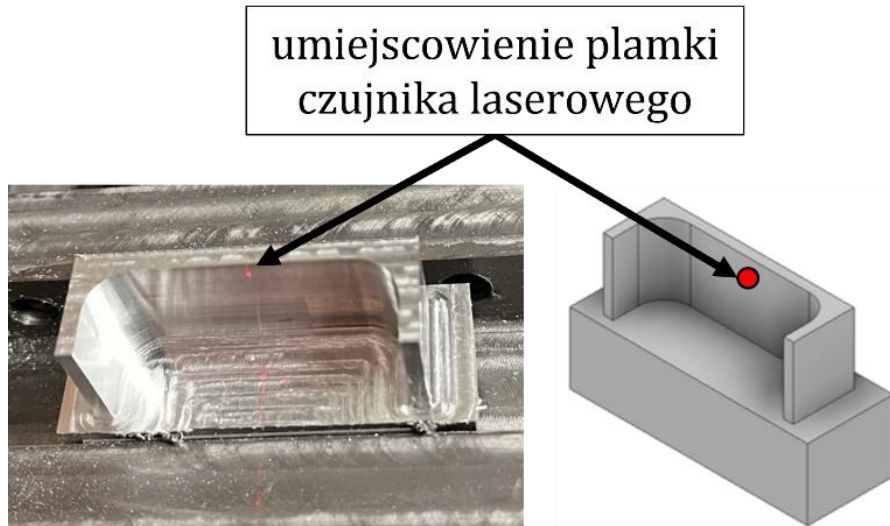


Rys. 3.8. Schemat pomiaru mierzonych wielkości podczas frezowania w zakresie obróbki konwencjonalnej



Rys. 3.9. Stanowisko pomiarowe elementów cienkościennych podczas frezowania w zakresie obróbki konwencjonalnej

Pomiar przemieszczeń cienkiej ścianki podczas frezowania wykonano z zastosowaniem laserowego czujnika przemieszczeń Micro-Epsilon optoNCDT ILD1700-10 LL (rys. 3.9). Jego zakres pomiarowy wynosił 10 mm, rozdzielczość $0,1 \mu\text{m}$ a częstotliwość próbkowania 2,5 kHz. Plamka lasera umieszczona została na środku ścianki, 1,5 mm od jej szczytu, tak jak przedstawiono to na rysunku 3.10. Wzmocniony sygnał z czujnika przemieszczeń był przetwarzany za pomocą przetwornika analogowo cyfrowego, przesyłany był do komputera z oprogramowaniem Analizator ver. 1.2 (C) Maciej Tabaszewski.



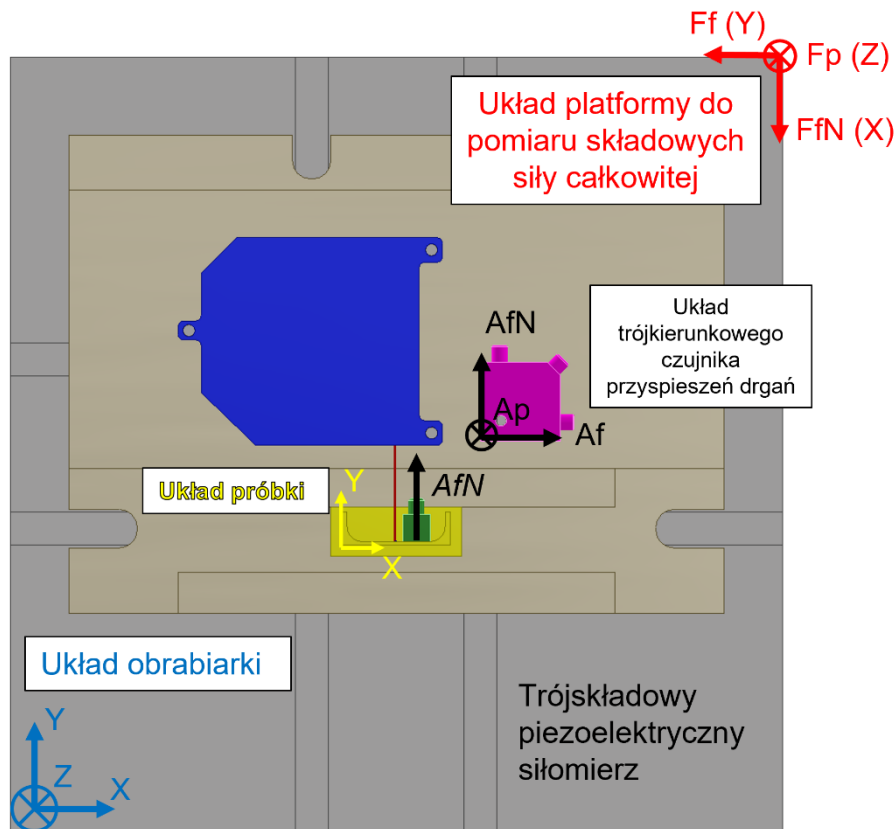
Rys. 3.10. Umieszczenie plamki lasera czujnika przemieszczeń na próbce

Pomiar drgań mechanicznych zrealizowano za pomocą trójkierunkowego czujnika przyspieszeń drgań 4321 (rysunek 3.11) zamocowanego na platformie pomiarowej który mierzył drgania w trzech kierunkach (A_f – posuwowy, A_N – posuwowy normalny, A_p – odporowy). Sygnał wzmacniany był wzmacniaczem sygnału Nexus firmy Brüel & Kjær. Następnie po przetworzeniu przez przetwornik analogowo cyfrowy był przesyłany do komputera z oprogramowaniem Analizator ver. 1.2.

Do składowych siły całkowitej zastosowano trójskładowy piezoelektryczny siłomierz (rys. 3.9) dokonano pomiaru składowych siły całkowitej w trzech kierunkach (F_f – składowa posuwowa, F_N – składowa posuwowa normalna oraz F_p – składowa odporowa). Za pomocą wzmacniacza ładunku Kistler 5015 wzmocniony sygnał był przetwarzany z użyciem przetwornika analogowo cyfrowego i przesyłany do komputera. Kierunki działania wszystkich pomiarowych przedstawiono na rysunku 3.12.



Rys. 3.11. Trójkierunkowy piezoelektryczny czujnika drgań Brüel&Kjær 4321,



Rys. 3.12. Kierunki pomiaru zastosowanych torów pomiarowych w zakresie obróbki konwencjonalnej

Pomiar temperatury próbki podczas frezowania zarejestrowano rezystancyjnym czujnikiem temperatury PT100 który przesyłał sygnał do miernika firmy Apar AR200 (rys. 3.13). Sygnał z miernika został zapisany na komputerze z oprogramowaniem ARsoft. Czujnik po obróbce zgrubnej był przyklejany klejem termoprzewodzącym na środku próbki pod plamką laserowego czujnika przemieszczeń, tak jak przedstawiono na rysunku 3.14.



Rys. 3.13. Układ do pomiaru temperatury próbki: a) rezystancyjny czujnik temperatury PT100, b) miernik temperatury AR200 firmy APAR



Rys. 3.14. Umieszczenie rezystancyjnego czujnika temperatury na próbce

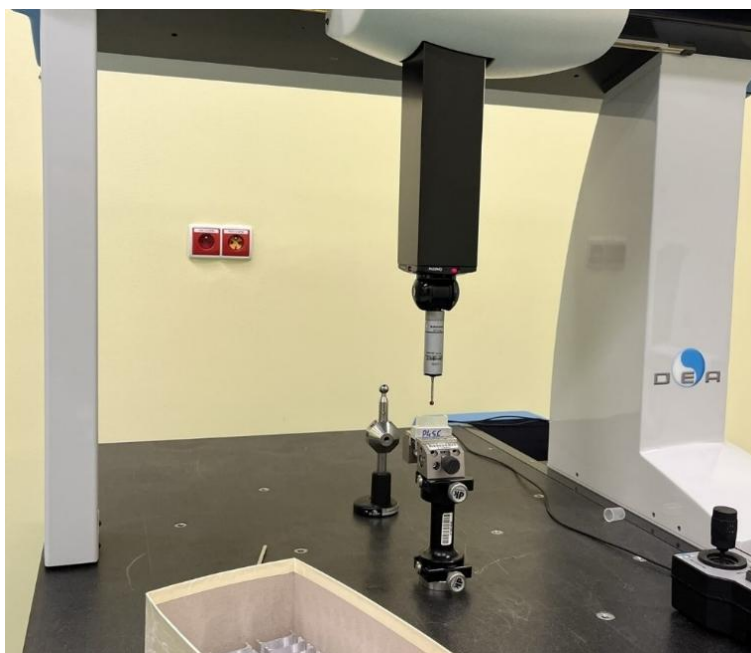
Pomiary chropowatości oraz topografii zewnętrznej ścianki po frezowaniu dokładnym wykonano za pomocą profilografometru T8000 firmy Hommelwerke (rys. 3.15). Pomiar 2D obejmował parametry R_a , R_z i R_t zmierzone na odcinku pomiarowym o długości $l_p = 4,8$ mm w środkowej części próbek na różnych wysokościach. Topografię powierzchni wykonano na powierzchni o wymiarach 13 x 39 mm w 100 przejściach.



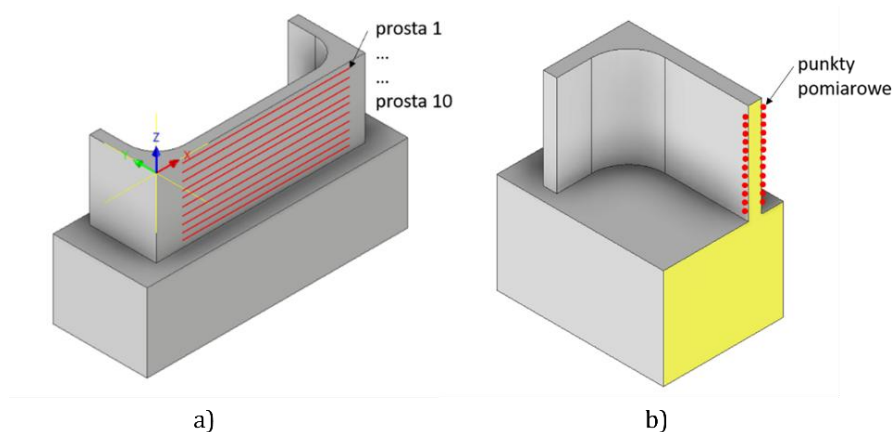
Rys. 3.15. Stanowisko do pomiaru chropowatości oraz topografii.
Profilografometr T8000 firmy Hommelwerke

Pomiar dokładności geometrycznej wykonania w tym błędy: prostoliniowości, płaskości oraz grubości ścianki zmierzono na współrzędnościowej maszynie pomiarowej DEA Global Image 775 wyposażonej w głowicę SP25M firmy Renishaw, trzpień pomiarowy 40 mm oraz kulkę rubinową o średnicy 6 mm (rys. 3.16).

Błędy prostoliniowości oraz płaskości wyznaczono na podstawie pomiaru na 10 wysokościach zgodnie z rysunkiem 3.17. Błąd grubości zmierzono w środkowej części próbek.

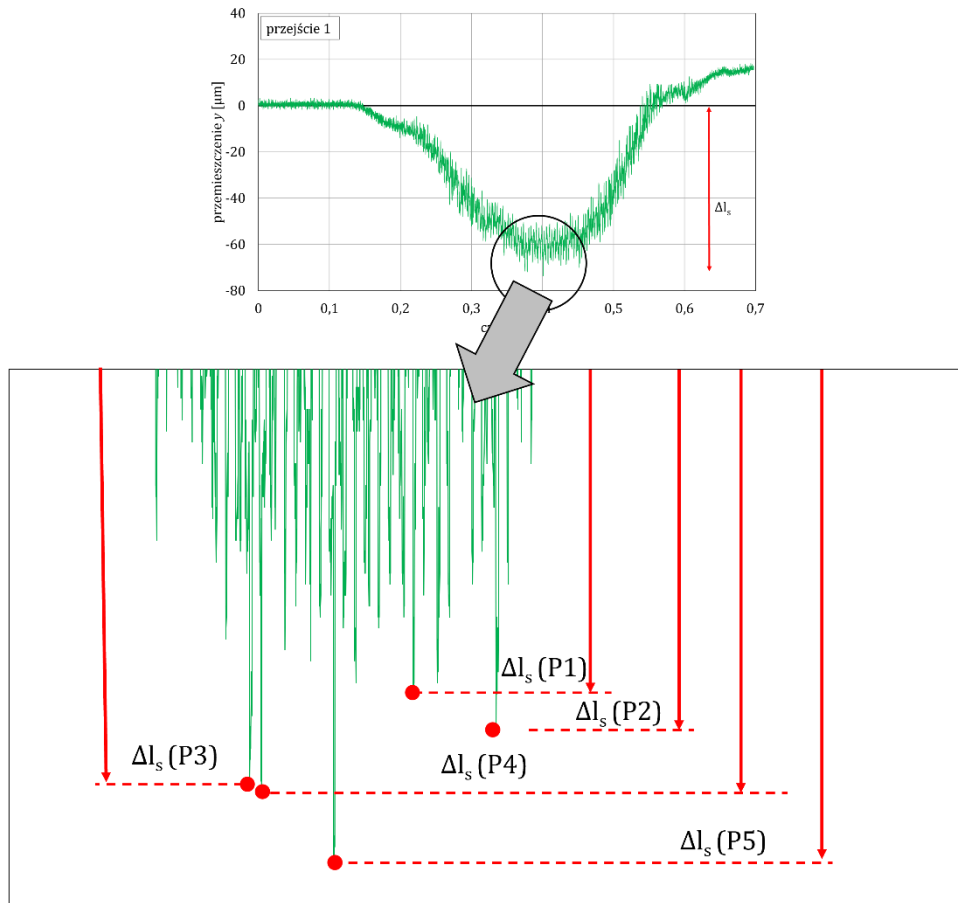


Rys. 3.16. Stanowisko do pomiaru dokładności geometrycznej próbek.
Współrzędnościowa maszyna pomiarowa DEA Global Image 775



Rys. 3.17. Schemat pomiaru elementów cienkościennych po obróbce:
a) błąd prostoliniowości oraz płaskości, b) błąd grubości

Na rysunku 3.18 przedstawiono sposób wyznaczania odkształceń sprężystych Δl_s z przebiegów przemieszczeń badanych próbek. Odczyt odkształceń sprężystych Δl_s został wykonany na podstawie średniej z pięciu maksymalnych wartości przemieszczenia w kierunku dodatnim osi Y względem wartości zerowej przemieszczenia (wzór 3.1). W analogiczny sposób odczytywano wartości odkształceń plastycznych Δl_p .



Rys. 3.18. Sposób odczytu odkształceń sprężystych z przebiegu przemieszczeń, na przykładzie próbki P6S1

$$\Delta l_s = \frac{\Delta l_s(P1) + \Delta l_s(P2) + \Delta l_s(P3) + \Delta l_s(P4) + \Delta l_s(P5)}{5} \quad (3.1)$$

3.4. Zakres i warunki badań w zakresie obróbki HSM

Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej przeprowadzono stosując parametry zalecane dla dobranych narzędzi. Ze względu na rozpowszechnienie obróbek szybkościowych HSM (w szczególności w obróbce stopów aluminium) podwyższono prędkość skrawania do zakresu HSM (high-speed machining). Z założenia stosowanie tej metody ma na celu uzyskanie dużej dokładności obrobionej powierzchni przy redukcji składowych siły całkowitej. Są to kluczowe czynniki przy obróbce elementów cienkościennych.

Badania w zakresie obróbki HSM obejmowały następujące zagadnienia:

- analiza składowych siły całkowitej zmierzonych podczas frezowania,
- analiza stabilności procesu podczas frezowania,
- analiza przemieszczeń elementów cienkościennych w zakresie obróbki HSM,
- analiza dokładności wykonania elementów cienkościennych.

Do badań przygotowano próbki identyczne jak w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej (rysunek 3.1) zachowując czynnik zmienny jakim był współczynnik H/L w zakresie $7,5 \div 30$. Zredukowano ilość przejść w obróbce dokładnej do jednego. Obróbka zgrubna pozostawiała naddatek na grubości równy 0,1 mm po stronie zewnętrznej próbki.

Przeprowadzono serię badań w zakresie obróbki HSM (etap HSM) w której zmienną był także współczynnik H/L oraz krótką serię pośrednią (etap pośredni). W obu etapach utrzymano stały posuw na ostrze $f_z = 0,01$ mm/ostrze. Parametry obróbki badanych próbek w obu etapach przedstawia tabela 3.8. W etapie pośrednim każdy pomiar powtórzono dwukrotnie, z kolei w etapie HSM trzykrotnie. Zastosowano oznaczenie próbek: „2_00_p3” co oznacza próbkę o grubości 2,00 mm powtórzenie trzecie.

Tabela 3.8. Parametry obróbki badanych próbek (badania w zakresie obróbki HSM)

Etap	Współczynnik H/L	Oznaczenie próbki	Grubość przed obróbką [mm]	Grubość po obróbce L [mm]	Prędkość skrawania v_c [m/min]	Głębokość skrawania a_e [mm]	Posuw na ostrze f_z [mm/ostrze]
pośredni	15	vc_450	1,10	1,00	450	0,1	0,01
		vc_800			800		
HSM	7,5	2_00	2,10	2,00	1400	0,1	0,01
	10	1_50	1,60	1,50			
	12	1_25	1,35	1,25			
	15	1_00	1,10	1,00			
	20	0_75	0,85	0,75			
	30	0_50	0,6	0,50			

Obróbkę zgrubną przeprowadzono tym samym frezem jak podczas badań w zakresie obróbki konwencjonalnej (rys. 3.19 a). Chcąc uzyskać możliwie jak największą prędkość skrawania (założenia obróbki HSM) zastosowano w obróbce dokładnej frez o średnicy 16 mm (rys. 3.19 b). Prędkość obrotowa wrzeczona obrabiarki oraz dobór średnicy frezy $d = 16$ mm zapewniła prędkość skrawania $v_c = 1400$ m/min. Parametry technologiczne obróbki przedstawiono w tabeli 3.9.



Rys. 3.19. Frezy walcowo-czołowe zastosowane w badaniach w zakresie obróbki HSM:
a) Obróbka zgrubna FRAISA C15620391, b) Obróbka dokładna FRAISA P15250610

Próbki oraz strategię ich obróbki zgrubnej a kolejno dokładnej wykonano w identyczny sposób jak przedstawiono to w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej na rysunku 3.4. Obróbka dokładna przewidywała tylko jedno przejście wykańczające.

Tabela 3.9. Parametry technologiczne w zakresie obróbki HSM

Parametr	FRAISA C15620391	FRAISA P15250610
Średnica d [mm]	8	16
Liczba ostrzy z	2	7
Kąt pochylenia głównej krawędzi skrawającej λ_s [°]	40	65
Kąt natarcia γ [°]	20	8
Rodzaj powłoki	Celero (TiB ₂)	Polychrom (TiAlCrN)
Prędkość skrawania v_c [m/min]	250	1400
Prędkość posuwowa v_f [mm/min]	1000	1950
Posuw na ostrze f_z [mm/ostrze]	0,1	0,1
Głębokość skrawania a_p [mm]	1-2	15
Głębokość skrawania a_e [mm]	≤ 2	0,1

3.5. Metodyka badań w zakresie obróbki HSM

W celu zwiększenia precyzji pomiaru drgań frezowanego elementu cienkościennego zrezygnowano z trójkierunkowego piezoelektrycznego czujnika drgań który był montowany na platformie pomiarowej. Zastąpiono go czujnikiem jednokierunkowym Brüel&Kjær 4508 C (rys. 3.20) (pomiar w kierunku A_{fN} – posuwowym normalnym) który był mocowany bezpośrednio na próbce. Montaż czujnika po wewnętrznej stronie próbki przebiegał po obróbce zgrubnej z użyciem kleju do czujników oraz aktywatora (rys. 3.21).



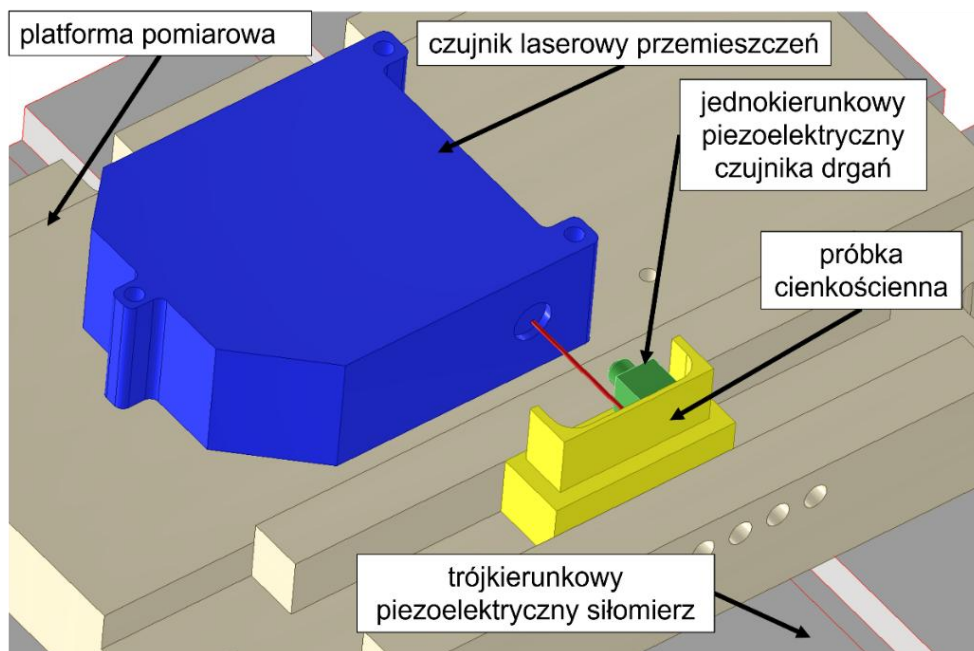
Rys. 3.20. Jednokierunkowy piezoelektryczny czujnik drgań Brüel&Kjær 4508 C



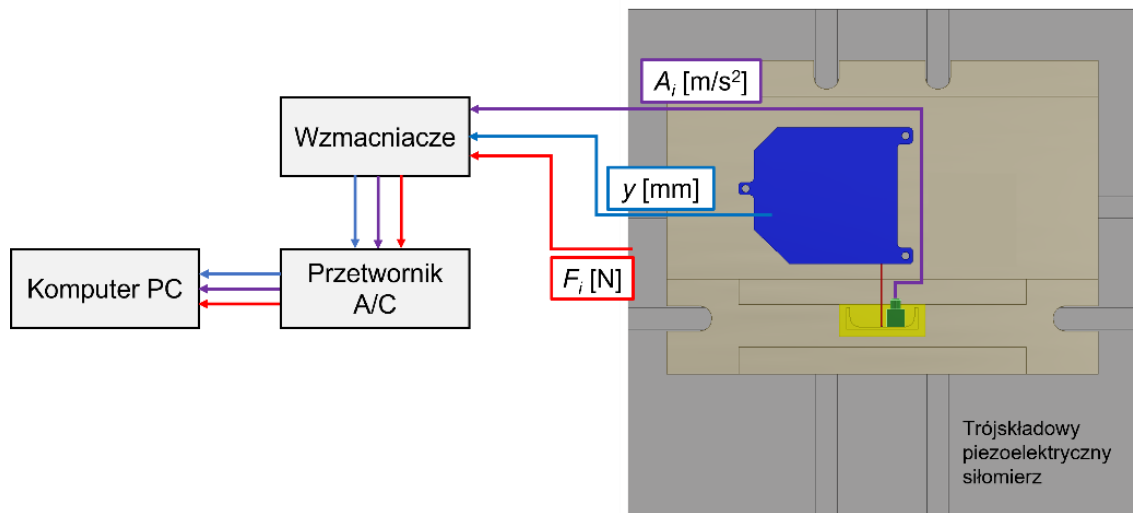
Rys. 3.21. Umieszczenie czujnika drgań na próbce badawczej w zakresie obróbki HSM

Model zmodyfikowanej platformy pomiarowej przedstawiono na rysunku 3.22, z kolei schemat toru pomiarowego na rysunku 3.23. Kierunki układów platformy przedstawia rysunek 3.24.

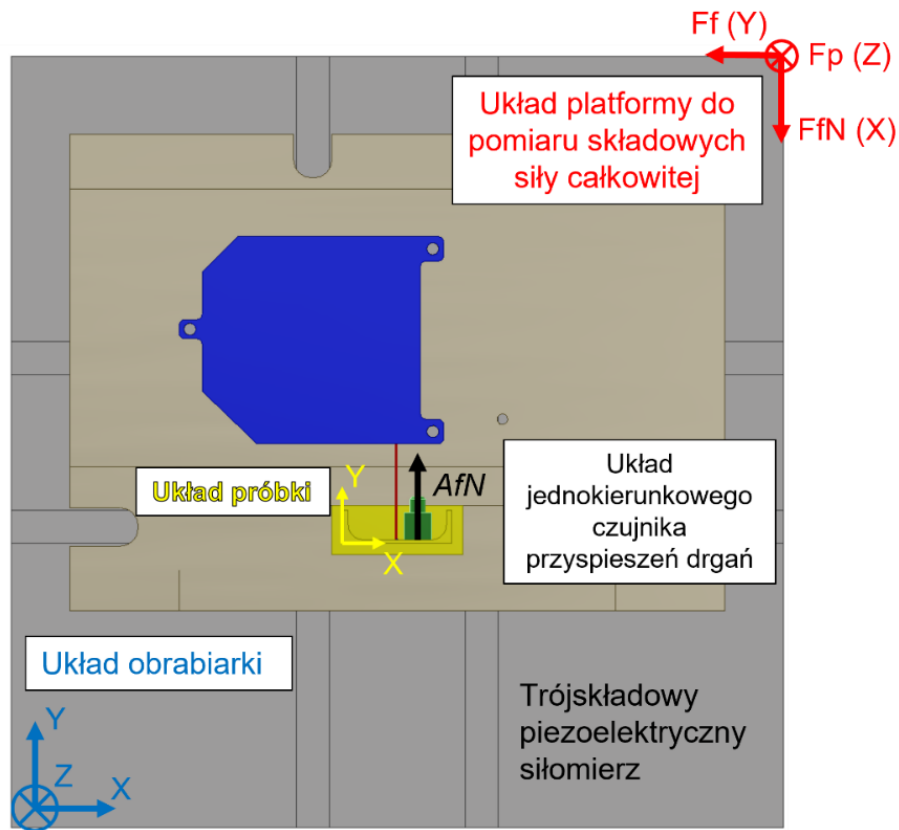
Dokładność wykonania próbek po obróbce pod kątem jakości powierzchni oraz dokładności geometrycznej zmierzono w identyczny sposób jak w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej (rys. 3.15 - 3.17).



Rys. 3.22. Model stanowiska pomiarowego elementów cienkościennych podczas frezowania w zakresie obróbki HSM



Rys. 3.23. Schemat pomiaru mierzonych wielkości podczas frezowania w zakresie obróbki HSM



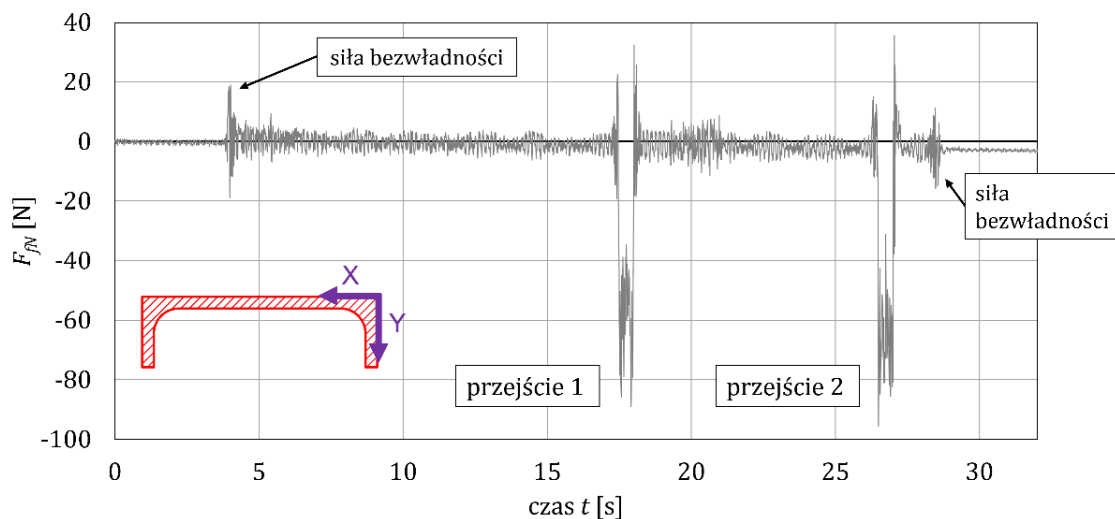
Rys. 3.24. Kierunki pomiaru zastosowanych układów w badaniach w zakresie obróbki HSM

4. BADANIA W ZAKRESIE OBRÓBKİ KONWENCJONALNEJ

4.1. Analiza składowych siły całkowitej w zakresie obróbki konwencjonalnej

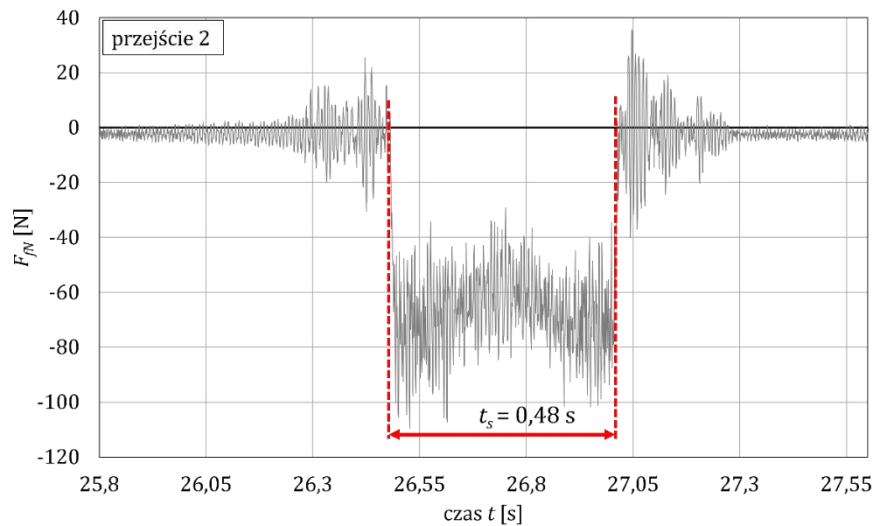
Rozdział ten przedstawia wyniki pomiaru składowych siły całkowitej podczas frezowania. Celem pomiaru było sprawdzenie wpływu zmiany współczynnika H/L oraz sposobu frezowania na wartości tych składowych. Zastosowana platforma pomiarowa pozwala na pomiar składowych w trzech kierunkach (rys. 3.12). W rozpatrywanym układzie najważniejsze składowe to siła posuwowa F_f oraz posuwowa normalna F_{fN} . Ta druga ma kierunek prostopadły do frezowanej ścianki więc w największym stopniu powinna wpływać na powstające przemieszczenia.

Przykładowy przebieg czasowy pomiaru składowej posuwowej normalnej F_{fN} przedstawiono na rysunku 4.1. Zaznaczono przejście pierwsze oraz drugie. Zakłócenia na początku oraz końcu przebiegu spowodowane są siłą bezwładności siłomierza piezoelektrycznego o masie ok. 65 kg. Spowodowane są ruszaniem i wyhamowywaniem stołu obrabiarki podczas szybkich ruchów jałowych.



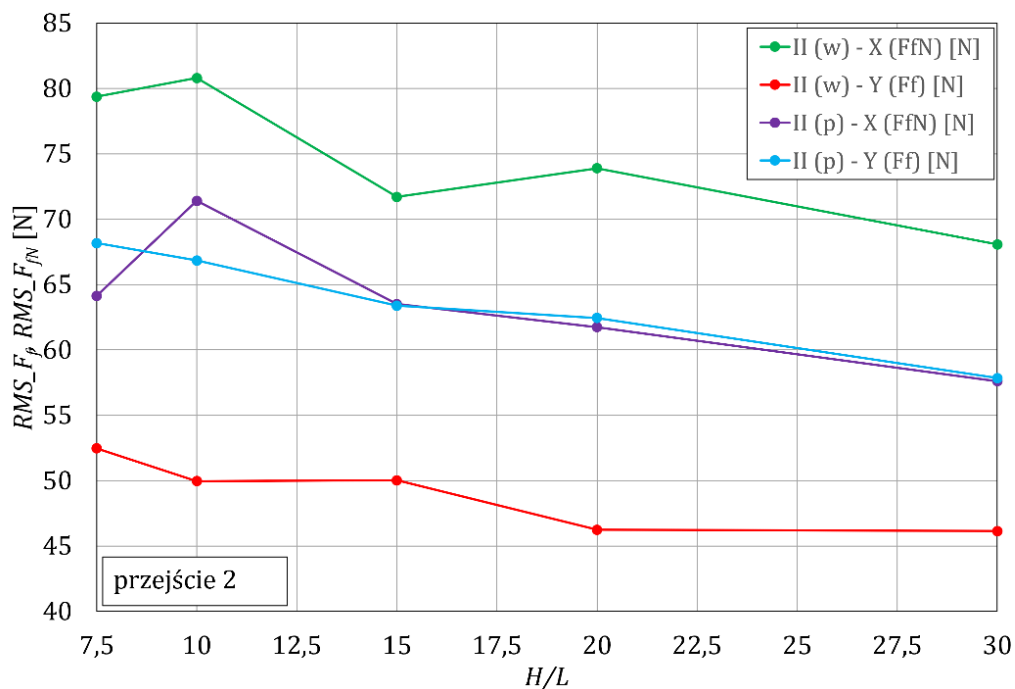
Rys. 4.1. Przebieg czasowy składowej posuwowej normalnej F_{fN} siły całkowitej dla próbki P6S1 ($H/L = 30$)

Na rysunku 4.2 przedstawiono czas tylko pierwszego przejścia frezu, gdzie zaznaczono czas skrawania $t_s = 0,48$ s. Kierunek działania składowej posuwowej normalnej F_{fN} jest ujemny, w układzie próbki jest to kierunek Y+. Zrezygnowano z przedstawiania wyników składowej odporowej F_p z powodu jej niewielkiego wpływu na odkształcenia próbki. Ze zmierzonych sygnałów składowych siły całkowitej wyznaczono wartości skuteczne RMS w czasie skrawania z wykorzystaniem oprogramowania Analizator.



Rys. 4.2. Przebieg czasowy składowej posuwowej normalnej F_{fN} siły całkowitej w czasie pierwszego przejścia dla próbki P6S1 ($H/L = 30$)

Rysunek 4.3 przedstawia zestawienie wartości RMS ze składowej posuwowej (RMS_{F_f}) oraz posuwowej normalnej ($RMS_{F_{fN}}$) dla frezowania współbieżnego oraz przeciwbieżnego w stosunku do współczynnika H/L . Wyniki są wartościami średnimi z minimum trzech powtórzeń. Przedstawiono wyniki dla drugiego przejścia, czyli ostatniego kontaktu narzędzia z badaną powierzchnią. Widoczny jest spadek wartości składowych wraz ze spadkiem grubości ścianek (czyli wzrostem współczynnika H/L).



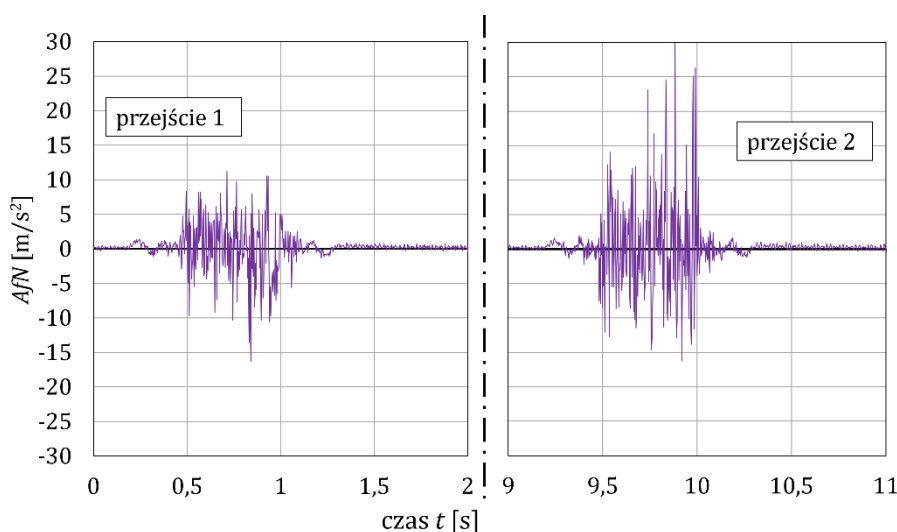
Rys. 4.3. Zestawienie wyników RMS składowych F_f oraz F_{fN} w stosunku do współczynnika H/L

Efekt ten został już zauważony w badaniach własnych poświęconych frezowaniu elementów cienkościennych [43, 44]. Powodem tego jest wzrost odkształceń frezowanych próbek wraz ze wzrostem współczynnika H/L , a co za tym idzie spadek założonej

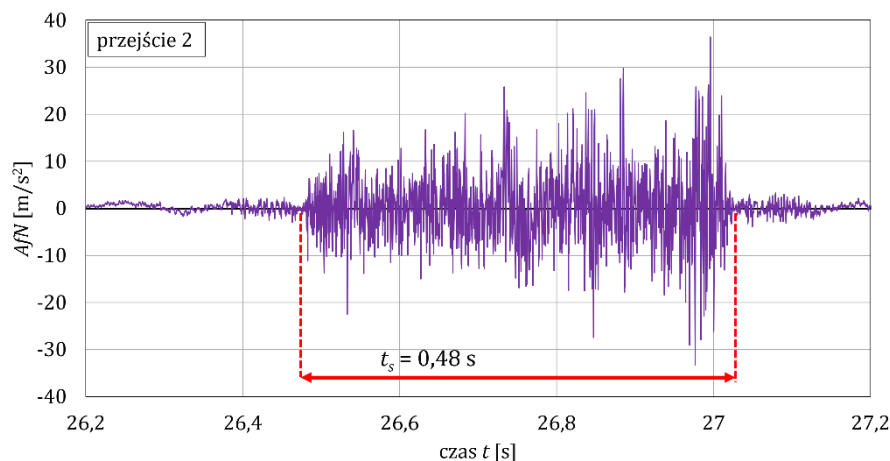
promieniowej głębokości skrawania a_e . Maksymalną wartość osiąga składowa posuwowa normalna $RMS_{A_{fN}} = 81$ N dla frezowania współbieżnego przy współczynniku $H/L = 10$ (ścianka o grubości 1,5 mm). Wartość ta spada do $RMS_{A_{fN}} = 68$ N dla współczynnika $H/L = 30$.

4.2. Analiza drgań w zakresie obróbki konwencjonalnej

Przykładowy przebieg z pomiaru drgań w kierunku A_{fN} przedstawiono na rysunku 4.4. Na przebiegu zaznaczono przejście pierwsze oraz drugie. Podczas przejścia drugiego frezu zarejestrowano wzrost amplitud drgań. Z kolei rysunek 4.5 przedstawia samo przejście drugie, na którym zaznaczono czas skrawania t_s . Podobnie jak w przypadku składowych siły całkowitej jako miarę porównawczą, którą uzyskano z przebiegów w zakresie skrawania jest wartość skuteczna RMS.



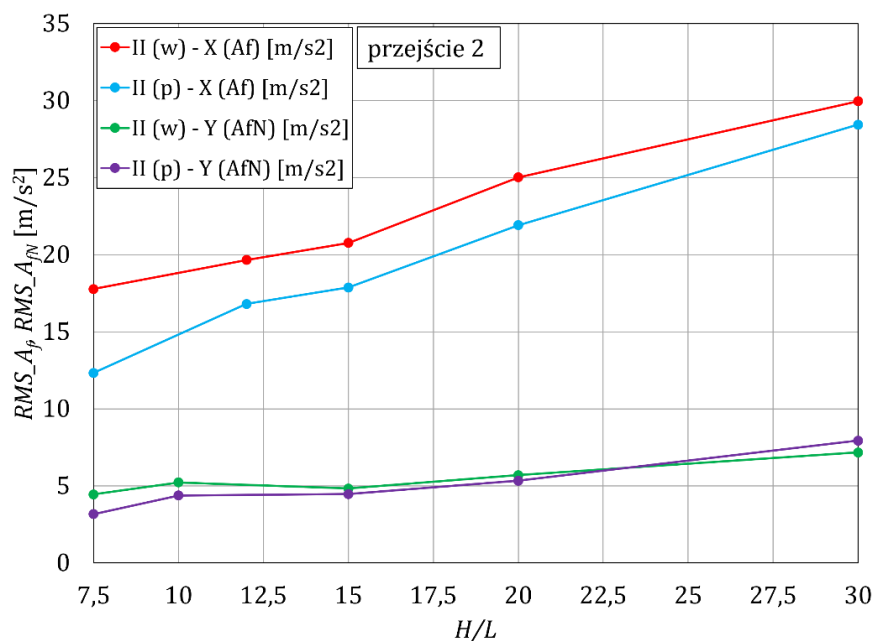
Rys. 4.4. Przebieg czasowy drgań w kierunku posuwowym normalnym A_{fN} dla próbki P6S1 ($H/L = 30$)



Rys. 4.5. Przebieg czasowy składowej posuwowej normalnej drgań A_{fN} podczas pierwszego przejścia dla próbki P6S1 ($H/L = 30$)

Wyniki drgań z kierunku posuwowym RMS_{A_f} oraz posuwowym normalnym $RMS_{A_{fN}}$ podczas drugiego przejścia frezu ze wszystkich zbadanych próbek przedstawiono na rysunku 4.6. Zauważalna jest tendencja odwrotna niż w przypadku składowych siły

całkowitej. Wraz ze wzrostem współczynnika H/L wartości RMS drgań rosną w obu kierunkach, kierunek posuwowy A_f jest bardziej czuły na zmiany. Powodem tego jest spadek sztywności próbek co skutkuje wzrostem ich podatności na drgania. Maksymalne zarejestrowane wartości drgań nie przekraczają 30 m/s^2 . Oceniając wpływ sposobu frezowania na wartości drgań można dojść do wniosku, że frezowanie przeciwbieżne cechuje się w niewielkim stopniu mniejszymi drganiami w kierunku posuwowym A_f . W kierunku posuwowym normalnym A_{fN} wartości są do siebie zbliżone.



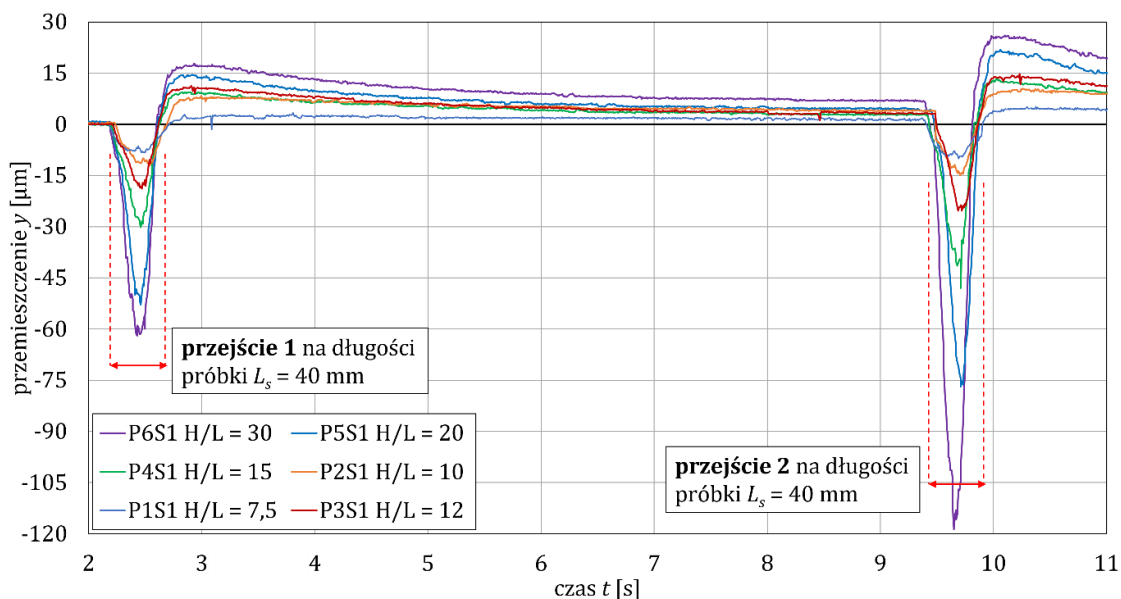
Rys. 4.6. Zestawienie wyników RMS składowych A_f oraz A_{fN} w stosunku do współczynnika H/L

4.3. Klasyfikacja odkształceń podczas frezowania elementów cienkościennych

Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej polegały na klasyfikacji odkształceń powstających podczas frezowania elementów cienkościennych w zakresie obróbki dokładnej. Zbadano wpływ sposobu frezowania na dokładność wykonania próbek porównując efekty frezowania współbieżnego oraz przeciwbieżnego. Badania przeprowadzono zgodnie z przedstawioną wcześniej tabelą 3.4.

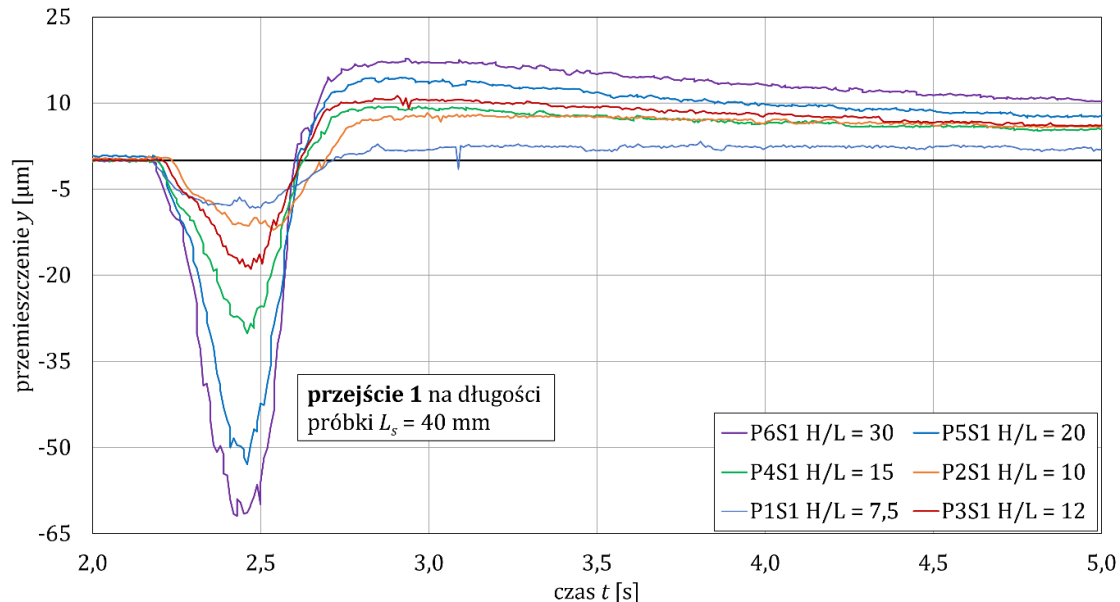
Na rysunku 4.7 przedstawiono zestawienie przemieszczeń y w czasie wybranych próbek P1-P6 frezowanych współbieżnie. Zauważalne jest przemieszczenie ścianki spowodowane pierwszym ($2,20 \div 2,60 \text{ s}$) oraz drugim przejściem ($9,45 \div 9,85 \text{ s}$) frezu.

Podczas drugiego przejścia przemieszczenia ścianki są zauważalnie większe. Jest to spowodowane zmniejszeniem sztywności próbki po pierwszym przejściu w wyniku zmniejszenia się jej grubości. Potwierdza to prawidłowość wyników pomiaru drgań oraz składowych siły całkowitej przedstawiane w poprzednich podrozdziałach. Po drugim przejściu próbka osiąga zakładaną grubość (zgodnie z tabelą 3.1). Zarejestrowane przemieszczenia y wybranych próbek mieszczą się w zakresie $+30$ do $-120 \mu\text{m}$.

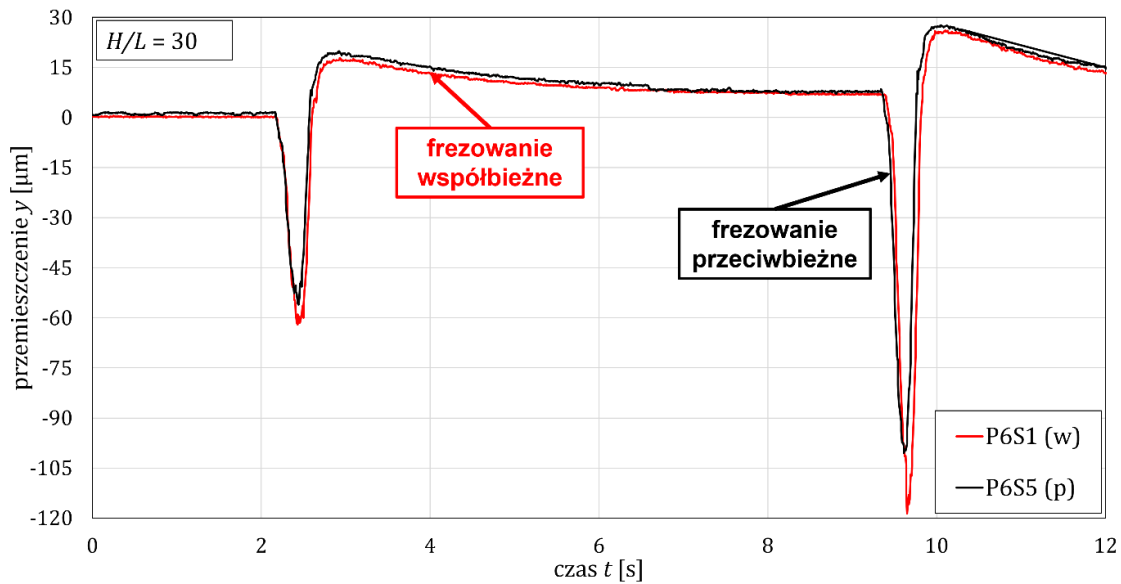


Rys. 4.7. Przebiegi czasowe przemieszczeń dla próbek P1(w) - P6(w), frezowanie współbieżne

Przebieg czasowy tylko pierwszego przejścia próbek przedstawiono na rysunku 4.8. Wraz ze wzrostem współczynnika H/L (czyli spadkiem grubości) przemieszczenia rosną w obu kierunkach. Porównanie frezowania współbieżnego z przeciwbieżnym przedstawiono na rysunku 4.9. Widoczna jest niewielka różnica w sposobie frezowania na przebieg przemieszczeń. Próbką frezowaną przeciwbieżnie (p) charakteryzowała się mniejszymi wartościami przemieszczeń.

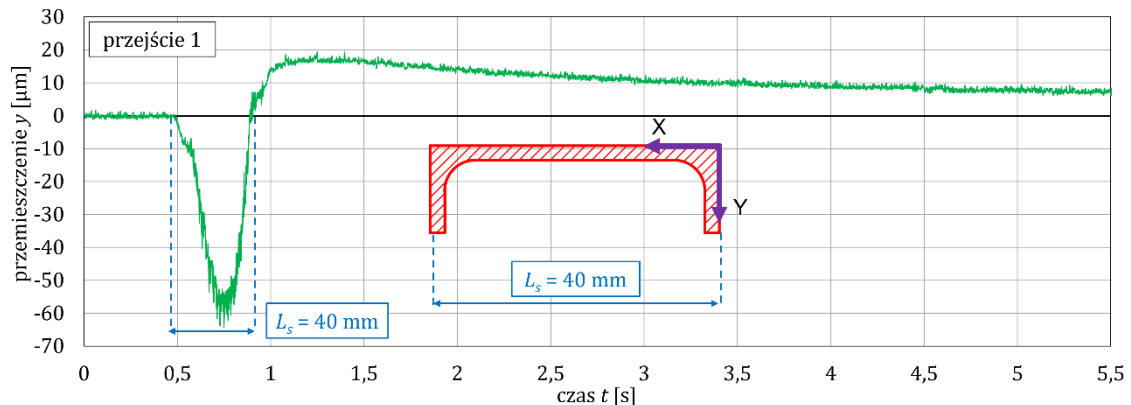


Rys. 4.8. Przebiegi czasowe przemieszczeń dla próbek P1(w) - P6(w), frezowanie współbieżne, czas pierwszego przejścia frezu



Rys. 4.9. Przebiegi czasowe przemieszczeń dla próbek o współczynniku $H/L = 30$, frezowanych: współbieżnie P6S1(w) i przeciwbieżnie P6S5 (p)

Na rysunku 4.10 przedstawiono przebieg czasowy przemieszczenia próbki P6S1 (frezowanie współbieżne, $H/L = 30$). Na wykresie zamieszczono model próbki z oznaczeniem jej układu współrzędnych. Układ ten był stosowany także podczas pomiaru dokładności wykonania na maszynie współrzędnościowej.



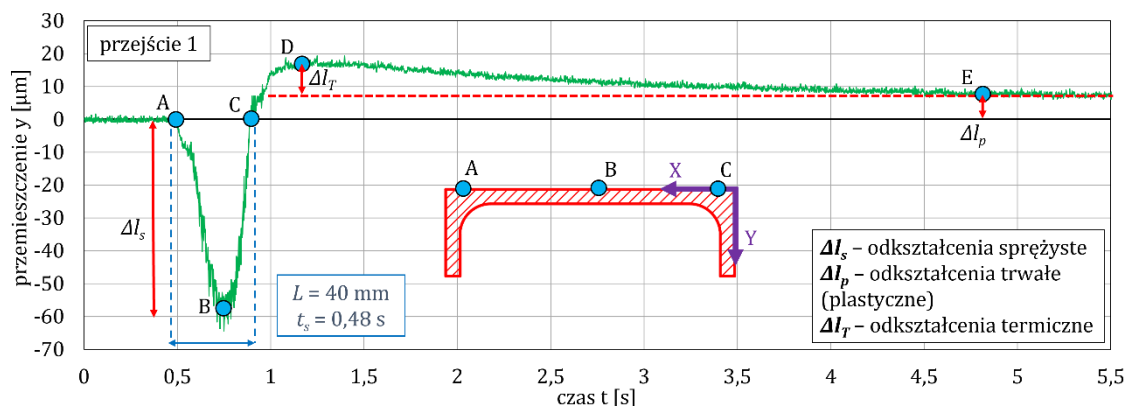
Rys. 4.10. Przebieg czasowy przemieszczenia dla próbki P6S1 ($H/L = 30$); pierwsze przejście frezu

Kolejny rysunek 4.11, przedstawia dodatkowo punkty przebiegu, w których zachodzą istotne zmiany (punkty A-E). Na jego podstawie dokonano analizy oraz klasyfikacji zarejestrowanych przemieszczeń. Punkty A, B i C naniesiono na model próbki.

Cały przebieg przemieszczeń podzielono na odcinki. W punkcie A zarejestrowano pierwsze przemieszczenia, a sam proces frezowania rozpoczął się wcześniej. Na osi czasu odcinek AC trwa nieco krócej niż czas skrawania $t_s = 0,48 \text{ s}$. Jest to spowodowane uźbrowaniami na początku oraz końcu próbki, są to miejsca o znacząco większej sztywności przez co czujnik nie zarejestrował żadnych odkształceń kiedy frez wykonywał obróbkę w tych miejscach.

W wyniku oddziaływania składowych siły całkowitej na ściankę ulega ona odgięciu w kierunku Y+, czyli jest odchylana od narzędzia. Maksymalna wartość odkształcenia

w tym odcinku (czyli odległość AC) to $y = 62 \mu\text{m}$. Przypada ona na środku odcinka AC czyli w miejscu o najmniejszej sztywności próbki. Charakter odkształcenia oraz fakt, że po przejściu frezu widoczny jest powrót do pozycji zerowej daje możliwość zidentyfikowania tych odkształceń jako sprężystych Δl_s .



Rys. 4.11. Przebieg czasowy przemieszczenia dla próbki P6S1 ($H/L = 30$); pierwsze przejście frezu

Odcinek CDE który przebiega w kierunku Y- został rozpoznany jako reakcja ścianki na wcześniejsze odkształcenie oraz sam proces frezowania. Maksymalna wartość to $y = 17,6 \mu\text{m}$ (odcinek CD). Całość możemy podzielić na dwa etapy. Ważnym aspektem jest tutaj czas, w którym element cienkościenny powraca do stanu stabilności – odcinek DE, trwa to 3,6 s. Odcinek ten określono jako powrót do stanu stabilnego. Kolejno należy zwrócić uwagę, że występuje różnica pomiędzy pozycją ścianki przed frezowaniem i po frezowaniu, oznacza powstanie odkształceń plastycznych (trwałych) Δl_p elementu obrabianego. Plamka lasera była skierowana po przeciwnej stronie próbki niż frezowania powierzchnia. Wartość tej deformacji po pierwszym przejściu w tym przypadku wynosi $\Delta l_p = 7,1 \mu\text{m}$ (odcinek AE mierząc w osi Y-). Wielkość odkształceń trwałych podczas pierwszego jak i drugiego przejścia frezu mieści się w zakresie $\Delta l_p = 1 \div 12 \mu\text{m}$ badanych próbek.

Wspomniany czas 3,6 s powrotu do stanu stabilnego sugeruje, że nie mogą to być odkształcenia sprężyste. W wyniku frezowania temperatura próbki się zwiększyła, co mogło spowodować odkształcenia termiczne Δl_T związane z rozszerzalnością cieplną materiału. Czas wynoszący 3,6 s mógł być potrzebny na wychłodzenie i powrót do stanu przed obróbką. Potwierdzenie przypuszczeń na temat identyfikacji tego odkształcenia rozwiązano w dalszej części pracy.

Należy zwrócić uwagę, że przedstawiony pomiar przemieszczeń był realizowany od wewnętrznej strony elementu cienkościennego, czyli po przeciwnej stronie niż frezowana powierzchnia w zakresie obróbki dokładnej. Analiza dokładności wykonania powierzchni frezowanej (chropowatość, prostoliniowość, płaskość oraz grubość) przeprowadzona została w kolejnych punktach rozdziału.

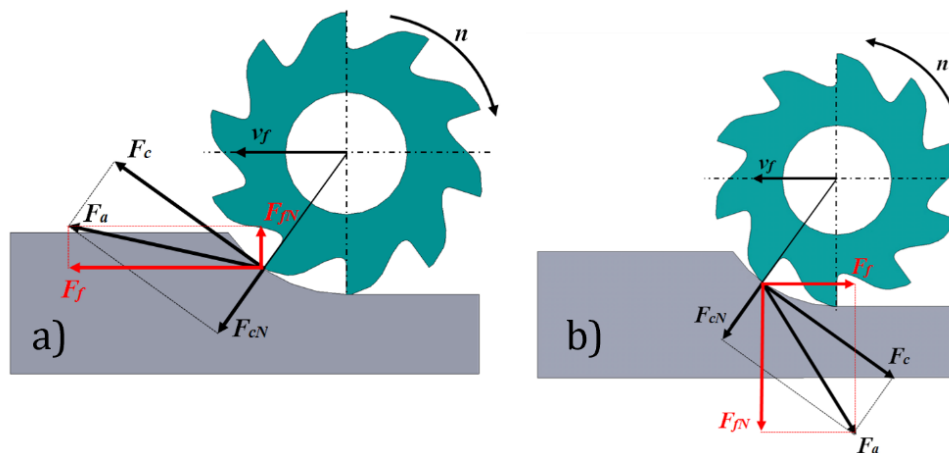
W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej najbardziej charakterystycznym elementem przebiegu przemieszczeń jest odcinek AB (rys. 4.11), czyli odkształcenia sprężyste Δl_s spowodowane procesem skrawania. W dalszej części badań te odkształcenia

posłużyły jako wskaźnik porównawczy. Sposób ich odczytu został przedstawiony w metodyce badań z zakresu obróbki konwencjonalnej (rys. 3.18).

4.4. Analiza wpływu sposobu frezowania na odkształcenia

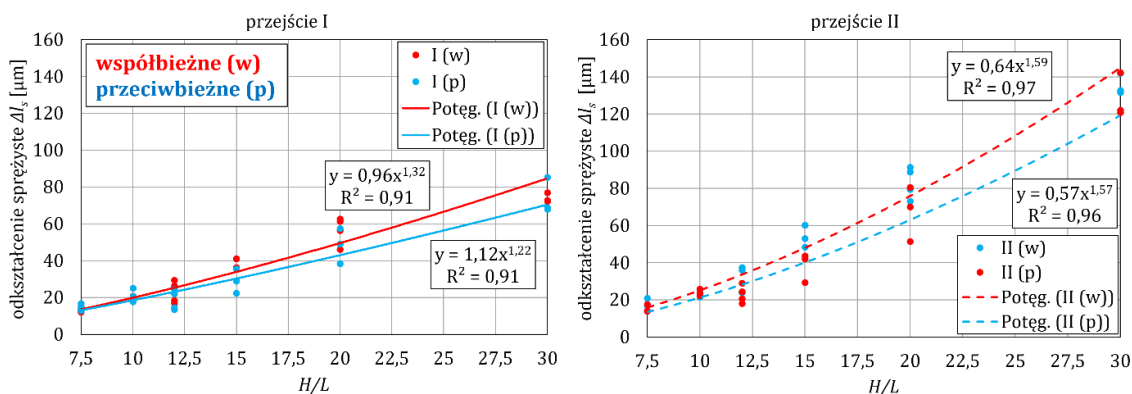
Siła całkowita F jest to siła wytworzona przez oddziaływanie ostrza narzędzia na przedmiot obrabiany. Składowe siły całkowitej mogą być określane przez rzutowanie prostokątne tej siły wzdłuż kierunków różnych ruchów i kierunków do nich prostopadłych.

Rozkład siły całkowitej podczas frezowania współbieżnego i przeciwbieżnego przedstawiono na rysunku 4.12. Podczas frezowania przeciwbieżnego składowa posuwowa normalna F_{fN} skierowana jest od materiału obrabianego (w stronę przeciwną). Może to mieć kluczowe znaczenie przy doborze sposobu frezowania elementów cienkościennych, których dokładność geometryczna wykonania w dużym stopniu zależy od wielkości sił jakie na nie działają podczas obróbki. W pozycji [6] również wyszczególniono frezowanie przeciwbieżne jako mogące sprzyjać zmniejszeniu odkształceń elementów cienkościennych.



Rys. 4.12. Rozkład składowych siły całkowitej podczas frezowania: a) przeciwbieżnego, b) współbieżnego; gdzie: F_a – siła czynna, F_f – siła posuwowa, F_{fN} – siła posuwowa normalna, F_c – siła skrawania, F_{cN} – siła skrawania normalna

Jak opisywano wcześniej, jako wskaźnik porównawczy obu sposobów frezowania posłużyły odkształcenia sprężyste odcinka AB, Δl_s (rys. 4.11). Czynnikiem zmiennym oprócz sposobu frezowania, był również współczynnik H/L próbek. Wyniki wartości odkształceń poszczególnych próbek oraz ich regresję nieliniową przedstawiono na rysunku 4.13. Zarówno w pierwszym, jak i drugim przejściu, mniejsze odkształcenia zmierzono dla próbek frezowanych przeciwbieżnie. Na rysunku naniesiono równania regresji wraz ze współczynnikami determinacji. Ich wartości wynoszą powyżej 0,9 w każdym przypadku. Analizując wyniki średnie odkształceń sprężystych Δl_s dla frezowania przeciwbieżnego są one niższe w zakresie 5÷20% w stosunku do frezowania współbieżnego.



Rys. 4.13. Odształcenia sprężyste Δl_s próbek frezowanych współbieżnie i przeciwbieżnie

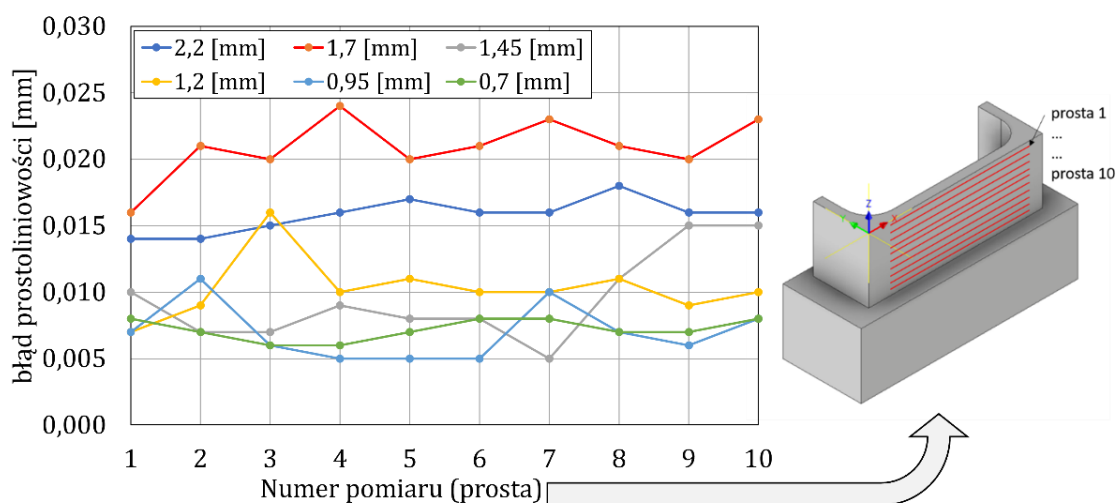
Widoczny jest prawie dwukrotny wzrost odkształceń podczas przejścia drugiego frezu w porównaniu do przejścia pierwszego, co spowodowane jest spadkiem sztywności elementu obrabianego. Zjawisko to opisano w badaniach własnych [43, 44]. Maksymalne wartości odkształceń dla drugiego przejścia przekraczają $\Delta l_s = 140 \mu\text{m}$.

4.5. Dokładność wykonania próbek

4.5.1. Dokładność wykonania po obróbce zgrubnej

Strategia obróbki zgrubnej została dobrana na podstawie przeglądu literatury. Celem tego podrozdziału jest sprawdzenie poprawności wyboru strategii obróbki zgrubnej poprzez pomiar dokładności wykonania z wykorzystaniem wybranych wskaźników.

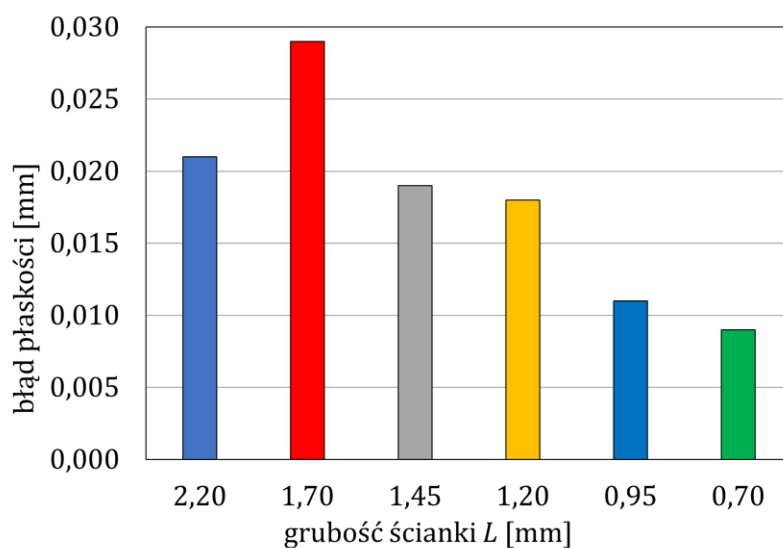
Dokładność wykonania próbek po obróbce zgrubnej przedstawiają wyniki błęd prostoliniowości oraz płaskości. Próbki te miały posłużyć do dalszych badań w zakresie obróbki dokładnej i zakresie współczynnika H/L 7,5÷30. Legendy na omawianych rysunkach oznaczają grubość badanej próbki, zgodnie z tabelą 3.1. Rysunek 4.14 przedstawia porównanie prostoliniowości próbek.



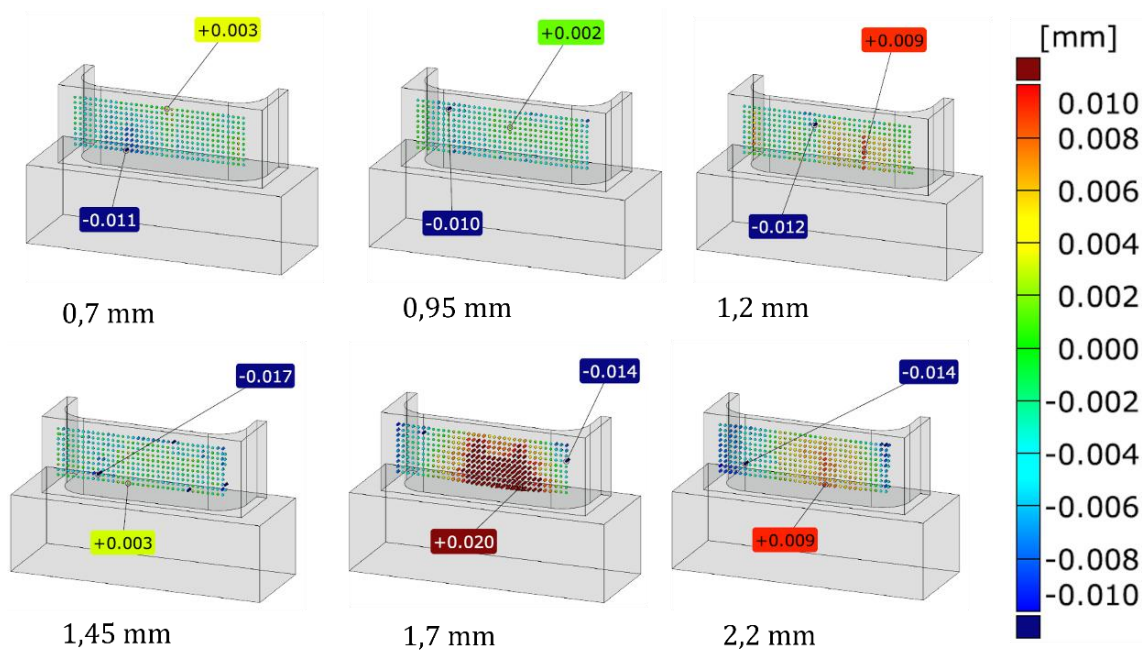
Rys. 4.14. Błędy prostoliniowości próbek po obróbce zgrubnej

We wszystkich próbkach można zauważyć, że na wysokości ścianki H wartości prostoliniowości utrzymują się na stałym poziomie. Próbki o grubościach 0,7; 0,95; 1,2 oraz 1,45 mm wykonano uzyskując błąd prostoliniowości poniżej 0,015 mm, a dwie pozostałe o grubości 1,7 mm oraz 2,2 mm poniżej 0,025 mm.

Na kolejnym rysunku 4.15 porównano błędy płaskości uzyskując zbliżone rezultaty. Maksymalny błąd płaskości nie przekracza 0,03 mm. Rysunek 4.16 przedstawia błędy płaskości naniesione na modele próbek. Próbką o grubości 1,7 mm jako jedyną charakteryzuje się największym błędem skupionym w środkowej jej części u dołu ścianki. Uzyskane wyniki są zadowalające, a wartości błędu wykonania w zakresie 5-25 μm można uznać za spełnienie jednego z początkowych celów przy doborze obróbki zgrubnej próbek.

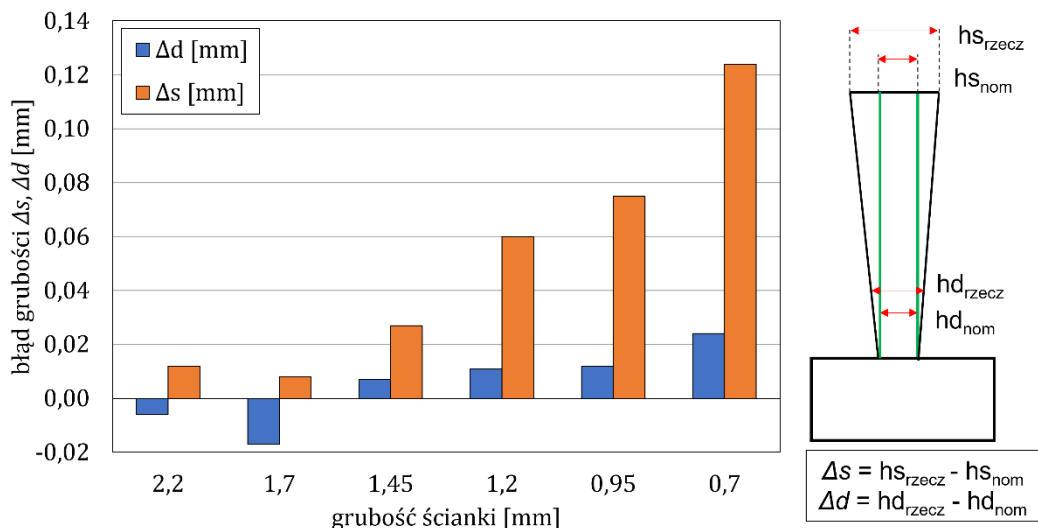


Rys. 4.15. Błędy płaskości próbek po obróbce zgrubnej



Rys. 4.16. Zestawienie graficzne błędów płaskości próbek po obróbce zgrubnej

Kolejnym wyznacznikiem dokładności wykonania próbek był błąd grubości. Pomiaru dokonano na 10 wysokościach. Na rysunku 4.17 przedstawiono różnicę grubości próbek po obróbce zgrubnej na dnie ścianki (Δd) oraz szczycie (Δs) w stosunku do wartości nominalnych dla badanego zakresu H/L .



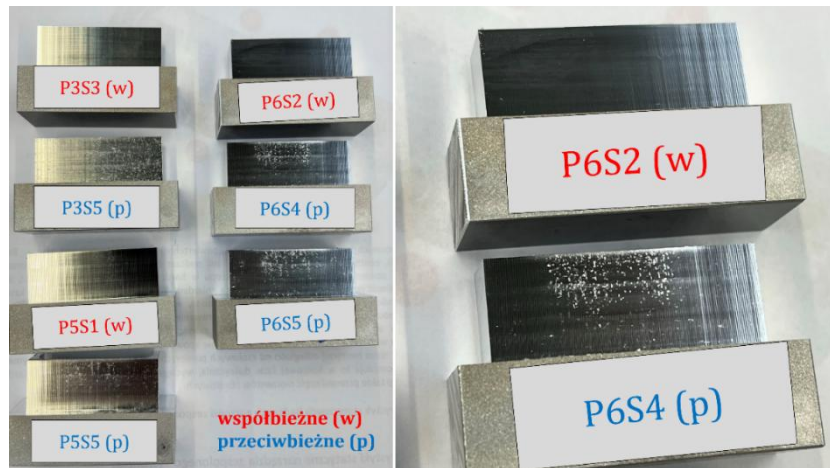
Rys. 4.17. Błędy grubości próbek po obróbce zgrubnej

W odróżnieniu od wyników błędu płaskości oraz prostoliniowości w tym przypadku uzyskane wartości błędu grubości na szczycie ścianki przekraczają $\Delta s = 0,10$ mm dla próbki o wartości współczynnika $H/L = 30$. Wskazuje to, że wskaźnik dokładności wykonania, jakim jest grubość ścianki po obróbce w dalszych badaniach nie może być brany pod uwagę z taką samą wagą jak błędy płaskości i prostoliniowości. Wskaźnik Δd osiąga maksymalną wartość $\Delta d = 0,024$ mm przy współczynniku $H/L = 30$, a dla wartości współczynnika mniejszej niż $H/L = 20$ jest to poniżej $\Delta d = 0,02$ mm. Odmienne charakter przedstawiają wartości Δs , przekraczając $\Delta s = 0,12$ mm dla współczynnika $H/L = 30$. Błąd uzyskanej grubości ścianki na szczycie jest ponad pięciokrotnie większy niż dla jej dna. Taką zależność zauważono we wcześniejszych badaniach własnych, jej przyczyną jest wzrost podatności na odkształcenia wraz ze wzrostem odległości badanego punktu od dna ścianki.

Wybrana strategia obróbki zgrubnej próbek zapewniła błędy płaskości oraz prostoliniowości poniżej 0,03 mm. Wybrano błąd płaskości oraz prostoliniowości jako główne wskaźniki dokładności do badań po obróbce dokładnej. Błąd grubości wybrano jako wskaźnik pomocniczy.

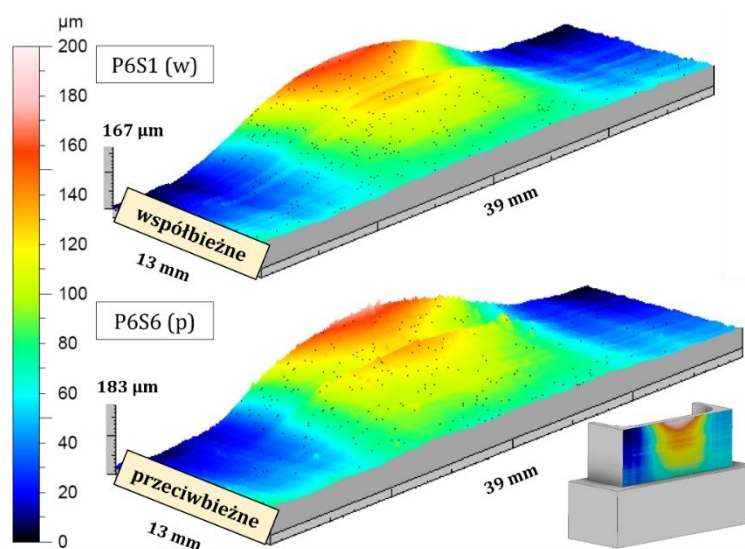
4.5.2. Dokładność wykonania po obróbce dokładnej

Na rysunku 4.18 przedstawiono zdjęcia przykładowych próbek frezowanych współbieżnie oraz przeciwbieżnie. Widoczna jest różnica pomiędzy powierzchniami uzyskanymi różnymi sposobami frezowania. Na próbkach wykonanych przeciwbieżnie widoczne są powierzchniowe wady wykonania znajdujące się w środkowej części ścianki.



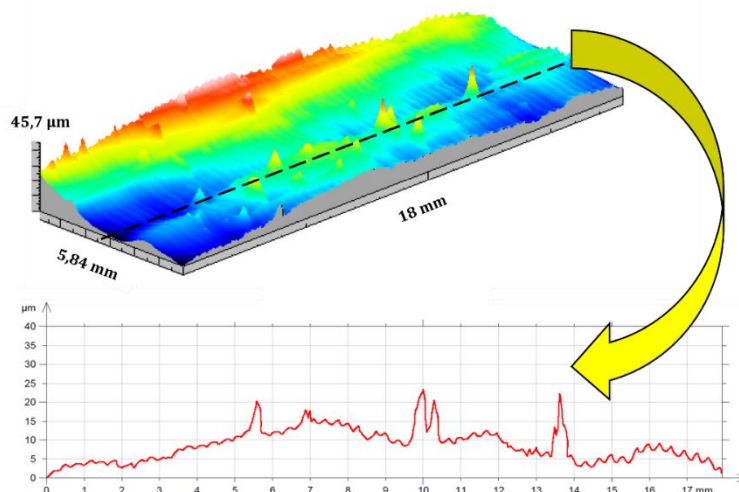
Rys. 4.18. Zdjęcia przykładowych próbek

W celu dokładnego zbadania powstałych różnic wykonano badania topografii powierzchni próbek P6S1 i P6S6 ($H/L = 30$). Wyniki zaprezentowano na rysunku 4.19. Opisane wady powstałe na powierzchni próbek po frezowaniu przeciwbieżnym są niewielkimi fragmentami materiału obrabianego, które przywarły do powierzchni. Powodem tego może być kinematyka frezowania przeciwbieżnego, w którym ostrze skrawa warstwę materiału zaczynając od jej minimalnej grubości. Materiał rozpoczyna być usuwany po przekroczeniu minimalnej grubości warstwy skrawanej h_{min} . Sposób ten generuje większe tarcie powierzchni przyłożenia frezu o materiał, co może powodować pogorszenie jakości powierzchni. Niedoskonałości na powierzchni powstały głównie w środkowej części ścianki, czyli najbardziej podatnego obszaru na powstanie odkształceń oraz drgań.



Rys. 4.19. Topografia próbek P6S1 (frezowanie współbieżne) i P6S6 (frezowanie przeciwbieżne), $H/L = 30$

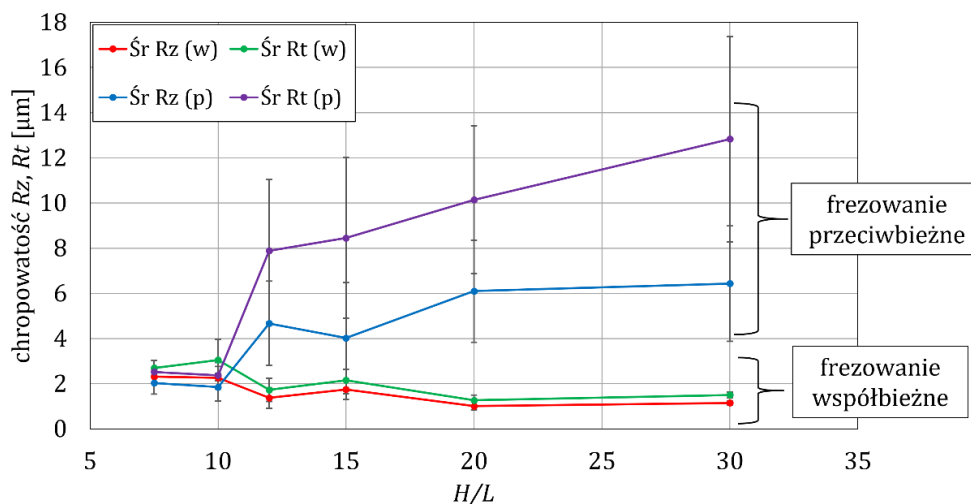
W celu jeszcze lepszego zobrazowania wad powstałych na powierzchni próbek frezowanych przeciwbieżnie na rysunku 4.20 przedstawiono wycinek topografii próbki P4S5 wraz z wybranym profilem chropowatości ($H/L = 15$).



Rys. 4.20. Topografia próbki P4S5 ($H/L = 15$), wady powierzchniowe próbki przedstawione na profilogramie

Badania topografii powierzchni pozwoliły na zrozumienie różnic widocznych nieuzbrojonym okiem na próbkach frezowanych różnymi sposobami. Dodatkowo widoczny jest na nich kształt uzyskany po frezowaniu (rys. 4.19). W środkowej części elementu cienkościennego niezależnie od sposobu obróbki widoczna jest wypukłość.

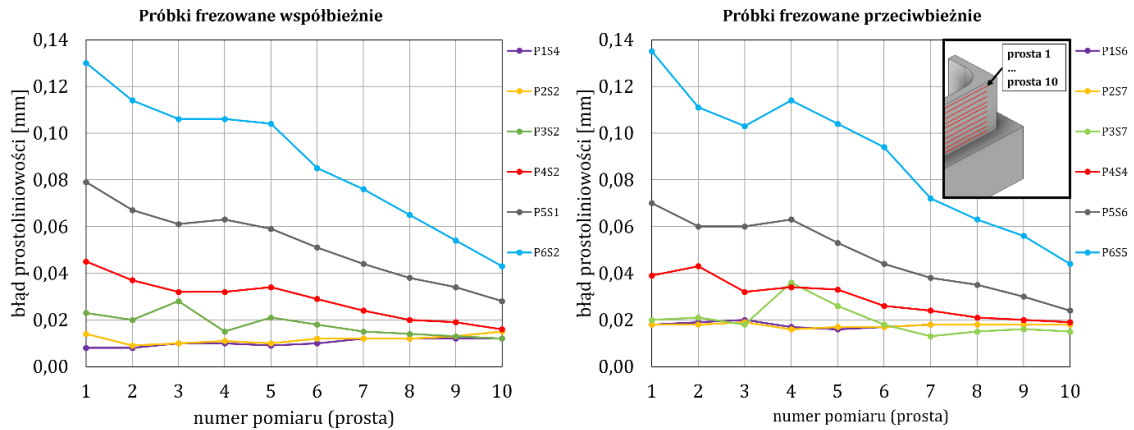
Kolejny rysunek 4.21 przedstawia porównanie chropowatości powierzchni próbek (parametr R_z i R_t) w stosunku do współczynnika H/L . Wyniki przedstawiają pomiary zrealizowane 1 mm od szczytu ścianki w środkowej jej części.



Rys. 4.21. Chropowatość próbek, parametr R_z i R_t

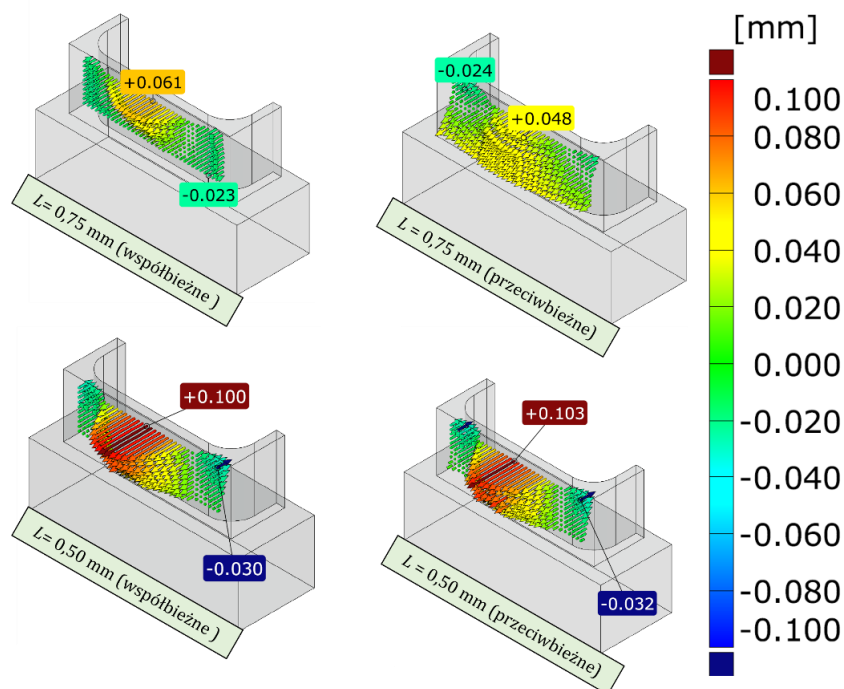
Na wykresach zaznaczono odchylenie standardowe od średniej. Wartości parametrów chropowatości dla próbek frezowanych przeciwbieżnie są znacznie większe w stosunku do tych obrabianych współbieżnie. Igła pomiarowa profilografometru natrafiając na wspomniane wady powierzchni (rys. 4.18) rejestrowała nagły wzrost profilu chropowatości. Brak wad powierzchni na próbkach frezowanych współbieżnie spowodował uzyskanie chropowatości na stałym poziomie wraz ze wzrostem współczynnika H/L , wartości parametrów nie przekroczyły $3 \mu m$.

Błędy prostoliniowości próbek przedstawiono na rysunku 4.22. Dla każdej wartości współczynnika H/L wybrano jedną próbkę. W obu sposobach frezowania widoczny jest trend, którego cechą jest nagły wzrost błędu, w szczególności w pomiarach 1-5 (tych najbliższych szczytu ścianki). Dla próbek P5 i P6 czyli powyżej współczynnika $H/L = 20$ brak zauważalnej różnicy pomiędzy frezowaniem współbieżnym a przeciwbieżnym.



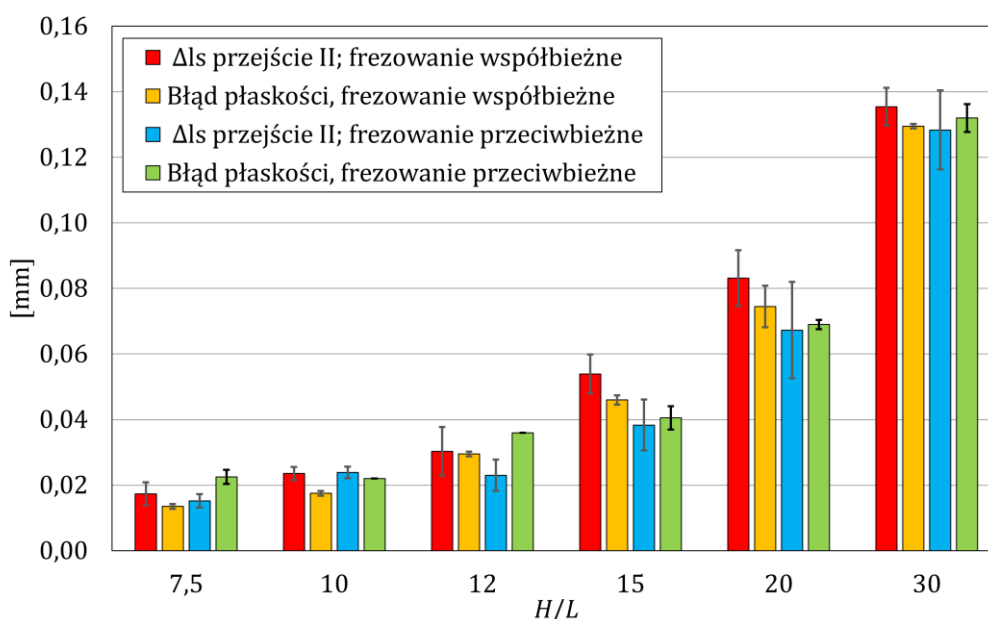
Rys. 4.22. Błędy prostoliniowości próbek frezowanych w zakresie obróbki dokładnej

Płaskość próbek o zakresie współczynnika $H/L = 20 \div 30$ przedstawiono na rysunku 4.23. Trend widoczny na obrazach topografii powierzchni potwierdzony został w wynikach pomiaru płaskości. W środkowej części próbki powstała wypukłość spowodowana utratą kontroli nad grubością skrawanej warstwy. Na podstawie przedstawionych wyników można stwierdzić, że najbardziej podatnym na odkształcenia obszarem badanej próbki jest jej środkowa część.



Rys. 4.23. Błędy płaskości próbek frezowanych w zakresie obróbki dokładnej

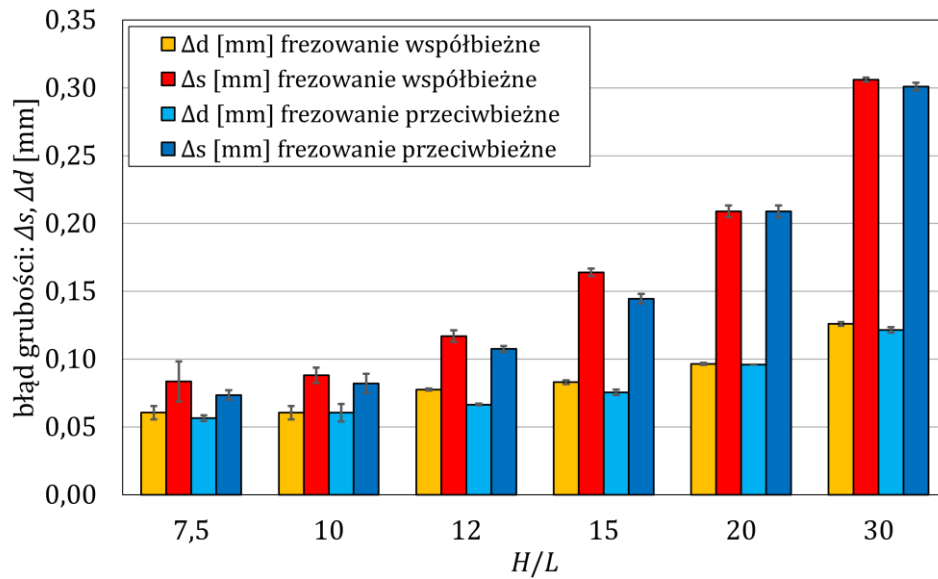
Zauważono korelację pomiędzy odkształceniami sprężystymi Δl_s powstałymi podczas drugiego przejścia frezu, a błędami płaskości. Wartości odkształceń sprężystych które zarejestrowano (a skierowane były do środka elementu cienkościenne) są zbliżone do wspomnianych błędów płaskości. Wyniki przedstawiono na rysunku 4.24. W największym stopniu na dokładność uzyskanego kształtu po obróbce w zakresie badań konwencjonalnych mają odkształcenia sprężyste Δl_s . Odkształcenia termiczne Δl_T ulegają redukcji, a odkształcenia plastyczne Δl_p są 10-krotnie mniejsze niż te sprężyste.



Rys. 4.24. Porównanie błędu płaskości do odkształceń sprężystych Δl_s próbek w pełnym badanym zakresie H/L , zaznaczono odchylenie standardowe

Tak jak w przypadku próbek po obróbce zgrubnej w tym przypadku także zmierzono grubość ścianki w środkowej jej części (rysunek 4.25). Na wynikach zaznaczono odchylenie standardowe od średniej. Zauważalny jest brak różnicy w dokładności wykonania w zależności od obranego sposobu frezowania. Powyżej współczynnika $H/L = 10$ różnica pomiędzy szczytem ścianki a jej dnem gwałtownie rośnie przekraczając 0,25 mm błędu grubości. W tym przypadku grubość ścianki na szczycie jest ok. 3,5 razy większa od tej na dnie.

Dla próbek o współczynniku $H/L = 30$ maksymalne zarejestrowane odkształcenie trwałe od wewnętrznej strony ścianki wynosiło $\Delta l_p = 12 \mu\text{m}$. Błąd płaskości w najmniej dokładnie wykonanych próbkach wynosił 140 μm . Sumarycznie jest to błąd wykonania grubości o wartości w zakresie 0,14÷0,15 mm. Wartości przedstawione na rysunku 4.25 są znacznie większe, przekraczają 0,25 mm. Ma to związek z powstałym błędem podczas obróbki zgrubnej, który przedstawiono na rysunku 4.17. Wypadkową dokładnością jest błąd grubości po obróbce zgrubnej w połączeniu z błędem po obróbce dokładnej.



Rys. 4.25. Porównanie błędu grubości próbek na dnie (Δd) oraz szczycie (Δs) w stosunku do wartości nominalnych dla frezowania współbieżnego (w) oraz przeciwbieżnego (p)

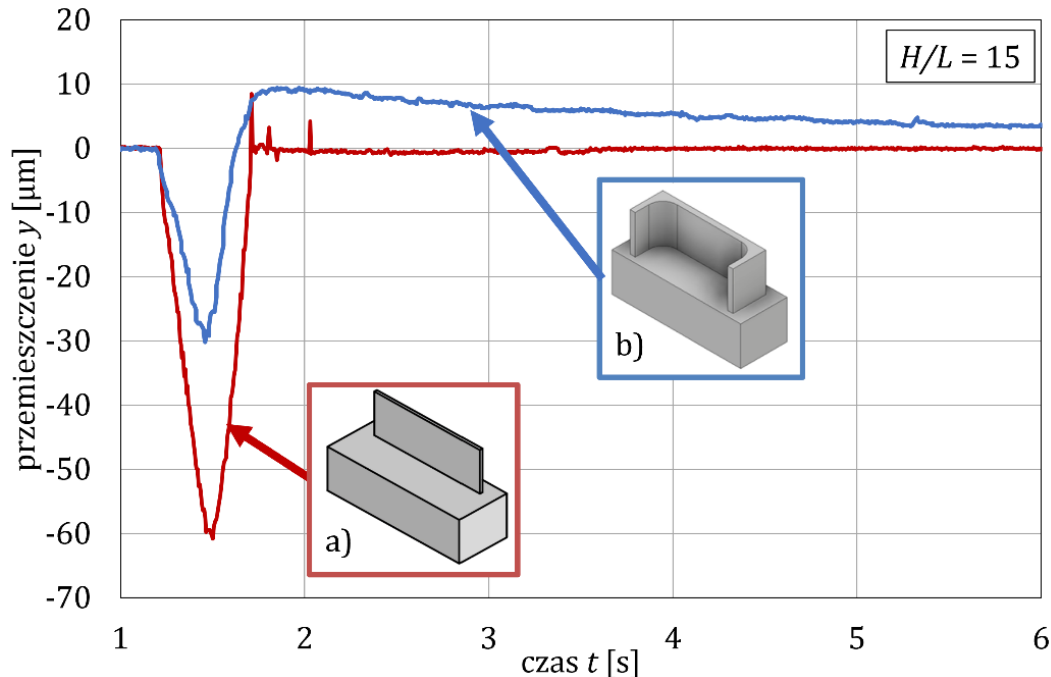
Wyniki zaprezentowane w tym podrozdziale potwierdzają informacje uzyskane z przebiegów przemieszczeń, które były analizowane w podrozdziale 4.3. Odkształcenia sprężyste dla próbek o współczynniku $H/L = 30$ wynosiły nawet $\Delta l_s = 0,14$ mm. Składowe siły skrawania powodowały ugięcie się ścianki, która była odepchnięta od narzędzia. Efektem tego było brak skrawania zadanej warstwy materiału, której grubość wynosiła $a_e = 0,1$ mm. W skrajnych przypadkach wartości odkształceń sprężystych podczas frezowania mogą doprowadzić do utraty kontaktu narzędzia (frezu) z materiałem obrabianym. Wartości zmierzonych odkształceń sprężystych Δl_s pokrywają się z uzyskanymi błędami wykonania (błąd płaskości, rys. 4.24).

Głównym czynnikiem zmiennym badanych próbek był współczynnik H/L . Jego wpływ na dokładność wykonania jest widoczny w wielu aspektach (błędy prostoliniowości, płaskości i grubości). Powyżej wartości współczynnika $H/L = 15$ widoczny jest nagły wzrost wartości wspomnianych błędów. Frezując współbieżnie uzyskiwana chropowatość powierzchni utrzymywała się na stałym poziomie wraz ze wzrostem współczynnika H/L . Spośród badanych sposobów obróbki frezowanie przeciwbieżne (pomimo mniejszych odkształceń podczas skrawania w zakresie 5÷20%) należy wykluczyć z powodu wad powierzchniowych powstałych po obróbce.

4.6. Wpływ kształtu elementu cienkościennego na odkształcenia

Elementy cienkościenne o ściankach swobodnych zostały opisane w analizie literatury. Jest to geometrycznie najbardziej uproszczony kształt spełniający definicję elementu cienkościennego. Podrozdział ten podzielono na dwa etapy. Pierwszy z nich przedstawia wyniki badań przedstawionych w zakresie rozprawy. Drugi etap to wyniki wcześniejszych badań własnych (nazwane wynikami uzupełniającymi) których efekty potwierdzają pewne przypuszczenia opisywane we wcześniejszych rozdziałach.

Badania przeprowadzono na przykładzie dwóch próbek. Rysunek 4.26 przedstawia porównanie przebiegu czasowego przemieszczeń próbki o ścianie swobodnej do wyniku przemieszczenia próbki P4S1 (próbka badawcza, rys 3.4). Na potrzeby porównania zsynchronizowano czasowo oba przebiegi oraz ograniczono go do przejścia pierwszego. Zauważalna jest znaczna różnica w wartościach odkształceń sprężystych Δl_s , są one o 117% większe dla próbki o ścianie swobodnej. Wartość tych odkształceń można porównać do próbek o współczynniku $H/L = 30$, czyli dwukrotnie większym.



*Rys. 4.26. Porównanie przebiegów przemieszczeń w czasie dla próbek:
a) próbka o ścianie swobodnej, b) próbka badawcza o ścianie złożonej*

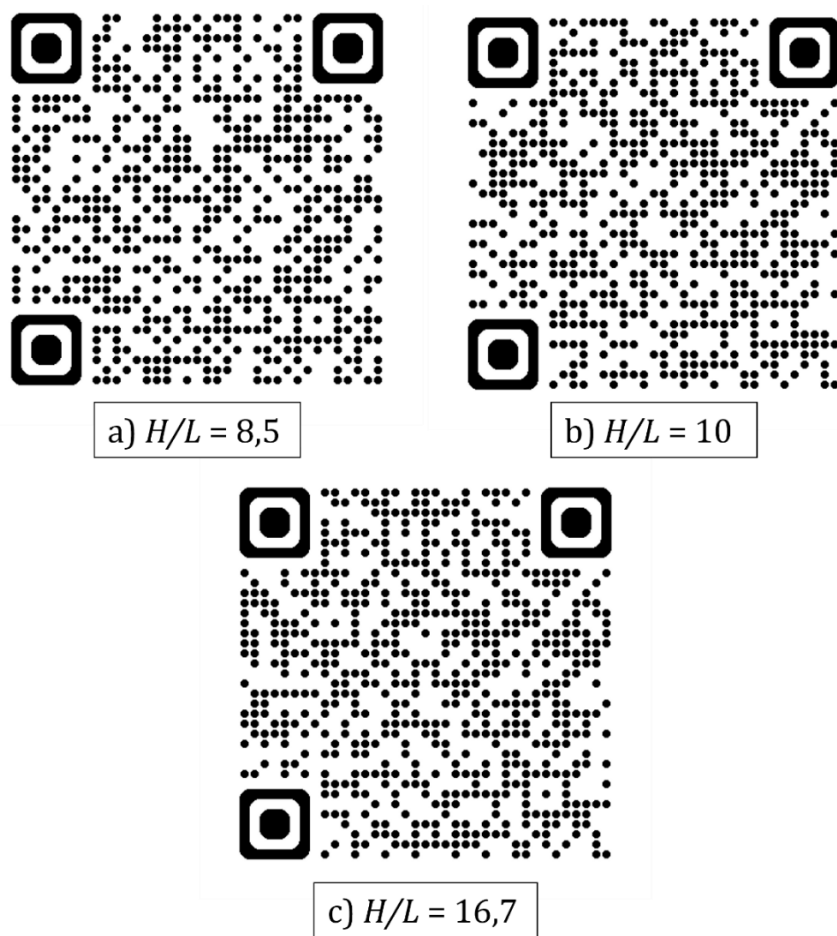
Nie wykryto odkształceń plastycznych Δl_p , co może być spowodowane brakiem uźebrowań, które występują w próbce badawczej. Dodatkowo brak widocznych na przemieszczeniach odkształceń termicznych Δl_T . Przyczyną może być duże tempo ich redukcji z powodu braku mostków termicznych jakimi są wspomniane wcześniej uźebrowania w próbce badawczej.

Odkształceń plastycznych oraz termicznych nie zarejestrowano we wcześniejszych badaniach własnych [43, 44] frezując ścianki swobodne. Badania te różniły się warunkami obróbki od tych prezentowanych w rozprawie. Z tego powodu wykonano badania przedstawione w tym podrozdziale w celu sprawdzenia tego zagadnienia w opisywanym zakresie próbek badawczych. Potwierdza to omawiane na etapie przeglądu literatury stwierdzenie, że uproszczenie elementów cienkościennych do prostych (swobodnych) ścianek może nie dać pełnego obrazu ich odkształceń podczas skrawania.

WYNIKI UZUPEŁNIAJĄCE:

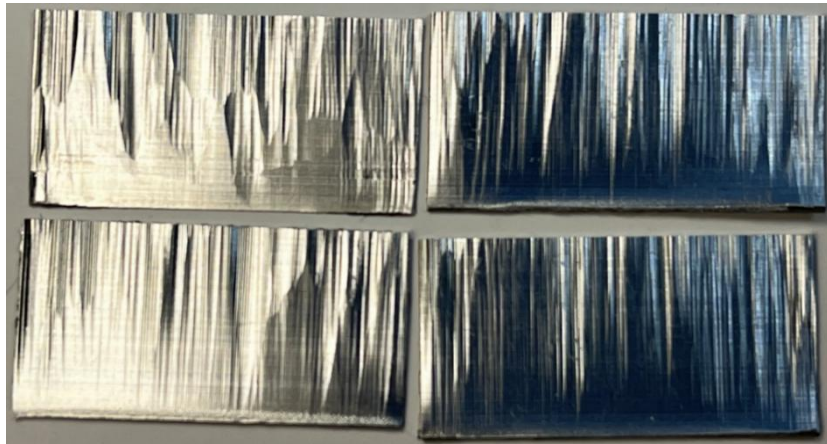
W podrozdziale 4.5.2 z uzyskanych wyników można wywnioskować iż odkształcenia sprężyste mogły doprowadzić do utraty kontaktu narzędzia z materiałem obrabianym. Zjawisko to zauważono we wcześniejszych badaniach. Badania te polegały na rejestracji

odkształceń elementów cienkościennych z użyciem szybkiej kamery podczas frezowania. Do badań zastosowano szybką kamerę Phantom miro m310 nagrywającą 16000 klatek/sek. Kamera była skierowana na boczną część ścianki, a chcąc uzyskać pełen obraz jej odkształceń wymusiło to zastosowanie kształtu swobodnego. Część wyników została opublikowana w artykule [43]. Dalszy etap badań (jeszcze niepublikowany) po wprowadzaniu zmian do układu potwierdził skuteczność szybkiej kamery w rejestracji przemieszczeń elementów cienkościennych podczas frezowania. Ścianka o kształcie swobodnym nie tylko była odpychana od narzędzia na skutek działających na nią składowych siły całkowitej ale dodatkowo powstałe drgania samowzbudne powodowały wbijanie się jej w narzędzie. Efektem tego jest brak kontroli grubości skrawanej warstwy. Na rysunku 4.27 przedstawiono trzy odnośniki do kodów QR z nagranych filmów. Przedstawiają one frezowanie swobodnych ścianek wykonanych ze stopu EN AW-7075 i o różnym współczynniku H/L . Próbkę a) o współczynniku $H/L = 8,5$; b) $H/L = 10$; oraz c) $H/L = 16,7$. Na nagraniach dla próbek powyżej współczynnika $H/L = 10$ widoczne są nieuzbrojonym okiem odkształcenia elementu cienkościennego. Ścianka ulegająca odkształceniu sprężystemu w wyniku frezowania wracając do stanu stabilnego przekracza swoją pozycję zerową odchylając się w stronę frezu. Skutki tego zjawiska przedstawiono na zdjęciach próbek na rysunku 4.28.



Rys. 4.27. Odnośniki do filmów nagranych szybką kamerą podczas frezowania elementów cienkościennych:

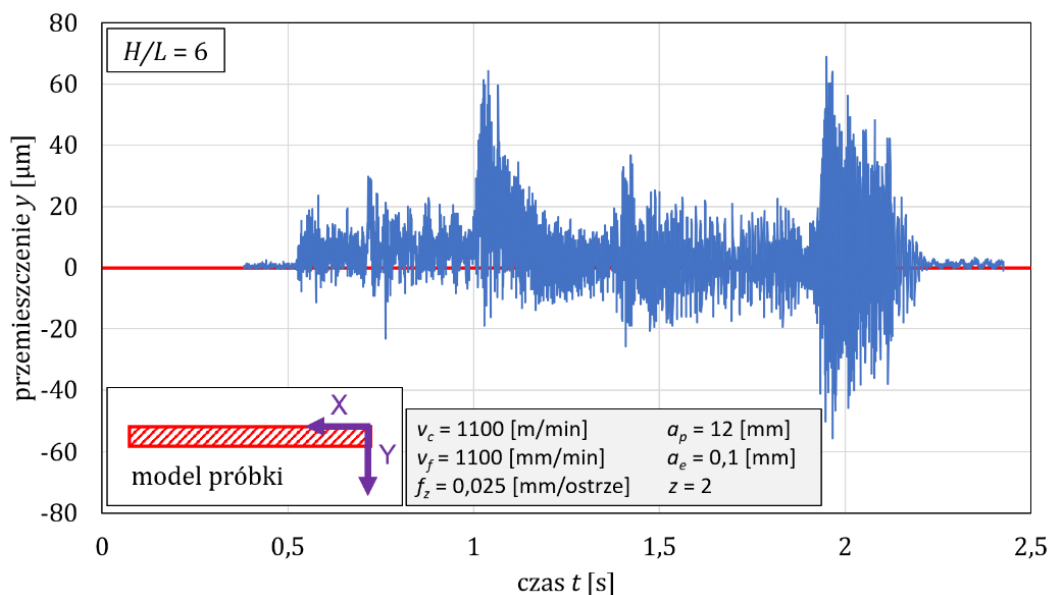
- a) $H/L = 8,5$: <https://youtu.be/NFesBShcmWs>
 b) $H/L = 10$: <https://yo22utu.be/DtmpYrodtTk>
 c) $H/L = 16,7$: <https://youtu.be/eke8rieImzA>



Rys. 4.28. Zdjęcia próbek z widocznym efektem skrawania niekontrolowanej grubości warstwy

Zjawisko to zarejestrowano czujnikiem laserowym przemieszczeń i przedstawiono na rysunku 4.29. Przebieg czasowy przemieszczeń dotyczy próbki o grubości $L = 2,0$ mm, czyli współczynnika $H/L = 6$. Przemieszczenia przyjmują wartości dodatnie jak i ujemne.

Odkształcenia Δl_s w przypadku badanych próbek przyjmują wartości ujemne już od początkowej grubości ścianek, czyli tak jak na przedstawionym rysunku od współczynnika $H/L = 6$, wraz z jego wzrostem odkształcenia te się nasilają w obu kierunkach. Wartości odkształceń sprężystych z rysunku 4.29 osiągają wartości w zakresie $\Delta l_s = -0,042 \div 0,062$ mm.



Rys. 4.29. Przebieg przemieszczenia w czasie dla próbki o ścianie swobodnej; współczynnik $H/L = 6$

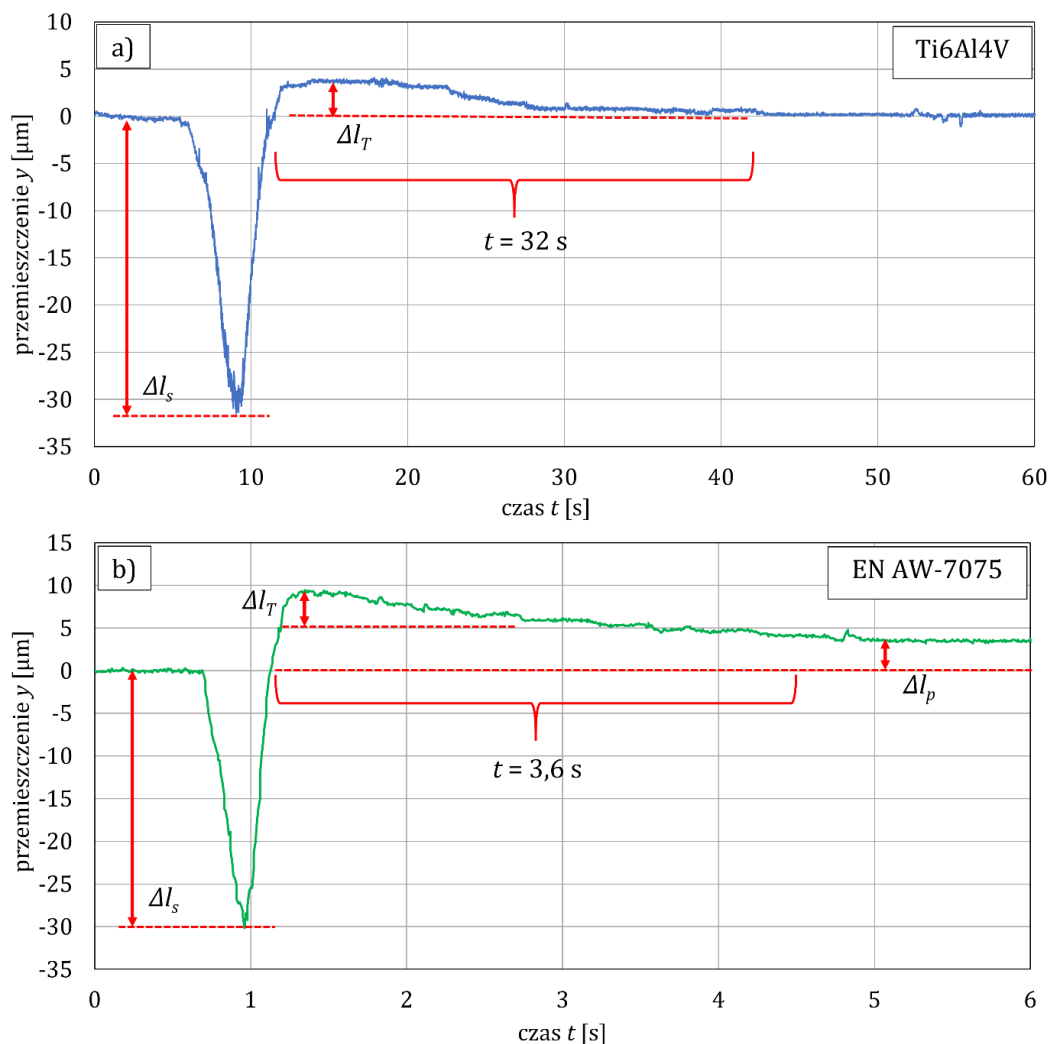
Podrozdział ten pozwolił na zrozumienie jak ważny wpływ na efekty obróbki elementów cienkościennych ma ich kształt. Dotychczasowe badania własne przeprowadzano na próbkach swobodnych, w których nie zaobserwowano odkształceń

plastycznych Δl_p oraz termicznych Δl_T . Odształcenia sprężyste Δl_s nie tylko mogą powodować skrawanie zbyt małej warstwy, ale w pewnych warunkach nawet wartość ta może przekraczać zakładaną. Efekt ten przedstawiono na podstawie wyników uzyskanych z nagrań wykonanych szybką kamerą oraz przemieszczeń zarejestrowanych laserowym czujnikiem.

4.7. Wpływ doboru materiału obrabianego na odształcenia

Jak wspomiano w przeglądzie literatury stopy tytanu są także stosowane w wykonywaniu konstrukcji zawierających elementy cienkościenne. Ich obróbka wymaga odrębnych narzędzi oraz odpowiednio dobranych parametrów. Związane jest to z odmiennymi właściwościami mechanicznymi stopów, a w szczególności ich niską przewodnością cieplną. Porównanie najważniejszych właściwości obu badanych stopów przedstawiono w tabeli 3.5.

Do porównania obu stopów zastosowano wybrane dwa przebiegi przemieszczeń w czasie - zmierzone laserowym czujnikiem przedstawione na rysunku 4.30.

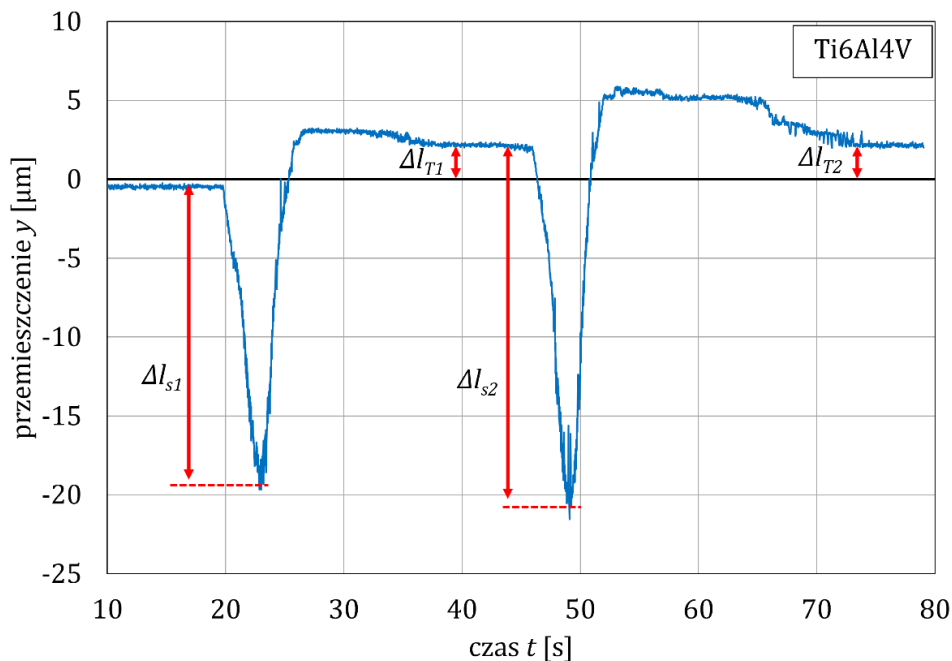


Rys. 4.30. Porównanie przebiegu przemieszczeń cienkościennych próbek wykonanych ze stopu a) EN AW-7075 (P4S1) oraz b) Ti6Al4V, współczynnik $H/L = 15$

Należy zwrócić uwagę, że prędkość posuwowa v_f w przypadku obróbki stopu tytanu była 12,5 razy mniejsza niż przy frezowaniu stopu aluminium. Z tego powodu oba przebiegi umieszczono nad sobą, a nie na jednym wykresie. Przebieg a) dotyczy próbki wykonanej ze stopu tytanu Ti6Al4V i jest to pojedyncze przejście frezu dla próbki o współczynniku $H/L = 15$. Z kolei przebieg b) przedstawia pierwsze przejście próbki P4S1 ze stopu EN AW-7075 o takim samym współczynniku H/L .

Najważniejszą różnicą pomiędzy dwoma przebiegami jest opisywany wcześniej na przykładzie rysunku 4.11 czas, w którym ścianka wracała do stanu stabilnego. Przebieg przemieszczeń próbki wykonanej ze stopu tytanu ma zbliżony charakter, a główną różnicą jest wspomniany czas. W tym przypadku wynosi on w przybliżeniu 32 sekundy. Na podstawie przedstawionych wyników można potwierdzić wcześniejsze przypuszczenia na temat występowania odkształceń termicznych Δl_T podczas obróbki badanych elementów cienkościennych. Wydłużenie prawie 10-krotne czasu powrotu do stanu stabilnego związane jest z ok. 20-krotnie mniejszą przewodnością cieplną stopu Ti6Al4V. W obu przypadkach chłodzenie następowało samoistnie. Próbka wykonana ze stopu tytanu pomimo wyższych własności wytrzymałościowych, podczas frezowania osiągnęła odkształcenia sprężyste o wartości $\Delta l_s = 32 \mu\text{m}$ w stosunku do $\Delta l_s = 29 \mu\text{m}$ dla próbki ze stopu aluminium. Należy mieć na uwadze zastosowanie innego narzędzia obróbkowego oraz parametrów skrawania. Z kolei w zakresie wszystkich próbek wykonanych ze stopu Ti6Al4V nie zarejestrowano odkształceń plastycznych Δl_p .

Na rysunku 4.31 przedstawiono przebieg przemieszczeń próbki cienkościennej ze stopu tytanu podczas dwóch przejść frezu. Obróbka dokładna wykonywana była identyczną strategią jak we wcześniej omawianych próbkach ze stopu aluminium. Odstęp pomiędzy pierwszym a drugim przejściem wynosił ok. 20 sekund.



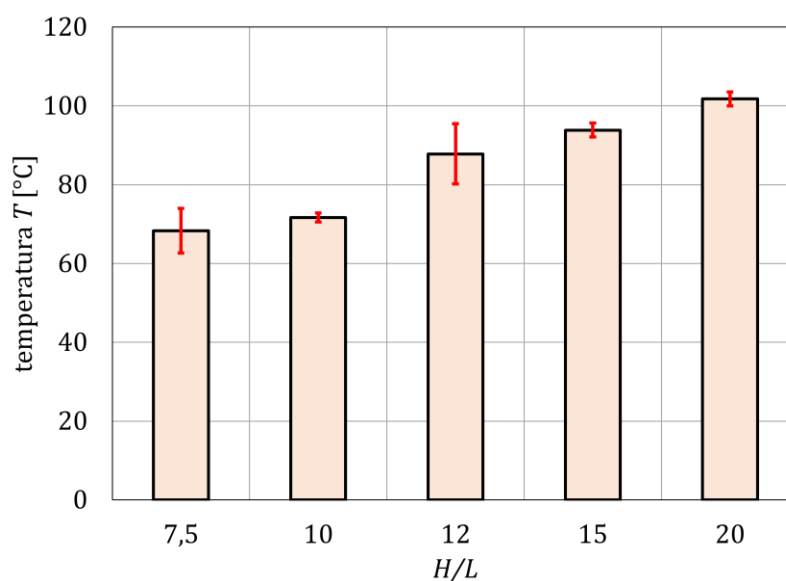
Rys. 4.31. Przebieg przemieszczeń w czasie dla próbki cienkościennej wykonanej ze stopu tytanu Ti6Al4V podczas frezowania w dwóch przejściach, $H/L = 12$

Wiadome jest, że obróbka poprzez frezowanie realizowana jest w dużej mierze z wykorzystaniem strategii wierszowania i ich pochodnych. Taka strategia bazuje na wielu przejściach frezu rozkładając cały wymagany do usunięcia materiał na warstwy. Na przykładzie rysunków 4.30 oraz 4.31 widoczna jest rola odkształceń termicznych Δl_T w odkształceniach elementów cienkościennych. Czas wychładzania ścianki wykonanej ze stopu tytanu Ti6Al4V jest na tyle długi, że zanim osiągnie ona stan stabilny może nastąpić kolejne przejście frezu. Efektem tego jest frezowanie powierzchni, która jest jeszcze odkształcona termicznie Δl_{T1} po pierwszym przejściu powodując dodatkowe błędy wykonania. W przypadku frezowania z zastosowaniem cieczy chłodząco-smarującej lub pozwalając na wyrównanie temperatury przedmiotu obrabianego odkształcenie termiczne Δl_{T1} osiągnęłoby wartość zerową po pierwszym przejściu. Następne przejście frezu przebiegałoby na ścianie nieodkształconej, co zmieniłoby wartość odkształcenia sprężystego Δl_{s2} .

Przedstawione wyniki spowodowały chęć podjęcia próby pomiaru zmiany temperatury próbki cienkościennej podczas frezowania, wyniki badań przedstawiono w podrozdziale 4.8.

4.8. Temperatura elementu cienkościennego podczas frezowania

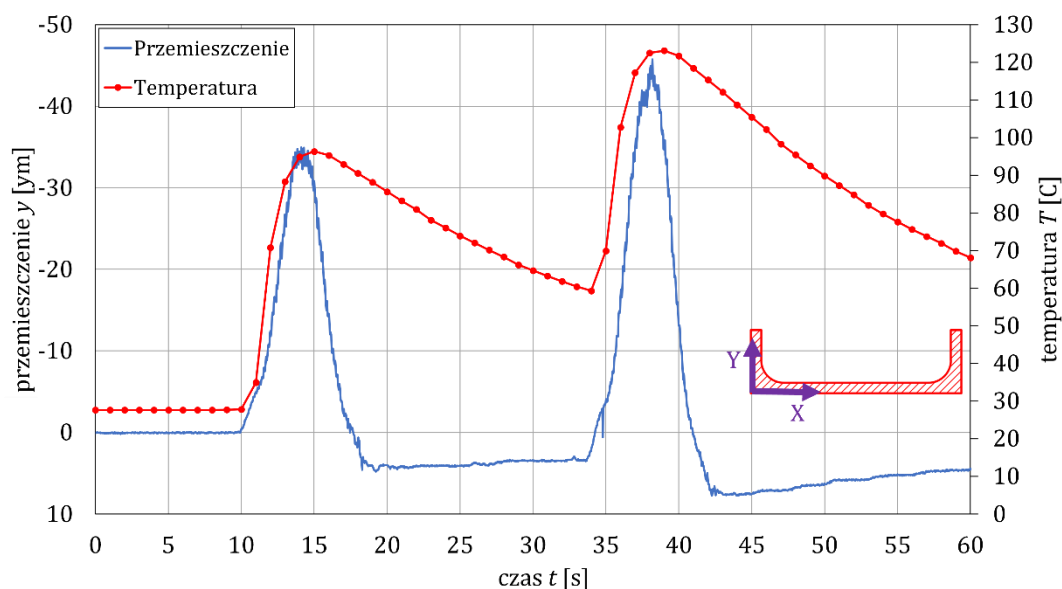
Opisywane do tej pory wyniki pozwoliły na rozpoznanie odkształceń termicznych Δl_T podczas frezowania elementów cienkościennych zarówno ze stopu EN AW-7075 jak i Ti6Al4V. Z powodu niewystarczających informacji w znanej literaturze przeprowadzono serię badań mających na celu pomiar temperatury cienkościennej próbki podczas frezowania. Badania dotyczą próbek prezentowanych na rysunku 3.1. Początkowo badania przeprowadzono na próbkach wykonanych ze stopu EN AW-7075. Celem badań było zmierzenie zmian temperatury zachodzących w badanej próbce. Wyniki pomiarów temperatury w funkcji współczynnika H/L przedstawiono na rysunku 4.32. Są to maksymalne zarejestrowane odczyty.



Rys. 4.32. Pomiar temperatury próbek przy zmiennym współczynniku H/L

Zmierzona temperatura mieści się w zakresie $64 \div 103$ °C. Wzrost temperatury wraz ze wzrostem współczynnika H/L spowodowany jest zmniejszającą się odległością strefy skrawania od czujnika temperatury, przez co temperatura mogła łatwiej propagować.

Zdecydowano się na powtórzenie badań, tym razem dla stopu tytanu Ti6Al4V. Obróbkę zrealizowano zgodnie z danymi podanymi w rozdziale 4.7 oraz parametrami z tabeli 3.7. Z powodu prawie 20-krotnie niższej przewodności cieplnej zjawiska termiczne dla tego stopu rozkładają się w dłuższym czasie niż dla stopu aluminium. Dodatkowo w tej serii badań wykonano jednocześnie pomiary przemieszczeń. Wyniki dla próbki o współczynniku $H/L = 15$ przedstawiono na rysunku 4.33, są to nałożone na siebie przebiegi przemieszczeń w czasie (lewa oś pionowa), oraz temperatury próbki (prawa oś). Przebieg przemieszczeń został obrócony w celu lepszej wizualizacji wyników (na wykresie umieszczono model próbki wraz z obowiązującym wcześniej układem współrzędnych).



Rys. 4.33. Porównanie przebiegów czasowych przemieszczenia oraz temperatury dla próbki ze stopu tytanu Ti6Al4V ($H/L = 15$)

Temperatura próbki przy pierwszym przejściu wzrosła o $68,7^{\circ}\text{C}$ oraz o $95,5^{\circ}\text{C}$ podczas drugiego przejścia w stosunku do temperatury przed obróbką. Maksymalna zarejestrowana temperatura to 123°C , jest to o 31% więcej względem średniej z próbek ze stopu EN AW-7075, dla tego samego współczynnika H/L . Zsynchronizowanie w czasie obu przebiegów pokazuje korelację pomiędzy przemieszczeniami sprężystymi Δl_s a zmianami temperatury. Wartość odkształcenia sprężystych podczas pierwszego przejścia wynosi $\Delta l_s = 34$ μm , a podczas drugiego $\Delta l_s = 43$ μm . Po pierwszym przejściu frezu (podobnie jak na rys. 4.31) zauważalne są odkształcenia termiczne Δl_T . Czas pomiędzy przejściami nie pozwolił na ustabilizowanie się temperatury próbki stąd nie uległy one redukcji. Można błędnie zinterpretować obserwowane zjawisko jako odkształcenia trwałe Δl_p , natomiast jak pokazuje rysunek 4.30 podczas obróbki stopu Ti6Al4V one nie występują. Brak redukcji odkształceń termicznych skutkuje skrawaniem odkształconej ścianki.

Badanie to potwierdziło występowanie odkształceń termicznych Δl_T podczas obróbki badanych elementów cienkościennych oraz pozwoliło na ilościową ocenę zmian zarówno temperatury jak i odkształceń.

4.9. Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej – podsumowanie

Z przebiegów zmierzonych składowych siły całkowitej wyznaczono wartości RMS w dwóch najważniejszych kierunkach: kierunku posuwowy F_f (wzdłuż ścianki próbki) oraz kierunku posuwowy normalny F_{fN} (prostopadle do ścianki próbki). Wzrost współczynnika H/L spowodował wzrost odkształceń, a co za tym idzie narzędzie skrawało mniejszą grubość warstwy skrawanej niż zakładano. Skutkiem tego była redukcja składowych siły całkowitej.

W zaprezentowanych wynikach drgań zmierzonych w dwóch kierunkach (A_f oraz A_{fN}) widoczny jest wzrost wartości RMS wraz ze wzrostem współczynnika H/L . Wzrost drgań spowodowany jest coraz większą podatnością elementu cienkościennego wraz ze spadkiem grubości ścianki. Masa oraz sztywność przedmiotu obrabianego wraz ze wzrostem wspomnianego współczynnika maleje. Wzrost amplitud drgań w badanym zakresie nie przełożył się na pogorszenie chropowatości powierzchni. Nie wykryto drgań samowzbudnych.

Skutecznie przeprowadzono klasyfikację odkształceń elementów cienkościennych powstających podczas frezowania dokładnego. Rozpoznano odkształcenia sprężyste Δl_s , plastyczne Δl_p , oraz odkształcenia termiczne Δl_T . Do potwierdzenia tych ostatnich wykonano dodatkowe badania nad stopem tytanu Ti6Al4V, które potwierdziły wcześniejsze przypuszczenia.

Zauważono istotny wpływ współczynnika H/L na wartości odkształceń sprężystych Δl_s , wraz z jego wzrostem wartości odkształceń nieliniowo rosną. Nieznaczną korzyść w redukcji odkształceń uzyskano stosując frezowanie przeciwbieżne. Natomiast sposób ten nie sprzyja uzyskaniu zadowalającej jakości powierzchni co przedstawiono na zdjęciach próbek oraz obrazach topografii powierzchni. Efektem frezowania współbieżnego było uzyskanie parametrów chropowatości R_z i R_t na stałym poziomie wraz ze wzrostem współczynnika H/L i nie przekroczyły one $3\ \mu\text{m}$. Potwierdzono skuteczność doboru strategii frezowania zgrubnego próbek, której celem było uzyskanie możliwie najmniejszych odkształceń przed obróbką dokładną. Na tej podstawie dobrano błędy płaskości oraz prostoliniowości jako wyznacznik dokładności wykonania po obróbce dokładnej.

Zewnętrzny kształt ścianki badanej próbki poddany był badaniu topografii powierzchni gdzie widoczny był wypukły kształt. Taki sam efekt zauważono podczas badania płaskości, skąd uzyskano wartości tych błędów. Odchyłki kształtu przekraczały $100\ \mu\text{m}$ dla próbek o największym stosunku H/L (czyli o najmniejszej grubości ścianki wynoszącej $L = 0,5\ \text{mm}$). Zbadano grubość ścianki w środkowej jej części w celu dokładnego porównania obu sposobów frezowania.

Zaprezentowane porównanie na rysunku 4.24 jednoznacznie udowadnia, że istnieje znacząca korelacja (współczynnik korelacji Pearsona na poziomie 0,99) odkształceń sprężystych Δl_s (podczas drugiego przejścia frezu) z błędami płaskości. Odkształcenia termiczne Δl_T z powodu dużej przewodności cieplnej stopu występują w krótkim czasie, przez co ulegają zredukowaniu przed drugim przejściem frezu. Stąd na ostateczny stan dokładności wykonania w największym stopniu wpływa sam proces skrawania, który powoduje powstanie odkształceń sprężystych Δl_s .

W rozdziale 4.6 przedstawiono wpływ kształtu elementu cienkościennego na odkształcenia powstające podczas obróbki. Zaprezentowano wyniki badań próbki o ścianie swobodnej, gdzie nie wykryto odkształceń trwałych Δl_p oraz termicznych Δl_T . Wyniki uzupełniające (zawierające nagrania z szybkiej kamery) potwierdziły możliwość zmiany kierunku odkształceń sprężystych Δl_s . Skutkuje to skrawaniem nadwymiarowej warstwy materiału.

Dodatkowo w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej porównano stop aluminium EN AW-7075 do stopu tytanu Ti6AL4V. Kluczową różnicą w tym przypadku jest przebieg przemieszczeń zarejestrowany podczas frezowania. Na osi czasu odkształcenia termiczne Δl_T dla próbek ze stopu tytanu trwały 32 sekundy po pojedynczym przejściu, gdzie dla próbek ze stopu aluminium czas ten wynosił 3,6 sekundy. Jest to spowodowane prawie 20-krotnie mniejszą przewodnością cieplną stopu tytanu. Dodatkowo większy moduł Younga materiału obrabianego może pozytywnie wpływać na brak odkształceń trwałych po obróbce. Badania nad stopem tytanu potwierdziły wcześniej rozpoznane podczas badania stopu aluminium odkształcenia jako odkształcenia termiczne Δl_T .

Badania uzupełniają wyniki pomiaru temperatury. Zarejestrowano maksymalne temperatury podczas skrawania próbek ze stopu aluminium. Z kolei dla próbek ze stopu tytanu przedstawiono cały przebieg zmian temperatury oraz przemieszczeń w funkcji czasu. Wyniki obrazują jak duży wpływ mogą mieć odkształcenia termiczne Δl_T na dokładność wykonania elementów cienkościennych. Na podstawie przeprowadzonej analizy literatury można stwierdzić, że temat ten jest często pomijany, a prace takie jak [110, 145–146], w których badane są odkształcenia termiczne, należą do rzadkości.

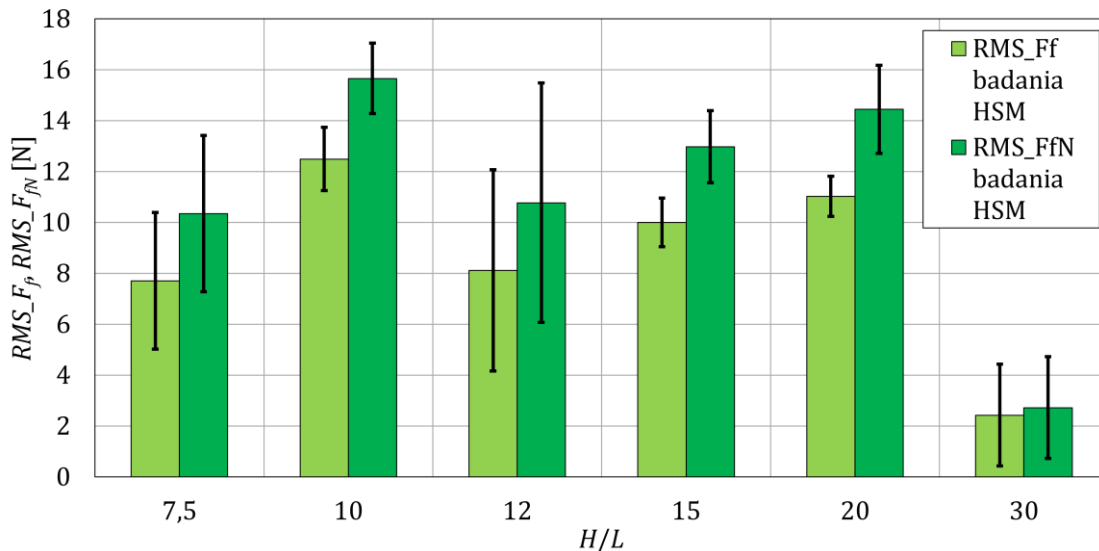
Na podstawie przeprowadzonych badań w zakresie obróbki konwencjonalnej można określić, że w największym stopniu na dokładność wymiarową wykonania wpływają odkształcenia sprężyste Δl_s spowodowane składowymi siłami całkowitej. Ich efektem jest ugięcie się cienkiej ścianki od narzędzia skrawającego przez co warstwa skrawana jest mniejsza niż zakładana. Kształt badanej próbki spowodował, że największy błąd powstawał na jej środku. Wpływ odkształceń trwałych Δl_p na dokładność wykonania był niewielki, a odkształcenia termiczne Δl_T nie miały mierzalnego wpływu na żaden z rejestrowanych parametrów. Zmiana kształtu próbki lub materiału diametralnie zmienia charakter powstających mechanizmów odkształceń oraz ich wartości, co należy mieć na uwadze dobierając te czynniki lub planując badania.

5. BADANIA W ZAKRESIE OBRÓBKİ HSM

5.1. Analiza składowych siły całkowitej w zakresie obróbki HSM

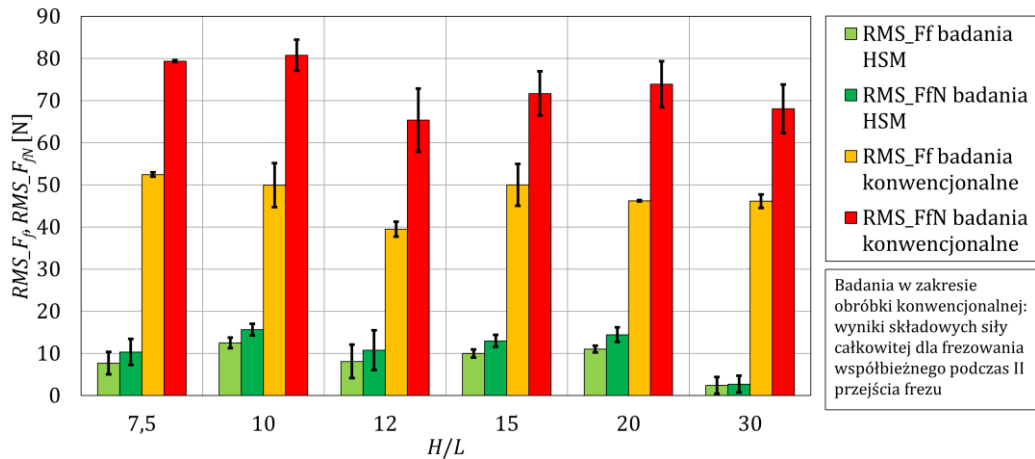
Składowe siły całkowitej, a w szczególności składowa posuwowa normalna A_{fN} działająca w kierunku prostopadłym do frezowanej ścianki w największym stopniu wpływa na powstające odkształcenia. Te z kolei w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej powodowały redukcję grubości skrawanej warstwy materiału. Skutkiem tego było powstanie błędów wykonania. Ścianka w środkowej części (najbardziej podatnej) uzyskała największy błąd płaskości sięgający 0,15 mm.

Zestawienie wyników RMS składowej posuwowej F_f oraz posuwowej normalnej F_{fN} z zakresu obróbki HSM przedstawiono na rysunku 5.1. Wartości maksymalne nie przekraczają 20 N, brak jednoznacznego wpływu zmiany współczynnika H/L na wartości składowych siły całkowitej. Składowa F_{fN} przyjmuje większe wartości od składowej F_f w zakresie 12÷35 %.



Rys. 5.1. Porównanie wyników $RMS_{F_{fN}}$ oraz RMS_{F_f} próbek w zakresie obróbki HSM, zaznaczono odchylenie standardowe

Porównanie wyników pomiaru składowych siły całkowitej z całego zakresu rozprawy znajduje się na rysunku 5.2. Wartości składowych podczas frezowania w zakresie obróbki konwencjonalnej są nawet 10-krotnie większe niż w zakresie obróbki HSM i przekraczają 80 N.

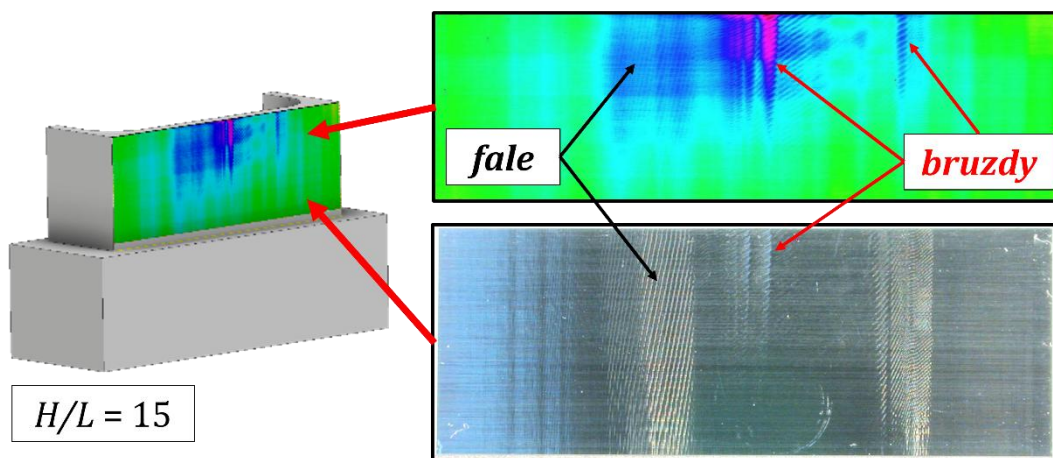


Rys. 5.2. Porównanie wyników $RMS_{F_{fn}}$ oraz RMS_{F_f} próbek w całym zakresie badań, zaznaczono odchylenie standardowe

Obróbka HSM przyczyniła się do redukcji składowych siły całkowitej. Znając związki przyczynowo-skutkowe z badań w zakresie obróbki konwencjonalnej należy spodziewać się obniżenia wartości błędów dokładności wykonania.

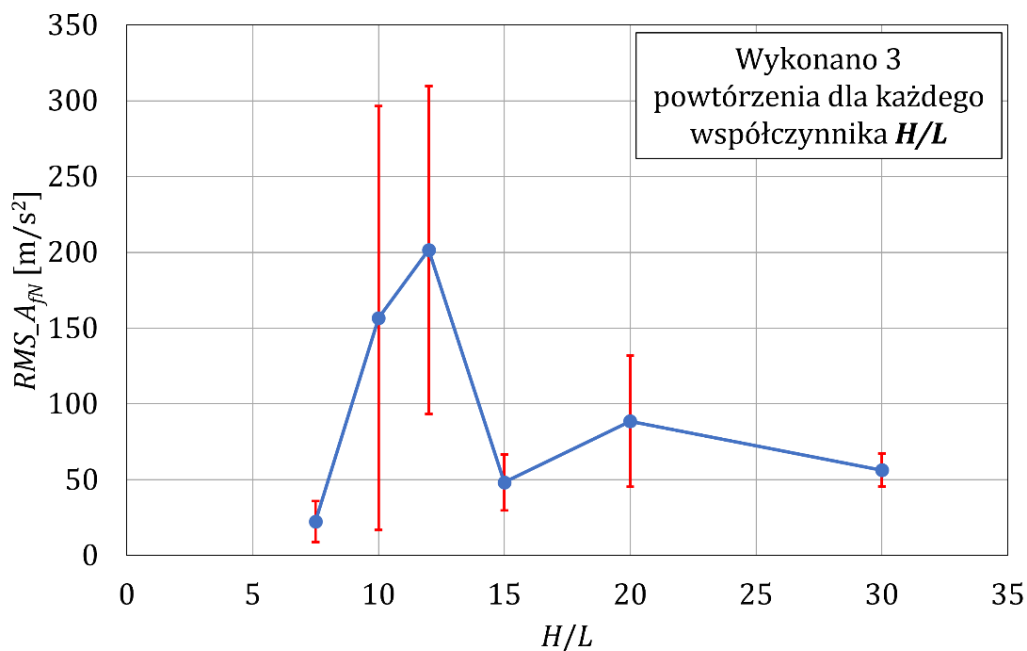
5.2. Analiza drgań w zakresie obróbki HSM

Zmiana prędkości obrotowej narzędzia, a co za tym idzie prędkości skrawania wiąże się z ryzykiem powstania drgań samowzbudnych w pewnych jej zakresach (wspomniane w literaturze krzywe workowe). Drgania te zauważono podczas obróbki w zakresie HSM na podstawie charakterystycznego hałasu o wysokiej częstotliwości. Kolejnym wskaźnikiem ich powstania była ocena nieuzbrojonym okiem powierzchni po obróbce. Wynikiem powstałych drgań samowzbudnych podczas obróbki są błędy wykonania na powierzchni badanych próbek. Przyjmują one kształt wgłębień w postaci fal oraz bruzd w środkowej jej części. Powstałe na powierzchni „fale” są charakterystyczne dla drgań samowzbudnych. Rysunek 5.3 przedstawia zestawienie zdjęcia oraz topografii powierzchni przykładowej próbki o współczynniku $H/L = 15$, z widocznymi błędami spowodowanymi drganiami samowzbudnymi.



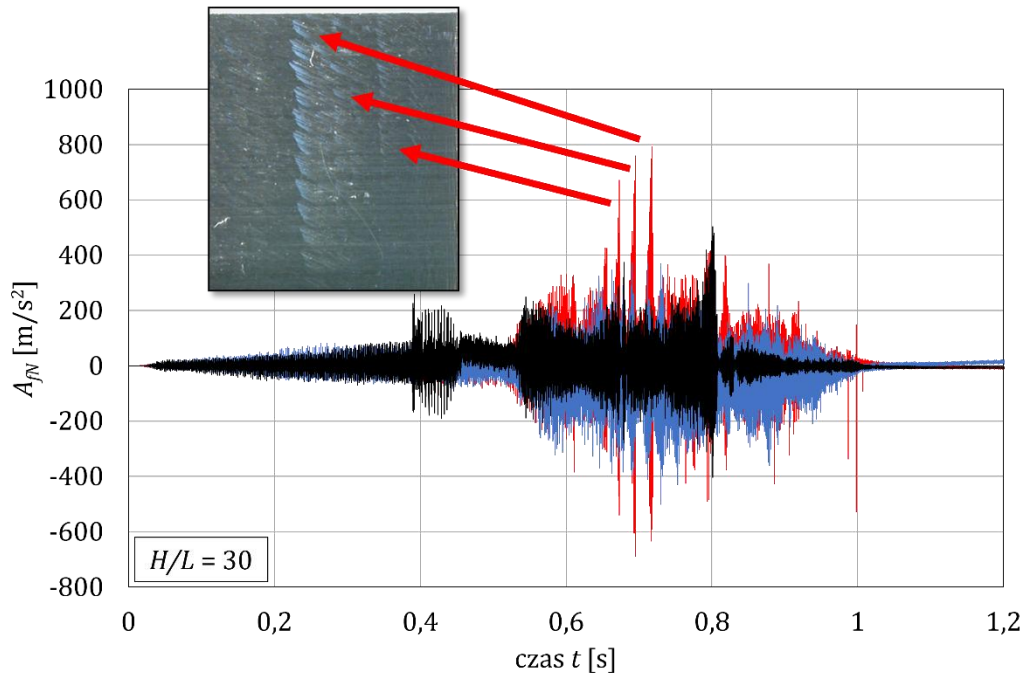
Rys. 5.3. Topografia oraz zdjęcie przykładowej próbki o współczynniku $H/L=15$ z widocznym efektem powstałych drgań samowzbudnych podczas frezowania

Wzrost współczynnika H/L powodował intensyfikację występowania drgań samowzbudnych. Przy niższych wartościach współczynnika (największe grubości L ścianek) ich występowanie było losowe. Zestawienie wyników RMS ze składowej posuwowej normalnej A_{fN} dla badanych próbek z zakresu HSM przedstawia rysunek 5.4. Każdy pomiar był powtórzony trzykrotnie. Próbkę o współczynnikach $H/L = 10 \div 12$ uzyskały największy rozrzut wyników. Wzrost współczynnika H/L związany jest ze zmniejszającą się grubością frezowanych ścianek, a co za tym idzie - obniżeniem sztywności statycznej. Jednak nie wiąże się to z jednoznacznym wzrostem wartości drgań. Maksymalne wartości skuteczne przypadają dla próbki o grubości 1,25 mm ($H/L = 12$) i wynoszą $RMS_{A_{fN}} = 314 \text{ m/s}^2$. W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej (rys. 4.6) maksymalne wartości RMS nie przekroczyły 35 m/s^2 dla obu składowych.



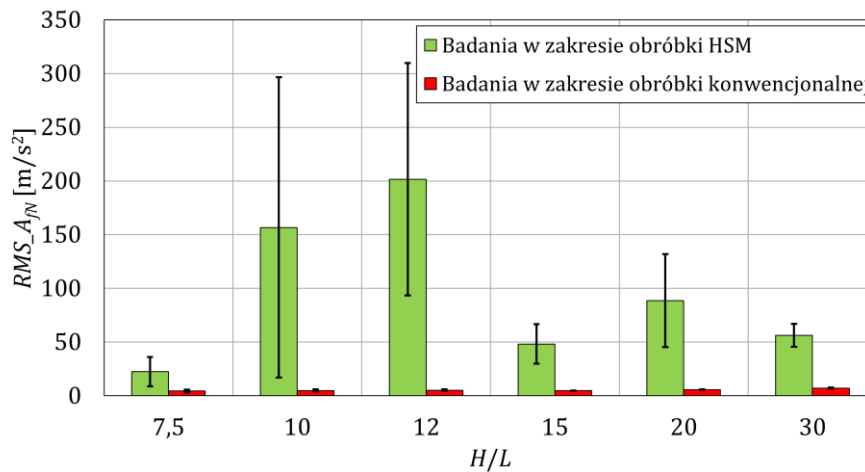
Rys. 5.4. Zestawienie wyników RMS składowej A_{fN} w stosunku do współczynnika H/L , zaznaczono odchylenie standardowe

Przebiegi drgań w czasie dla próbek 0_50 (p1-p3) o współczynniku $H/L = 30$ naniesione na jednej osi czasu przedstawiono na rysunku 5.5. Obróbka opisywanych trzech próbek przebiegała w identyczny sposób. Widoczna jest losowość miejsc pojawiania się największych amplitud drgań, to samo dotyczy ich wartości. Maksymalne chwilowe wartości osiągające do $A_{fN_max} = 800 \text{ m/s}^2$ dla próbki 0_50_p2 przypadają w czasie 0,7 sekundy skrawania. Próbką 0_50_p3 osiągnęła maksymalną wartość drgań w kierunku posuwowym normalnym $A_{fN_max} = 510 \text{ m/s}^2$ w chwili 0,8 sekundy. Czas skrawania wynosił $t_s = 1,23 \text{ s}$. Zauważalne piki oznaczone strzałkami korelują z błędami kształtu odwzorowanymi na powierzchni obrobionej próbki (bruzdy). Błędy na powierzchni powstawały w środkowej części próbki u jej szczytu. Badania w zakresie obróbki konwencjonalnej potwierdziły, że jest to obszar o najmniejszej sztywności badanych próbek.



Rys. 5.5. Zestawienie przebiegów drgań w czasie dla próbek 0_50_p1 ÷ 0_50_p3; $H/L = 30$

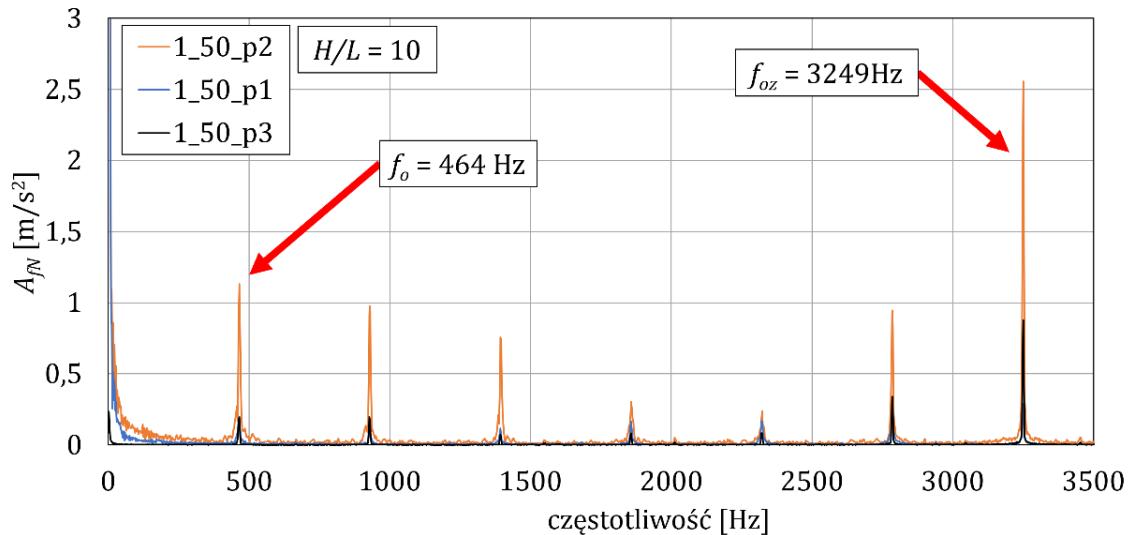
Na uwagę zasługuje porównanie przedstawione na rysunku 5.6. Jest to zestawienie wyników RMS_{A_N} z badań w zakresie obróbki konwencjonalnej oraz HSM. Zauważalny jest 10-krotny przeskok wartości pomiędzy dwoma metodami obróbki. Wzrost prędkości skrawania oraz wystąpienie drgań samowzbudnych spowodował zmianę dynamiki procesu obróbki co odzwierciedla opisywany wykres. Należy podkreślić, że podczas badań w zakresie obróbki HSM czujnik drgań znajdował się w innym miejscu (rys. 3.22) niż w trakcie badań w zakresie obróbki konwencjonalnej (rys. 3.7). Nowe położenie czujnika, który był przyklejany na próbkę spowodowało przybliżenie go do źródła drgań.



Rys. 5.6. Zestawienie wyników RMS składowej A_N z badań w zakresie obróbki konwencjonalnej jak i HSM w stosunku do współczynnika H/L , zaznaczono odchylenie standardowe

W celu szerszego poznania różnic widocznych na rysunku 5.4 dla próbek o współczynniku $H/L = 10$ zdecydowano się na analizę widmową przedstawioną na rysunku 5.7 (analiza drgań w funkcji częstotliwości). Spośród całego pasma wyodrębniono zakres 0-3500 Hz. Kolorami oznaczono trzy powtórzenia reprezentowane

przez trzy próbki. Widoczne w tym zakresie są dwa charakterystyczne prążki: f_o – częstotliwość związana z prędkością obrotową n , $f_o = n/60 = 464$ Hz, oraz f_{oz} – częstotliwość procesu frezowania, $f_{oz} = f_o \cdot z = 3249$ Hz. Wyniki te świadczą o stałym charakterze drgań wśród przedstawionych próbek. Różnica w amplitudach drgań wynika z czynników losowych pojawiających się podczas skrawania.



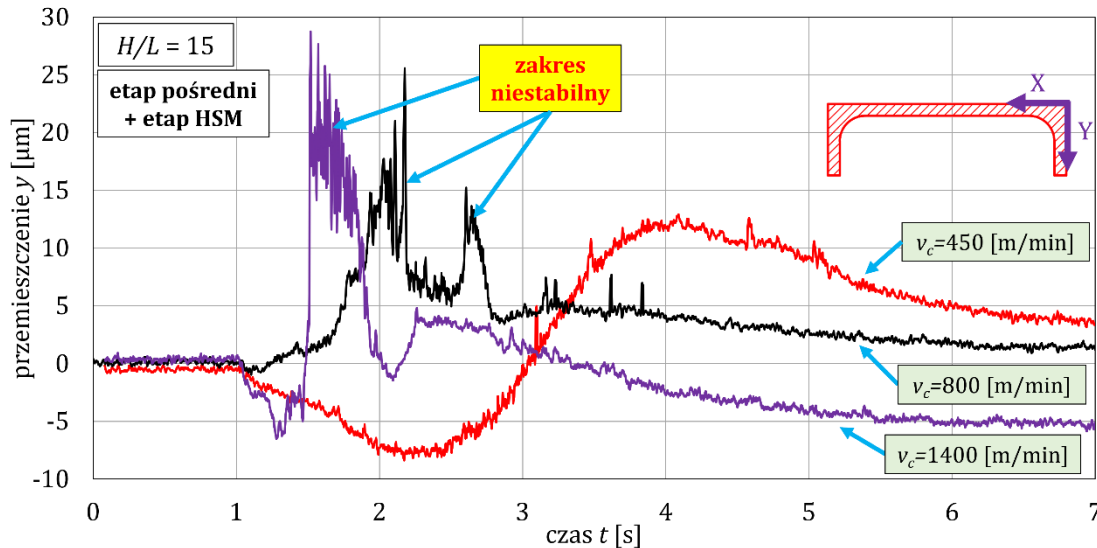
Rys. 5.7. Charakterystyka widmowa próbek 1_50 ($H/L = 10$) w zakresie częstotliwości 0-3500 Hz

Obróbka HSM zapewniła redukcję składowych siły całkowitej, przyczyniła się natomiast do powstania drgań samowzbudnych. Rozpoznać je można na przebiegach drgań w czasie (rys. 5.5). Ich efektem są błędy powstałe na obrabianej powierzchni. Wraz ze wzrostem współczynnika H/L intensywność ich występowania rosła, natomiast przy jego małych wartościach pojawiały się losowo. W skrawaniu wiele czynników może mieć na to wpływ m.in. stan krawędzi skrawającej narzędzia. Dokładniejsza analiza skutków ich występowania jest tematem kolejnych podrozdziałów.

5.3. Przeszaczenia w zakresie obróbki high-speed machining

Przebiegi przeszaczeń w czasie w zakresie obróbki konwencjonalnej umożliwiły klasyfikację odkształceń badanych próbek podczas frezowania w zakresie obróbki dokładnej. Pomiar przeszaczeń w zakresie obróbki HSM wykonano w celu porównawczym, oraz uzyskaniu informacji o potencjalnych zmianach w charakterze odkształceń. Zbadano serię próbek w etapie *pośrednim* frezując z prędkością skrawania $v_c = 800$ m/min.

Rysunek 5.8 przedstawia zestawienie przeszaczeń y w czasie dla próbek o grubości $L = 1,0$ mm ($H/L = 15$) podczas frezowania zarówno z etapu *pośredniego* jak i HSM. W obu etapach (*pośredni* oraz HSM) zachowano stały posuw na ostrze f_z , stąd zmienna prędkość posuwowa v_f spowodowała odmienny czas skrawania t_s próbek. Wykres przedstawia wpływ prędkości skrawania na odkształcenia próbek. Wszystkie przebiegi ustawiono w taki sposób, że frezowanie rozpoczyna się w pierwszej sekundzie osi czasu.

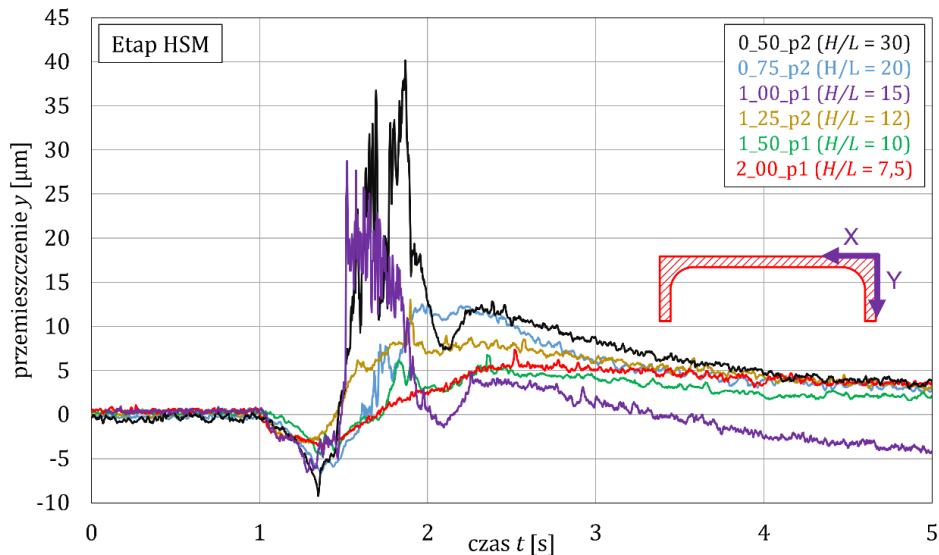


Rys. 5.8. Porównanie przebiegów przemieszczeń w czasie dla próbek frezowanych w zakresie prędkości skrawania $v_c = 450 \div 1400$ m/min

Widoczny jest odmienny charakter przebiegu przemieszczeń dla próbek frezowanych z prędkością skrawania $v_c = 800$ i 1400 m/min w porównaniu do prędkości $v_c = 450$ m/min stosowanej w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej. Dominujące w przebiegach są odkształcenia o wartości dodatniej (w kierunku Y- próbki), czyli odwrotnie niż to miało miejsce w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej, gdzie dominowały odkształcenia sprężyste o kierunku Y+, ich maksymalne wartości sięgały $\Delta l_s = 140$ μm . W przypadku badań w zakresie obróbki HSM odkształcenia sprężyste o tym samym kierunku nie przekraczały $\Delta l_s < 10$ μm . Pokazuje to całkowicie odmienny wpływ obróbki z dużymi prędkościami skrawania na charakter oraz wartość przemieszczeń. Z kolei odkształcenia o wartościach dodatnich w badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej nie przekraczały 30 μm . W tym przypadku dla badań w zakresie obróbki HSM te wartości są większe osiągając średnio 48 μm dla próbek o największym współczynniku H/L .

Zauważalne w przebiegach są odkształcenia plastyczne, w badanym zakresie przyjmują wartości do $\Delta l_p \leq 5$ μm . Na rysunku 5.8 strzałkami oznaczono niestabilne obszary obróbki, tzn. są to obszary w których wystąpiły drgania samowzbudne. Efekt ten jest dominujący w przebiegach, w których te drgania się pojawiały.

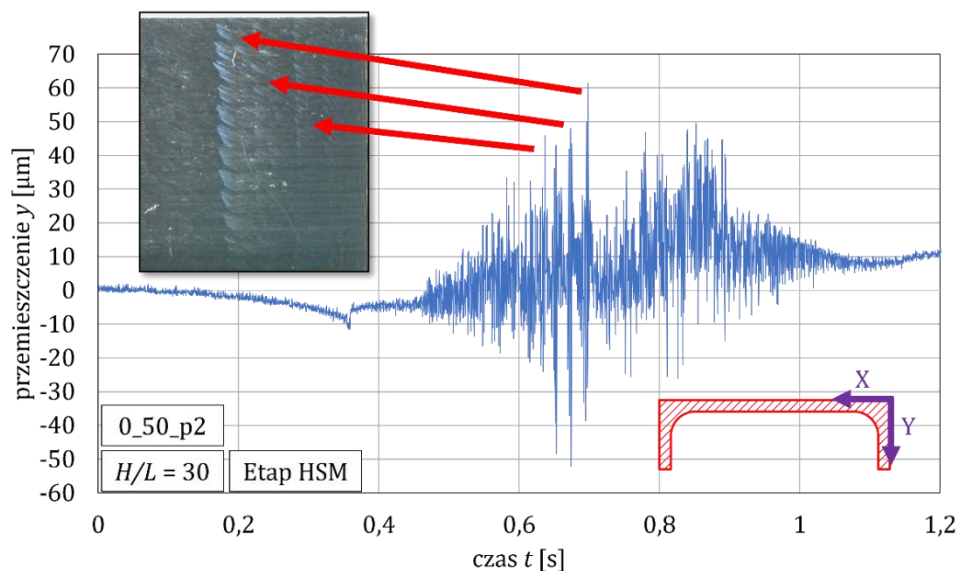
Kolejne przedstawione wyniki dotyczą tylko badań w zakresie obróbki HSM. Rysunek 5.9 jest zestawieniem przemieszczeń w czasie przykładowych 6 próbek w pełnym zakresie badanego współczynnika H/L . Przebieg przemieszczeń ma podobny charakter - wśród próbek zauważalne są obszary, w których zarejestrowano drgania samowzbudne. Wiązało się to z nagłym wzrostem przemieszczeń próbki. W tym przypadku widoczne są one na próbkach 1_00_p1 ($H/L = 15$) oraz 0_50_p2 ($H/L = 30$).



Rys. 5.9. Zestawienie przebiegów przemieszczeń w czasie dla przykładowych próbek w zakresie $H/L = 7,5 \div 30$

Znając korelację odkształceń sprężystych Δl_s z dokładnością wykonania, ustaloną na podstawie badań w zakresie obróbki konwencjonalnej (rys. 4.18), można stwierdzić, że dokładność wykonania próbek w badaniach w zakresie obróbki HSM powinna być zdecydowanie wyższa. Odminnym zjawiskiem mogącym odgrywać tutaj kluczową rolę są drgania samowzbudne.

Dodatkowo na rysunku 5.10 przedstawiono przemieszczenie w czasie dla próbki 0_50_p2 ($H/L = 30$) zmierzone laserowym czujnikiem przemieszczeń. W tym przypadku widoczne są charakterystyczne piki w przemieszczeniu, które korelują z wynikami z wcześniejszego rysunku (rys. 5.5).



Rys. 5.10. Przebieg przemieszczeń w czasie dla próbki 0_50_p2

W przypadku badań w zakresie obróbki konwencjonalnej odkształcenia podczas procesu frezowania (czyli podczas kontaktu narzędzia z materiałem) przyjmowały

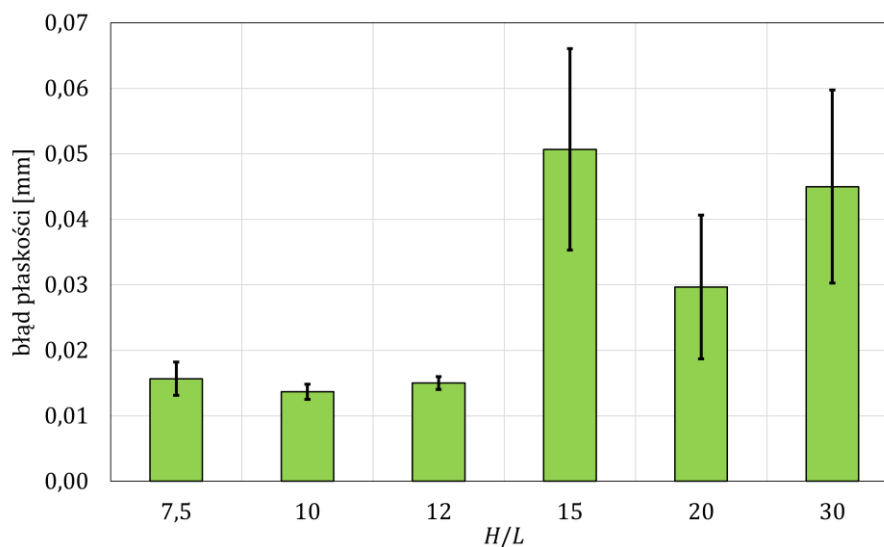
wartości ujemne i występowały w kierunku dodatnim próbki (Y+) (rys. 4.11). W opisywanym przykładzie (rys. 5.10) przedstawiony przebieg w całości przedstawia tylko czas skrawania ($t_s = 1,23$ s). Na osi pionowej widoczne są odkształcenia sprężyste Δl_s w obu kierunkach o zbliżonych wartościach maksymalnych. Jakikolwiek wynik przemieszczenia o wartości dodatniej sugeruje, że próbka była „wciągana” lub w wyniku powstających drgań samowzbudnych była „wpychana” w frez. Efektem tego są zauważalne nieuzbrojonym okiem na rysunku 5.3 błędy na obrobionej powierzchni nazwane bruzdami. Zjawisko to opisywano w rozdziale 4.6 podczas frezowania ścianek swobodnych. W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej przemieszczenia o wartościach dodatnich pojawiały się dopiero po przejściu frezu jako odkształcenia termiczne Δl_T oraz trwałe Δl_p .

Pomiar przemieszczeń elementów cienkościennych w zakresie obróbki HSM wykazał odmienny charakter powstających odkształceń. W stosunku do badań w zakresie obróbki konwencjonalnej: odkształcenia sprężyste Δl_s w kierunku Y+ próbki są mniejsze, a dominujące są te w kierunku Y-, które wcześniej podczas frezowania nie występowały. Powodem redukcji były mniejsze wartości składowych siły skrawania (F_f , F_{fN}), a drgania samowzbudne spowodowały przemieszczenia ścianki w kierunku Y-.

5.4. Analiza dokładności wykonania elementów cienkościennych

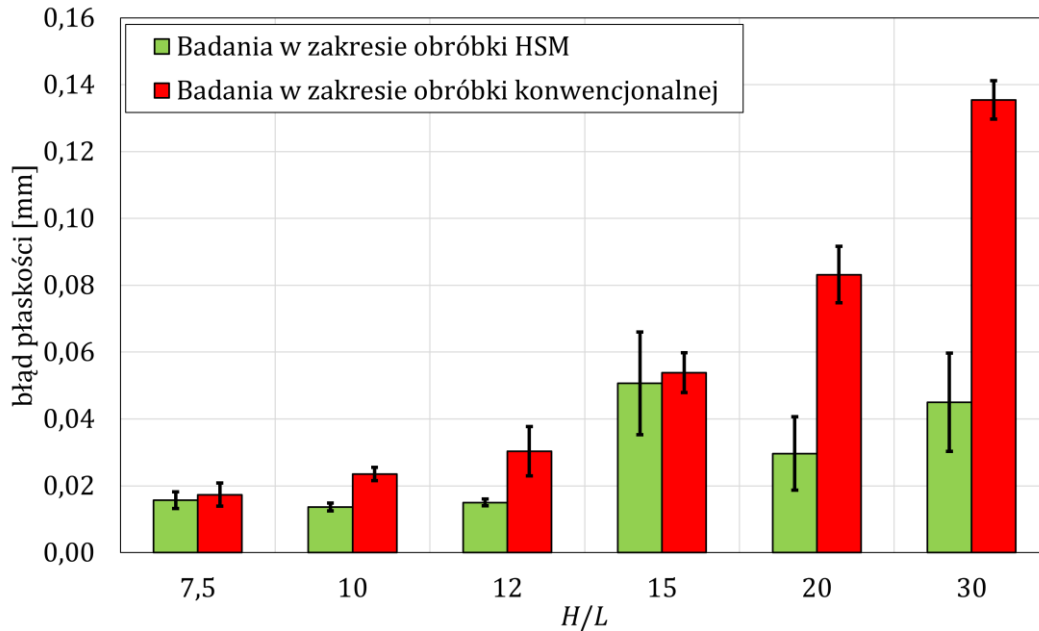
Dokładność wykonania próbek z etapu HSM oceniono stosując identyczne kryteria jak w badaniach z zakresu obróbki konwencjonalnej.

Rysunek 5.11 przedstawia zestawienie błędów płaskości w pełnym zakresie współczynnika H/L podczas badań stosując obróbkę HSM. Zauważalny jest wzrost błędu powyżej współczynnika $H/L = 15$. W tym zakresie różnice w wynikach pomiędzy pomiarami wzrastają (dla każdego współczynnika H/L wykonano trzy próbki). Powodem są występujące drgania samowzbudne. Maksymalna wartość błędu nie przekracza 0,1 mm.



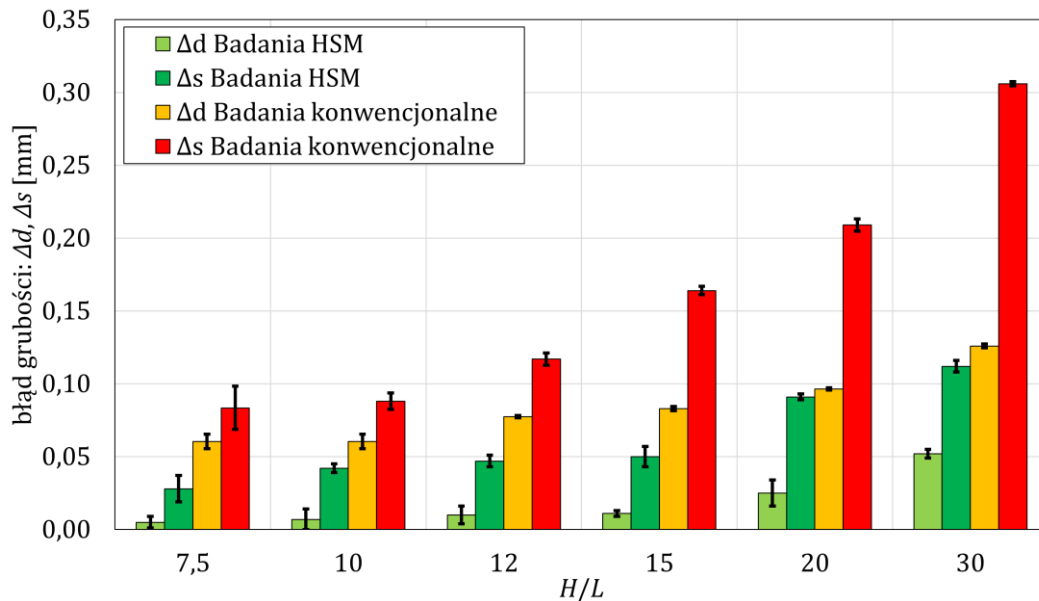
Rys. 5.11. Zestawienie błędu płaskości próbek w etapie HSM, zaznaczono odchylenie standardowe

Zestawienie z całego zakresu badań rozprawy widoczne jest na kolejnym rysunku 5.12. Znaczące różnice są dla próbek o współczynniku $H/L = 20 \div 30$. Wartości uzyskane z badań w zakresie obróbki konwencjonalnej są o 200% większe dla tego zakresu współczynnika H/L . Obróbka z dużymi prędkościami skrawania ustabilizowała błąd płaskości, brak w nich gwałtownego wzrostu wraz ze wzrostem współczynnika H/L .



Rys. 5.12. Porównanie błędu płaskości próbek w całym zakresie badań, zaznaczono odchylenie standardowe

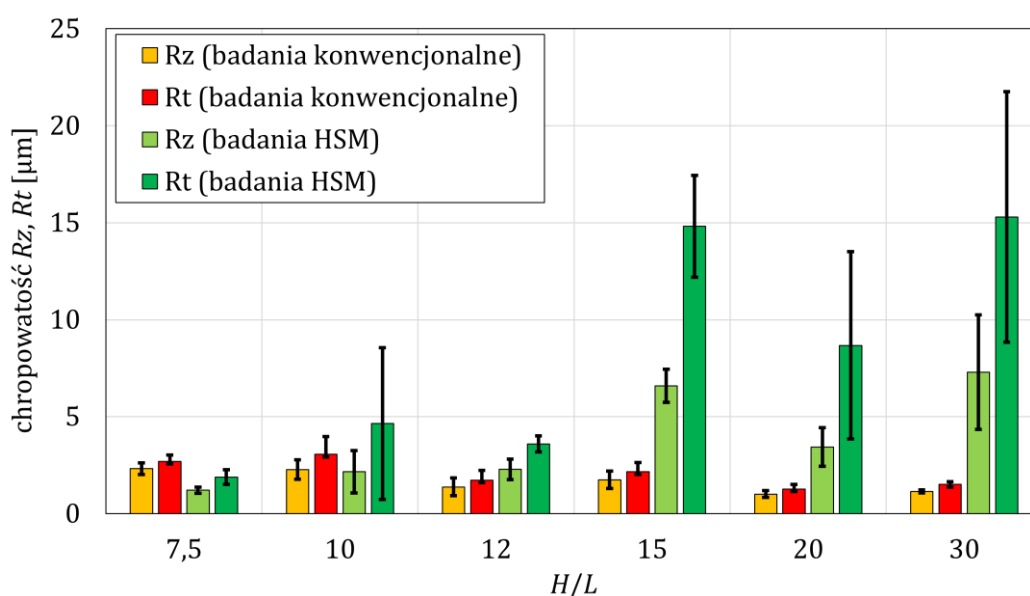
Kolejnym zestawieniem porównującym cały zakres rozprawy jest błąd grubości próbek (rys. 5.13). W tym przypadku także widoczna jest zależność omawiana na przykładzie wcześniejszych wyników dokładności z tego podrozdziału.



Rys. 5.13. Porównanie błędu grubości po obróbce dla próbek w całym zakresie badań, zaznaczono odchylenie standardowe

Błąd grubości ścianki na szczycie Δs wzrasta dla badań w zakresie obróbki konwencjonalnej powyżej współczynnika $H/L = 15$. W zakresie obróbki HSM błąd na szczycie Δs ścianki nie przekracza 0,12 mm. Błąd grubości na szczycie ścianki dla próbek z badań w zakresie obróbki konwencjonalnej jest o 200-330% większy.

Zestawienie parametrów chropowatości Rz i Rt powierzchni po frezowaniu z całego zakresu badań przedstawiono na rysunku 5.14. Z założenia według literatury obróbka HSM umożliwia redukcję parametrów chropowatości w porównaniu do obróbki konwencjonalnej. W badanym zakresie wzrost prędkości skrawania, w szczególności dla próbek powyżej współczynnika $H/L=15$ spowodował wzrost obu parametrów. Parametr Rt jest czuły na miejscowe błędy wykonania, takie jak bruzdy i rysy. Widoczne jest to dla współczynników $H/L = 15$; gdzie $Rz_{max} = 17,7 \mu m$, oraz dla $H/L = 30$; gdzie $Rz_{max} = 20,1 \mu m$.



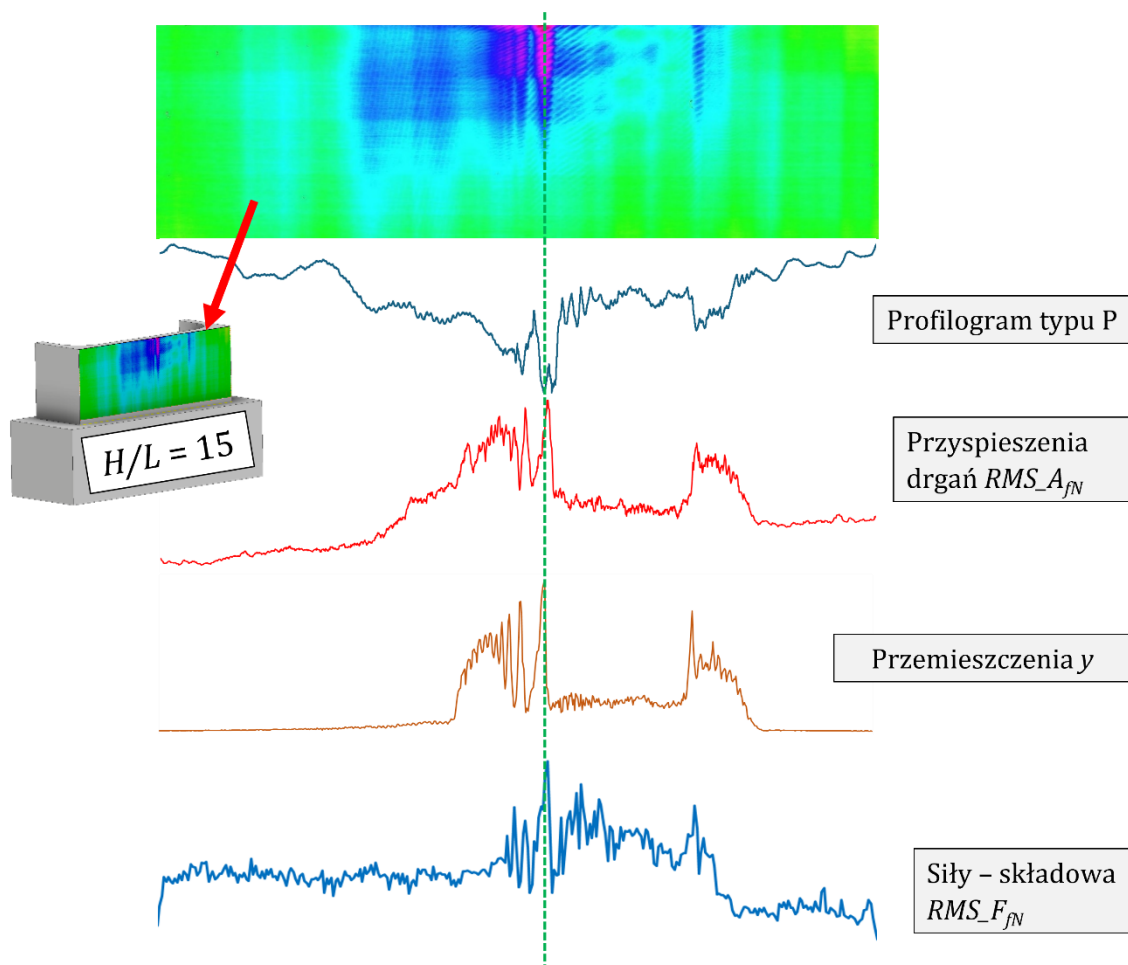
Rys. 5.14. Porównanie parametrów Rz i Rt chropowatości powierzchni próbek w całym zakresie badań, zaznaczono odchylenie standardowe

Podsumowując dokładność wykonania próbek po obróbce HSM można dojść do wniosku iż redukcja składowych siły całkowitej pozytywnie wpłynęła na redukcję błędów płaskości oraz grubości. Drgania samowzbudne niekorzystnie wpłynęły na wzrost parametrów chropowatości powierzchni, a w szczególności parametru Rt .

5.5. Badania w zakresie obróbki HSM – podsumowanie

Największą korzyść z zwiększenia prędkości skrawania w badaniach do zakresu obróbki HSM uzyskano w postaci redukcji błędu płaskości oraz grubości. Niekorzystnie wzrosły parametry chropowatości powierzchni Rz oraz Rt . Dodatkowo w omawianym zakresie pojawiły się drgania samowzbudne. Spowodowały one powstanie błędów obrobionej powierzchni pod postacią bruzd i fal. Podsumowaniem przeprowadzonych badań w zakresie obróbki HSM jest rysunek 5.15. Przedstawia on związki przyczynowo-skutkowe, a dokładnie ocenę jakościową zmierzonych wielkości.

Wybrano próbkę o współczynniku $H/L = 15$ jako reprezentatywną omawianych wielkości. Powstałe drgania samowzbudne podczas frezowania miały istotny wpływ na pozostałe mierzone wielkości.



Rys. 5.15. Porównanie jakościowe mierzonych wielkości w badaniach w zakresie obróbki HSM, na przykładzie próbki o współczynniku $H/L = 15$

Zestawiono ze sobą obraz topografii powierzchni. Wybrano pojedynczy profilogram typu P oraz przebieg RMS przyspieszeń drgań w czasie (składowa RMS_{AfN}). Dodatkowo pokazano przemieszczenia y w czasie oraz przebieg RMS składowej posuwowej normalnej siły całkowitej (składowa RMS_{FfN}). Skutkiem powstałych podczas frezowania drgań samowzbudnych są bruzdy i fale na powierzchni obrobionej próbki. Profilogram typu P dobrze obrazuje powstałe bruzdy, w tym najbardziej tą znajdującą się na środku próbki. Kolejne dwa przebiegi - przyspieszenia oraz przemieszczenia - są ze sobą skorelowane. Powstające drgania wychylały frezowaną ściankę powodując wbijanie się jej w narzędzie - skrawając nadwymiarową warstwę materiału. Analogicznie w przebiegu składowej RMS_{FfN} siły całkowitej można doszukać się pewnych podobieństw.

6. WNIOSKI

6.1. Wnioski poznawcze

- 1) W zakresie obróbki konwencjonalnej wraz ze wzrostem współczynnika H/L składowe siły całkowitej malały. Było to związane ze wzrostem powstających odkształceń w wyniku spadku sztywności próbek cienkościennych. Amplitudy drgań rosły z tego samego powodu, osiągały maksymalne wartości RMS_{A_f} oraz $RMS_{A_{fN}}$ nie przekraczające 30 m/s².
- 2) Zidentyfikowano i sklasyfikowano odkształcenia powstające podczas obróbki elementów cienkościennych w zakresie obróbki dokładnej. Rozpoznano odkształcenia sprężyste Δl_s plastyczne Δl_p oraz termiczne Δl_T .
- 3) W badaniach w zakresie obróbki konwencjonalnej dominujące okazały się odkształcenia sprężyste, osiągające maksymalne wartości $\Delta l_s = 140 \mu\text{m}$, co skutkowało maksymalnym błędem płaskości wynoszącym 0,15 mm. Przedstawiono wpływ zmiany współczynnika H/L na powstające odkształcenia. Wraz z jego wzrostem (a co za tym idzie spadkiem grubości L frezowanych ścianek) wartości odkształceń rosły.
- 4) Kształt elementu cienkościennego ma istotny wpływ na charakter oraz wartość powstających odkształceń. Podczas frezowania próbki ze ścianką swobodną, odkształcenia sprężyste Δl_s wzrosły o 120% w porównaniu do próbki ze ścianką złożoną (próbka z zakresu rozprawy). W próbkach tych nie zarejestrowano odkształceń trwałych Δl_p oraz termicznych Δl_T .
- 5) Zaprezentowano wpływ materiału próbki na charakter powstających podczas frezowania odkształceń. Odkształcenia termiczne ulegały redukcji w 3-4 sekundy podczas obróbki stopu EN AW-7075. Frezując stop tytanu Ti6Al4V czas ten ulegał 10-krotnemu wydłużeniu, powodując czynny udział odkształceń termicznych Δl_T na dokładność wykonania elementów cienkościennych. Ma to kluczowe zjawisko podczas frezowania z zastosowaniem wielu przejść frezu w krótkich odstępach czasu.
- 6) W badaniach w zakresie obróbki HSM osiągnięto nawet 10-krotną redukcję składowych siły całkowitej (F_f ; F_{fN}). Spowodowało to spadek odkształceń sprężystych w analizowanym kierunku Y+, których wartości nie przekroczyły $\Delta l_s = 10 \mu\text{m}$. Przyczyniło się to do utrzymania błędu płaskości poniżej 0,05 mm. Dominujące okazały się drgania samowzbudne, które nasilały się wraz ze wzrostem współczynnika H/L . Ich efektem było pojawienie się odkształceń podczas frezowania w kierunku Y-. Wzrosła chropowatość powierzchni oraz powstały błędy wykonania na powierzchni w formie bruzd i fal.
- 7) Obróbka w zakresie HSM spowodowała wzrost wartości drgań podczas frezowania RMS_{A_f} oraz $RMS_{A_{fN}}$ do maksymalnych wartości $\sim 300 \text{ m/s}^2$. Wzrost prędkości

skrawania z zakresu obróbki konwencjonalnej ($v_c = 450$ m/min) do obróbki high-speed machining ($v_c = 1400$ m/min) spowodował zmianę dynamiki procesu.

6.2. Wnioski użytkowe

- 1) W pracy wykazano skuteczność opracowanych metod i stanowisk badawczych w pomiarze odkształceń elementów cienkościennych podczas frezowania.
- 2) W określonych warunkach odkształcenia termiczne Δl_T mogą stanowić dodatkowy czynnik prowadzący do utraty kontroli nad grubością skrawanej warstwy. Potwierdzono to na przykładzie obróbki elementu cienkościennego wykonanego ze stopu tytanu Ti6Al4V.
- 3) Zastosowanie frezowania w warunkach HSM w przypadku elementów cienkościennych przynosi korzyści w postaci redukcji błędów wymiarowo-kształtowych. Należy jednak mieć na uwadze ryzyko występowania drgań samowzbudnych.
- 4) Ocena dokładności wykonania elementów cienkościennych nie powinna ograniczać się wyłącznie do chropowatości powierzchni – konieczne jest także uwzględnienie wskaźników takich jak błędy płaskości i grubości.

6.3. Wnioski do dalszych badań

- 1) Zasadne wydaje się rozszerzenie badań dotyczących występowania drgań samowzbudnych podczas obróbki elementów cienkościennych celem lepszego poznania ich źródeł oraz opracowania skutecznych metod ich eliminacji.
- 2) Zastosowaną metodykę badawczą warto uzupełnić o bardziej zaawansowane techniki pomiaru przemieszczeń elementów cienkościennych (np. pomiar w wielu punktach lub na całej powierzchni).
- 3) W wyniku trudności z pomiarem temperatury elementów cienkościennych zalecane są dalsze badania symulacyjne w oparciu o metody numeryczne.
- 4) Przeprowadzone badania nie obejmowały pomiaru stanu naprężeń próbek cienkościennych po skrawaniu. W celu dokładniejszego określenia wpływu dodatkowych czynników na dokładność wykonania, wskazane jest przeprowadzenie takich pomiarów.

7. PLAN DALSZYCH BADAŃ

Przeprowadzając analizę z otrzymanych wyników badań w zakresie rozprawy zauważono możliwości rozszerzenia zrealizowanych badań. Zważywszy na szerokie wykorzystanie pomiaru przemieszczeń do analizy zjawisk zachodzących podczas frezowania elementów cienkościennych, należałoby rozszerzyć metodykę pomiaru. Zwiększeniem dokładności pomiaru byłoby zastosowanie kilku laserowych czujników przemieszczeń lub takich, które mierzą przemieszczenie na pewnym odcinku (linii). Dodatkowym usprawnieniem powinno być wykonywanie pomiarów drgań elementu cienkościennego w sposób bezstykowy. Nie spowoduje to zmiany masy ani sztywności układu. W tym celu można posłużyć się wibrometrem laserowym. Nowe metody pomiarowe powinny posłużyć szerszemu poznaniu powodów występowania drgań samowzbudnych w badanym zakresie. Należałoby zaproponować rozwiązania niwelujące te drgania. Przykładowym rozwiązaniem mogą być frezy o zmiennej podziałce międzyostrzowej. Niektóre firmy posiadają owe narzędzia w swojej ofercie reklamując je jako niwelujące ryzyko występowania drgań samowzbudnych. W celu pełnego poznania ilościowego wpływu frezowania na dokładność po obróbce należy wprowadzić pomiar naprężeń w warstwie wierzchniej. Jak przedstawiono w badaniach, zmiana temperatury elementu cienkościennego może wpływać w sposób znaczący na dokładność wykonania. Dalsze badania powinny bazować na opracowaniu nowych metod pomiaru temperatury przedmiotu obrabianego podczas frezowania. Z powodu trudności w wykonaniu takich pomiarów należy wprowadzić metody symulacyjne.

Potencjał rozwojowy przeprowadzonych badań jest duży. Pokazują one jak bardzo indywidualne należy mieć podejście do materiału oraz kształtu elementu cienkościennego. Powinno to być wyznacznikiem w planowaniu dalszych badań.

LITERATURA

- [1] **Vukman J, Lukić D, Borojevic S, Milošević.** *Experimental Research of the influence of high-speed machining parameters on time and surface roughness of thin-walled parts.* MMA 2018 Flexible Technologies. 2018: 227-232.
- [2] **Smith S, Dvorak D.** *Tool path strategies for high speed milling aluminum workpieces with thin webs.* Mechatronics. 1998 Jun;8(4):291–300.
- [3] **Jurczak W.** *Problemy i perspektywy stopów aluminium w zastosowaniu na konstrukcje morskie.* Zeszyty naukowe akademii Marynarki Wojennej. Nr 4 (183). 2010.
- [4] **Zębala W.** *Minimalizacja błędów obróbki przedmiotów cienkościennych.* Inżynieria Maszyn, R. 15, z. 3. 2010: 45:54.
- [5] **Wang T, Zha J, Jia Q, Chen Y.** *Application of low-melting alloy in the fixture for machining aeronautical thin-walled component.* Int J Adv Manuf Technol. 2016 Dec;87(9–12):2797–807.
- [6] **Kuczmazewski J, Zaleski K, Kłonica M, Matuszak J, Pieśko P, Włodarczyk M, et al.** *Obróbka skrawaniem stopów aluminium i magnezu.* Lublin: Politechnika Lubelska; 2015. 309 p. (Monografie / Politechnika Lubelska).
- [7] **Del Sol I, Rivero A, López De Lacalle LN, Gamez AJ.** *Thin-Wall Machining of Light Alloys: A Review of Models and Industrial Approaches.* Materials. 2019 Jun 23;12(12):2012.
- [8] **Przybyłowicz K, Przybyłowicz J.** *Materiałoznawstwo w pytaniach i odpowiedziach.* Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. Warszawa 2004.
- [9] **Norma, PN-EN 1706:2010:** *Aluminium i stopy aluminium - Odlewy - Skład chemiczny i własności mechaniczne.*
- [10] **Domke W.** *Vadamecum materiałoznawstwa.* Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. Warszawa. 1977.
- [11] **Norma, PN-EN 573-32004:** *Aluminium i stopy aluminium - Skład chemiczny i rodzaje wyrobów przerobionych plastycznie - Część 3: Skład chemiczny i rodzaje wyrobów.*
- [12] **Samuel AU, Araoyinbo AO, Elewa RR, Biodun MB.** *Effect of Machining of Aluminium Alloys with Emphasis on Aluminium 6061 Alloy – A Review.* IOP Conf Ser: Mater Sci Eng. 2021 Apr 1;1107(1):012157.
- [13] **Dobrzański L A.** *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo.* Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. Warszawa. 2002.
- [14] **Głowacka M.** *Metaloznawstwo - praca zbiorowa.* Wydawnictwo Politechniki Gdańskiej. 1996
- [15] **Norma, PN-EN 515:2017-05:** *Aluminium i stopy aluminium - Wyroby przerobione plastycznie - Oznaczenia stanów.*
- [16] **Norma, PN-EN 1780-1:2003 :** *Aluminium i stopy aluminium - Oznaczenia gąsek do przetopienia z aluminium stopowego, stopów wstępnych i odlewów – Część 1.*
- [17] **Norma, PN-EN 1780-2:2003:** *Aluminium i stopy aluminium - Oznaczenia gąsek do przetopienia z aluminium stopowego, stopów wstępnych i odlewów – Część 2.*
- [18] **Kłysz S.** *Charakterystyki wybranych materiałów - materiały lotnicze.* Podstawy wytrzymałości materiałów. Wydanie 1, rozdział 2,7. Instytut Techniczny Wojsk Lotniczych. 2015.
- [19] **Davis JR.** *Aluminum and aluminum alloys.* ASM International, The Materials Information Society. 2001.
- [20] **Olszak W.** *Obróbka skrawaniem.* Wydawnictwa Naukowo-Techniczne. Warszawa. 2023.
- [21] **Zagórski I, Warda T, Włodarczyk M.** *The influence of technological parameters on selected surface roughness parameters during aluminum 7075 alloys turning.* Mechanik. 2016 Sep;(8–9):1060–1.
- [22] **Patru EN, Bica M, Panduru D, Craciunoiu N.** *Temperature during the milling process of aluminum alloys using contact and non-contact methods.* IOP Conf Ser: Mater Sci Eng. 2023 Sep 1;1290(1):012002.
- [23] **Santos MC, Machado AR, Barrozo MAS.** *Temperature in Machining of Aluminum Alloys.* Temperature Sensing. InTech; 2018.
- [24] **Carrilero, MS, Marcos, M.** *On the Machinability of Aluminium and Aluminium Alloys.* Journal of the Mechanical Behavior of Materials. 1996 Jun;7(3):179–94.

- [25] **Fukui H, Okida J, Omori N, Moriguchi H, Tsuda K.** *Cutting performance of DLC coated tools in dry machining aluminum alloys.* Surface and Coatings Technology. 2004 Oct;187(1):70–6.
- [26] **Hovsepian PEh, Luo Q, Robinson G, Pittman M, Howarth M, Doerwald D, et al.** *TiAlN/VN superlattice structured PVD coatings: A new alternative in machining of aluminium alloys for aerospace and automotive components.* Surface and Coatings Technology. 2006 Sep;201(1–2): 265–72.
- [27] **Gupta MK, Niesłony P, Sarikaya M, Korkmaz ME, Kuntoğlu M, Królczyk GM.** *Studies on Geometrical Features of Tool Wear and Other Important Machining Characteristics in Sustainable Turning of Aluminium Alloys.* Int J of Precis Eng and Manuf-Green Tech. 2023 Jul;10(4):943–57.
- [28] **Kishawy HA, Dumitrescu M, Ng EG, Elbestawi MA.** *Effect of coolant strategy on tool performance, chip morphology and surface quality during high-speed machining of A356 aluminum alloy.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2005 Feb;45(2):219–27.
- [29] **Feldshtein E, Gabryś P, Grezer K.** *Szczegóły tworzenia wióra przy toczeniu wykończeniowym stopu aluminium EN AW-2017A.* Kwartalnik techniczny - obróbka metalu. Nr 4. 2016.
- [30] **Santos MC, Machado AR, Sales WF, Barrozo MAS, Ezugwu EO.** *Machining of aluminum alloys: a review.* Int J Adv Manuf Technol. 2016 Oct;86(9–12):3067–80.
- [31] **Singh J, Gill SS, Dogra M, Singh R.** *A Brief Study on Machinability of Aluminium Alloys.* In: Sharma BP, Rao GS, Gupta S, Gupta P, Prasad A, editors. *Advances in Engineering Materials.* Singapore: Springer Singapore; 2021. p. 579–91.
- [32] **Ranjan Soren T, Kumar R, Panigrahi I, Kumar Sahoo A, Panda A, Kumar Das R.** *Machinability behavior of Aluminium Alloys: A Brief Study.* Materials Today: Proceedings. 2019;18:5069–75.
- [33] **Bałon P, Rejman E, Smusz R, Kielbasa B.** *High speed machining of the thin-walled aircraft constructions.* Mechanik. 2017 Sep;(8–9):726–9.
- [34] **Jiang X, Li B, Yang J, Zuo XY.** *Effects of tool diameters on the residual stress and distortion induced by milling of thin-walled part.* Int J Adv Manuf Technol. 2013 Sep;68(1–4):175–86.
- [35] **Bałon P, Świątoniowski A, Kielbasa B, Rejman E, Szostak J, Smusz R, et al.** *The application of thin-walled integral constructions in aviation as exemplified by the SAT-AM project.* Pantelakis S, Charitidis C, editors. MATEC Web Conf. 2019;304:01026.
- [36] **Soori M, Asmael M.** *Deflection Error Prediction and Minimization in 5-Axis Milling Operations of Thin-Walled Impeller Blades.* Facta Universitatis, Series: Mechanical Engineering. 2021.
- [37] **Wallace G, Jackson AP, Midson SP, Zhu Q.** *High-quality aluminum turbocharger impellers produced by thixocasting.* Transactions of Nonferrous Metals Society of China. 2010 Sep;20(9):1786–91.
- [38] **Gang L.** *Study on deformation of titanium thin-walled part in milling process.* Journal of Materials Processing Technology. 2009 Mar;209(6):2788–93.
- [39] **Qu S, Zhao J, Wang T.** *Experimental study and machining parameter optimization in milling thin-walled plates based on NSGA-II.* Int J Adv Manuf Technol. 2017 Mar;89(5–8):2399–409.
- [40] **Burek J, Żyłka Ł, Płodzień M, Buk J.** *Analiza odkształcenia cienkiej ścianki w systemie NX w obróbce HPC.* Mechanik nr 02/2015.
- [41] **Aijun T, Zhanqiang L.** *Deformations of thin-walled plate due to static end milling force.* Journal of Materials Processing Technology. 2008 Sep;206(1–3):345–51.
- [42] **Shamsuddin K A.** *A Comparison of Milling Cutting Path Strategies for Thin- Walled Aluminium Alloys Fabrication.* 2013.
- [43] **Czyżycki J, Twardowski P, Znojkwicz N.** *Analysis of the Displacement of Thin-Walled Workpiece Using a High-Speed Camera during Peripheral Milling of Aluminum Alloys.* Materials. 2021 Aug 23;14(16):4771.
- [44] **Czyżycki J, Twardowski P.** *Evaluation of Deflection of Thin-Walled Profile During Milling of Hardened Steel.* In: Królczyk GM, Niesłony P, Królczyk J, editors. *Industrial Measurements in Machining.* Cham: Springer International Publishing; 2020. p. 22–32.
- [45] **Zawada-Michałowska M, Kuczmazewski J, Pieśko P.** *Effect of the Geometry of Thin-Walled Aluminium Alloy Elements on Their Deformations after Milling.* Materials. 2022 Dec 18;15(24):9049.

- [46] **Yeganefar A, Niknam SA, Songmene V.** *Machinability study of aircraft series aluminium alloys 7075-T6 and 7050-T7451.* Trans Can Soc Mech Eng. 2020 Sep 1;44(3):427–39.
- [47] **Kuczmazewski J, Pieśko P, Zawada-Michałowska M.** *Analysis of cutting speed influence on the deformation of thin-walled elements made of aluminium alloy EN AW-2024 after milling.* Mechanik. 2016 Sep;(8–9):1066–7.
- [48] **Kuczmazewski J, Łogin W, Pieśko P, Zagórski I.** *State of Residual Stresses After the Process of Milling Selected Aluminium Alloys.* Adv Sci Technol Res J. 2018 Mar 1;12(1):63–73.
- [49] **Li ZL, Zhu LM.** *Compensation of deformation errors in five-axis flank milling of thin-walled parts via tool path optimization.* Precision Engineering. 2019 Jan;55:77–87.
- [50] **Huang N, Bi Q, Wang Y, Sun C.** *5-Axis adaptive flank milling of flexible thin-walled parts based on the on-machine measurement.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2014 Sep; 84:1–8.
- [51] **Twardowski P, Czyżycki J, Felusiak-Czyryca A, Tabaszewski M, Wiciak-Pikuła M.** *Monitoring and forecasting of tool wear based on measurements of vibration accelerations during cast iron milling.* Journal of Manufacturing Processes. 2023 Jun;95:342–50.
- [52] **Znojekiewicz N, Madajewski M, Twardowski P, Wojciechowski S.** *Analysis of forces and vibrations during milling of a metal-ceramic composite.* Mechanik. 2018 Sep;(8–9):763–5.
- [53] **Budak E, Altintas, Y.** *Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling—Part I: General Formulation.* Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control. 1998 Mar 1;120(1):22–30.
- [54] **Budak E, Altintas, Y.** *Analytical Prediction of Chatter Stability in Milling—Part II: Application of the General Formulation to Common Milling Systems.* Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control. 1998 Mar 1;120(1):31–6.
- [55] **Twardowski P, Tabaszewski M, Tabaszewski M, Czyżycki J.** *Application of machine learning algorithms for recognizing the wear of the cutting tool during precision milling of hardened tool steel.* Adv Sci Technol Res J. 2024 Dec 2;19(2):365–82.
- [56] **Tobias SA.** *Machine tool vibration research.* Int. J. Mach. Tool Des. Res. Vol. 1, pp. 1–14. 1961
- [57] **Szulewski P, Śniegulska-Grądzka D.** *Systems of automatic vibration monitoring in machine tools.* Mechanik. 2017 Mar;(3):170–5.
- [58] **Jemielniak K.** *Obróbka skrawaniem. Podstawy, dynamika, diagnostyka.* Oficyna Wydawnictwa Politechniki Warszawskiej. 2018.
- [59] **Kuljanic E, Totis G, Sortino M.** *Vibrations and Chatter in Machining: State of the Art and New Approaches.* Conference: Advanced Manufacturing Systems and Technology. 2008.
- [60] **Wiercigroch M, Budak E.** *Sources of nonlinearities, chatter generation and suppression in metal cutting.* Wiercigroch M, editor. Philosophical Transactions of the Royal Society of London Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences. 2001 Apr 15;359(1781):663–93.
- [61] **Zhang Y, Sims ND.** *Milling workpiece chatter avoidance using piezoelectric active damping: a feasibility study.* Smart Mater Struct. 2005 Dec 1;14(6):N65–70.
- [62] **Smith S, Tlustý J.** *Stabilizing Chatter by Automatic Spindle Speed Regulation.* CIRP Annals. 1992;41(1):433–6.
- [63] **Delio T, Tlustý J, Smith S.** *Use of Audio Signals for Chatter Detection and Control.* Journal of Engineering for Industry. 1992 May 1;114(2):146–57.
- [64] **Dogan H, Shokrani A.** *Investigation of chatter detection with sensor-integrated tool holders based on strain measurement.* Procedia CIRP. 2023;117:157–62.
- [65] **Altintas Y, Chan PK.** *In-process detection and suppression of chatter in milling.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1992 Jun;32(3):329–47.
- [66] **Feng J, Sun Z, Jiang Z, Yang L.** *Identification of chatter in milling of Ti-6Al-4V titanium alloy thin-walled workpieces based on cutting force signals and surface topography.* Int J Adv Manuf Technol. 2016 Feb;82(9–12):1909–20.
- [67] **Zhu L, Liu C.** *Recent progress of chatter prediction, detection and suppression in milling.* Mechanical Systems and Signal Processing. 2020 Sep;143:106840.

- [68] **Morek R MorekTECH.** *Obróbka stabilna - drgania samowzbudne.* Highspeedmachining.eu. TeWy Nr 6/2015 (6) w.1, str. 1.
- [69] **Pajor M, Powalka B, Hoffman M.** *Identyfikacja modelu procesu skrawania narzędziami wieloostrowowymi dla potrzeb analizy wibrostanilności.* Inżynieria Maszyn, R. 16, z. 1-2. 2011.
- [70] **Chodniki M.** *Nadzorowanie drgań podczas frezowania przedmiotów podatnych z wykorzystaniem aktywnego sterowania optymalnego.* Rozprawa doktorska. Katedra Mechaniki i Mechatroniki, Wydział Mechaniczny, Politechnika Gdańska. 2011.
- [71] **Szulewski P, Śniegulska-Grądzka D, Nejman M.** *Active systems for monitoring the cutting process in the Industry 4.0 concept.* Mechanik. 2018 Mar;(3):183–9.
- [72] **Altıntaş Y, Budak E.** *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling.* CIRP Annals. 1995;44(1):357–62.
- [73] **Adetoro OB, Wen PH, Sim WM, Vepa R.** *Stability Lobes Prediction in Thin Wall Machining.* 2009.
- [74] **Zatarain M, Muñoa J, Peigné G, Insperger T.** *Analysis of the Influence of Mill Helix Angle on Chatter Stability.* CIRP Annals. 2006;55(1):365–8.
- [75] **Kolluru K, Axinte D, Becker A.** *A solution for minimising vibrations in milling of thin walled casings by applying dampers to workpiece surface.* CIRP Annals. 2013;62(1):415–8.
- [76] **Sims ND, Mann B, Huyanan S.** *Analytical prediction of chatter stability for variable pitch and variable helix milling tools.* Journal of Sound and Vibration. 2008 Nov;317(3–5):664–86.
- [77] **Merdol SD, Altıntaş Y.** *Mechanics and Dynamics of Serrated Cylindrical and Tapered End Mills.* Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2004 May 1;126(2):317–26.
- [78] **Tlustý J, Zaton W, Ismail F.** *Stability Lobes in Milling.* CIRP Annals. 1983;32(1):309–13.
- [79] **Jemielniak K, Widota A.** *Suppression of self-excited vibration by the spindle speed variation method.* International Journal of Machine Tool Design and Research. 1984 Jan;24(3):207–14.
- [80] **Soliman E, Ismail F.** *Chatter suppression by adaptive speed modulation.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 1997 Mar;37(3):355–69.
- [81] **Paek R, Ha SH, Ri SC.** *Optimal determination of spindle speed variation type for the suppression of chatter in turning.* Int J Adv Manuf Technol. 2023 May;126(5–6):2481–96.
- [82] **Li C, Zheng G, Mao S, Zhang X.** *Variation Spindle Speed for the Suppression of Chatter in Milling.* In: Chen M, Giorgetti M, Li Z, Chen Z, Jin B, Agarwal RK, editors. Advances in Transdisciplinary Engineering. IOS Press; 2022.
- [83] **Campa FJ, Seguy S, López de Lacalle LN, Arnaud L, Desein G.** *Stable milling of thin-walled parts with variable dynamics.* Sixth International Conference High Speed Machining, Spain. 2007.
- [84] **Parus A, Hoffmann M, Bodnar A.** *Zastosowanie aktywnych układów eliminacji drgań w procesie skrawania.* Inżynieria Maszyn, R. 16, z. 1-2. 2011.
- [85] **Galewski M.** *Nadzorowanie drgań podczas frezowania szybkościowego smukłymi narzędziami z wykorzystaniem zmiennej prędkości obrotowej wrzeciona.* Rozprawa doktorska. Katedra Mechaniki i Wytrzymałości Materiałów, Wydział Mechaniczny, Politechnika Gdańska. 2007.
- [86] **Domek S, Parus A.** *Algorytmy eliminacji drgań w procesach obróbki mechanicznej.* Pomiary Automatyka Kontrola. R. 51, nr 11/11. 2005.
- [87] **Sun Y, Jiang S.** *Predictive modeling of chatter stability considering force-induced deformation effect in milling thin-walled parts.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2018 Dec;135:38–52.
- [88] **Thevenot V, Arnaud L, Dessein G, Cazenave-Larroche G.** *Influence of material removal on the dynamic behavior of thin-walled structures in peripheral milling.* Machining Science and Technology. 2006 Sep;10(3):275–87.
- [89] **Jin X, Sun Y, Guo Q, Guo D.** *3D stability lobe considering the helix angle effect in thin-wall milling.* Int J Adv Manuf Technol. 2016 Feb;82(9–12):2123–36.
- [90] **Yang Y, Zhang WH, Ma YC, Wan M, Dang XB.** *An efficient decomposition-condensation method for chatter prediction in milling large-scale thin-walled structures.* Mechanical Systems and Signal Processing. 2019 Apr;121:58–76.

- [91] **Budak E, Tekeli A.** *Maximizing Chatter Free Material Removal Rate in Milling through Optimal Selection of Axial and Radial Depth of Cut Pairs.* CIRP Annals. 2005;54(1):353–6.
- [92] **Shi J, Song Q, Liu Z, Ai X.** *A novel stability prediction approach for thin-walled component milling considering material removing process.* Chinese Journal of Aeronautics. 2017 Oct;30(5):1789–98.
- [93] **Żyłka Ł, Płodzień M.** *Stabilność 5-osowego frezowania stopów aluminium.* XI Forum Inżynierskie ProCAx cz. II, Kraków. 2012.
- [94] **Smith S, Thusty J.** *Efficient Simulation Programs for Chatter in Milling.* CIRP Annals. 1993;42(1):463–6.
- [95] **Rubeo MA, Schmitz TL.** *Global stability predictions for flexible workpiece milling using time domain simulation.* Journal of Manufacturing Systems. 2016 Jul;40:8–14.
- [96] **Kurpiel S, Zagórski K, Cieślik J, Skrzypkowski K, Brostow W.** *Evaluation of the Vibration Signal during Milling Vertical Thin-Walled Structures from Aerospace Materials.* Sensors. 2023 Jul 14;23(14):6398.
- [97] **Jiang S, Sun Y, Yuan X, Liu W.** *A second-order semi-discretization method for the efficient and accurate stability prediction of milling process.* Int J Adv Manuf Technol. 2017 Sep;92(1–4):583–95.
- [98] **Kuljanic E, Sortino M, Totis G.** *Multisensor approaches for chatter detection in milling.* Journal of Sound and Vibration. 2008 May;312(4–5):672–93.
- [99] **Ding Y, Zhu L.** *Investigation on chatter stability of thin-walled parts considering its flexibility based on finite element analysis.* Int J Adv Manuf Technol. 2018 Feb;94(9–12):3173–87.
- [100] **Ge G, Du Z, Feng X, Yang J.** *An integrated error compensation method based on on-machine measurement for thin web parts machining.* Precision Engineering. 2020 May;63:206–13.
- [101] **Bolsunovskiy S, Vermel V, Gubanov G, Kacharava I, Kudryashov A.** *Thin-Walled Part Machining Process Parameters Optimization based on Finite-Element Modeling of Workpiece Vibrations.* Procedia CIRP. 2013;8:276–80.
- [102] **Zhu W, Zhuang J, Guo B, Teng W, Wu F.** *An optimized convolutional neural network for chatter detection in the milling of thin-walled parts.* Int J Adv Manuf Technol. 2020 Feb;106(9–10):3881–95.
- [103] **Bayly PV, Halley JE, Mann BP, Davies MA.** *Stability of Interrupted Cutting by Temporal Finite Element Analysis.* J. Manuf. Sci. Eng. May 2003, 125(2): 220–225.
- [104] **Thevenot V, Arnaud L, Dessein G, Cazenave-Larroche G.** *Integration of dynamic behaviour variations in the stability lobes method: 3D lobes construction and application to thin-walled structure milling.* Int J Adv Manuf Technol. 2006 Jan;27(7–8):638–44.
- [105] **Huang Y, Zhang X, Xiong Y.** *Finite Element Analysis of Machining Thin-Wall Parts: Error Prediction and Stability Analysis.* In: Ebrahimi F, editor. Finite Element Analysis - Applications in Mechanical Engineering. InTech; 2012.
- [106] **M Wan, WH Zhang, GH Qin, ZP Wang.** *Strategies for error prediction and error control in peripheral milling of thin-walled workpiece.* International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2008;48(12–13):1366–74.
- [107] **Zawada-Michałowska M.** *Odkształcenia elementów cienkościennych po frezowaniu.* Rozprawa doktorska. Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska. 2019.
- [108] **Pater Z, Samołyk G.** *Podstawy teorii i analizy obróbki plastycznej metali.* Lublin: Politechnika Lubelska; 2011. 289 p. (Podręczniki / Politechnika Lubelska).
- [109] **Pater Z, Samołyk G.** *Podstawy technologii obróbki plastycznej metali.* Lublin: Politechnika Lubelska; 2013. 339 p. (Podręczniki / Politechnika Lubelska).
- [110] **Kurpiel S, Zagórski K, Cieślik J, Skrzypkowski K, Tuleshov A.** *Evaluation of the Surface Topography and Deformation of Vertical Thin-Wall Milled Samples from the Nickel Alloy Inconel 625.* Materials. 2024 Jan 7;17(2):295.
- [111] **Kurpiel S, Zagórski K, Cieślik J, Skrzypkowski K.** *Investigation of Selected Surface Topography Parameters and Deformation during Milling of Vertical Thin-Walled Structures from Titanium Alloy Ti6Al4V.* Materials. 2023 Apr 18;16(8):3182.
- [112] **Dudzińska S, Grochała D, Bachtiak-Radka E.** *Research on stresses in the top layer of parts shaped in a hybrid technology.* atest. 2018 Sep 30;19(9):129–32.

- [113] **Krupa K, Habrat W, Kocurek P, Sieniawski J.** *Surface residual stresses in finish turning of gamma titanium alloy TiAl(γ)*. *Mechanik*. 2016 Oct;(10):1508–9.
- [114] **Mantle AL, Aspinwall DK.** *Surface integrity of a high speed milled gamma titanium aluminide*. *Journal of Materials Processing Technology*. 2001 Dec;118(1–3):143–50.
- [115] **Pawade RS, Joshi SS, Brahmkar PK.** *Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718*. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 2008 Jan;48(1):15–28.
- [116] **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*. *Int J Adv Manuf Technol*. 2017 Dec;93(9–12):4203–16.
- [117] **Özel T, Zeren E.** *Finite Element Modeling of Stresses Induced by High Speed Machining With Round Edge Cutting Tools*. In: *Manufacturing Engineering and Materials Handling, Parts A and B*. Orlando, Florida, USA: ASMEDE; 2005. p. 1279–87.
- [118] **Yi S, Wu Y, Gong H, Peng C, He Y.** *Experimental Analysis and Prediction Model of Milling-Induced Residual Stress of Aeronautical Aluminum Alloys*. *Applied Sciences*. 2021 Jun 24;11(13):5881.
- [119] **Li Y, Gan W, Zhou W, Li D.** *Review on residual stress and its effects on manufacturing of aluminium alloy structural panels with typical multi-processes*. *Chinese Journal of Aeronautics*. 2023 May;36(5):96–124.
- [120] **Huang X, Sun J, Li J, Han X, Xiong Q.** *An Experimental Investigation of Residual Stresses in High-Speed End Milling 7050-T7451 Aluminum Alloy*. *Advances in Mechanical Engineering*. 2013 Jan;5:592659.
- [121] **Rao B, Dandekar CR, Shin YC.** *An experimental and numerical study on the face milling of Ti–6Al–4V alloy: Tool performance and surface integrity*. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011 Feb;211(2):294–304.
- [122] **Zhu P, Liu Z, Ren X, Cai Y.** *Machining Distortion for Thin-Walled Superalloy GH4169 Caused by Residual Stress and Manufacturing Sequences*. *Metals*. 2022 Aug 31;12(9):1460.
- [123] **Li B, Jiang X, Yang J, Liang SY.** *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 Feb;216:223–33.
- [124] **Thlusty J, Smith S, Winfough WR.** *Techniques for the Use of Long Slender End Mills in High-speed Milling*. *CIRP Annals*. 1996;45(1):393–6.
- [125] **Huang N, Yin C, Liang L, Hu J, Wu S.** *Error compensation for machining of large thin-walled part with sculptured surface based on on-machine measurement*. *Int J Adv Manuf Technol*. 2018 Jun;96(9–12):4345–52.
- [126] **Gao Y yuan, Ma J wei, Jia Z yuan, Wang F ji, Si L kun, Song D ning.** *Tool path planning and machining deformation compensation in high-speed milling for difficult-to-machine material thin-walled parts with curved surface*. *Int J Adv Manuf Technol*. 2016 Jun;84(9–12):1757–67.
- [127] **Bera TC, Desai KA, Rao PVM.** *Error compensation in flexible end milling of tubular geometries*. *Journal of Materials Processing Technology*. 2011 Jan;211(1):24–34.
- [128] **Wang J, Ibaraki S, Matsubara A.** *A cutting sequence optimization algorithm to reduce the workpiece deformation in thin-wall machining*. *Precision Engineering*. 2017 Oct;50:506–14.
- [129] **Burek J, Żyłka Ł, Płodzień M, Gdula M.** *The influence of the cutter edge contour line on the cutting forces in the high performance cutting of AlZn5.5MgCu aluminum alloy*. *Mechanik*. 2015 Sep;(8–9):724/275-724/283.
- [130] **Shin BS.** *Investigation of the Impact Analysis of Microscale Thin-Walled Structures Manufactured by High-Speed Machining*. *KEM*. 2006 Dec;326–328:1599–602.
- [131] **Zawada-Michałowska M.** *High-Performance Milling Techniques of Thin-Walled Elements*. *Adv Sci Technol Res J*. 2022 Jul 1;16(3):98–110.
- [132] **Borojevic S, Lukic D, Milosevic M, Vukman J, Kramar D.** *Optimization of process parameters for machining of Al 7075 thin-walled structures*. *Adv produc engineer manag*. 2018 Jun 15;13(2):125–35.

- [133] **Izamshah R.A. R, Mo J, Ding SL.** *Finite Element Analysis of Machining Thin-Wall Parts*. KEM. 2010 Dec;458:283–8.
- [134] **Herranz S, Campa FJ, De Lacalle LNL, Rivero A, Lamikiz A, Ukar E, et al.** *The milling of airframe components with low rigidity: A general approach to avoid static and dynamic problems*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture. 2005 Nov 1;219(11):789–801.
- [135] **Aoyama T, Kakinuma Y.** *Development of Fixture Devices for Thin and Compliant Workpieces*. CIRP Annals. 2005;54(1):325–8.
- [136] **Ma J, Zhang D, Wu B, Luo M, Liu Y.** *Stability improvement and vibration suppression of the thin-walled workpiece in milling process via magnetorheological fluid flexible fixture*. Int J Adv Manuf Technol. 2017 Feb;88(5–8):1231–42.
- [137] **Liu S, Zheng L, Zhang ZH, Wen DH.** *Optimal fixture design in peripheral milling of thin-walled workpiece*. Int J Adv Manuf Technol. 2006 Apr;28(7–8):653.
- [138] **Fei J, Lin B, Xiao J, Ding M, Yan S, Zhang X, et al.** *Investigation of moving fixture on deformation suppression during milling process of thin-walled structures*. Journal of Manufacturing Processes. 2018 Apr;32:403–11.
- [139] **Wan M, Dang XB, Zhang WH, Yang Y.** *Chatter suppression in the milling process of the weakly-rigid workpiece through a moving fixture*. Journal of Materials Processing Technology. 2022 Jan;299:117293.
- [140] **Pieśko P.** *Badania wpływu sztywności statycznej frezów trzpieniowych na dokładność geometryczną przedmiotów wykonywanych ze stopów aluminium*. Rozprawa doktorska. Wydział Mechaniczny, Politechnika Lubelska. 2014.
- [141] **Hussain A, Lazoglu I.** *Distortion in milling of structural parts*. CIRP Annals. 2019;68(1):105–8.
- [142] **Chen W, Xue J, Tang D, Chen H, Qu S.** *Deformation prediction and error compensation in multilayer milling processes for thin-walled parts*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2009 Sep;49(11):859–64.
- [143] **Si-meng L, Xiao-dong S, Xiao-bo G, Dou W.** *Simulation of the deformation caused by the machining cutting force on thin-walled deep cavity parts*. Int J Adv Manuf Technol. 2017 Oct;92(9–12):3503–17.
- [144] **Li ZL, Tuysuz O, Zhu LM, Altintas Y.** *Surface form error prediction in five-axis flank milling of thin-walled parts*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2018 May;128:21–32.
- [145] **Denkena B, Schmidt C, Krüger M.** *Experimental investigation and modeling of thermal and mechanical influences on shape deviations in machining structural parts*. International Journal of Machine Tools and Manufacture. 2010 Nov;50(11):1015–21.
- [146] **Czyżycki J, Marciniak-Podsadna L, Twardowski P.** *Classification of Deflections of Thin-Walled Elements Made of EN AW-7075A Aluminum Alloy During Milling*. Advances in Science and Technology Research Journal. 2023; 17(6):301–314.