



**POLITECHNIKA
RZESZOWSKA**
im. IGNACEGO ŁUKASIEWICZA



**WYDZIAŁ
BUDOWY MASZYN
I LOTNICTWA**
POLITECHNIKI RZESZOWSKIEJ

POLITECHNIKA RZESZOWSKA
im. Ignacego Łukasiewicza
WYDZIAŁ BUDOWY MASZYN I LOTNICTWA

Dyscyplina naukowa
Inżynieria mechaniczna

ROZPRAWA DOKTORSKA

**Analiza wpływu rodzaju powłoki narzędzia i strategii obróbki na jakość powierzchni
i odkształcalność blach tytanowych w procesie formowania przyrostowego**

mgr inż. Marcin Szpunar

Promotor

Prof. dr hab. inż. Tomasz Trzepieciński

Promotor pomocniczy

Dr inż. Robert Ostrowski

Rzeszów 2024

Spis treści

Wykaz ważniejszych oznaczeń i skrótów	5
1. WPROWADZENIE	9
2. ANALIZA LITERATURY	12
2.1. Tytan i jego stopy	12
2.2. Kształtowanie przyrostowe	16
2.2.1. Metody kształtowania przyrostowego blach	22
2.2.2. Tarcie i smarowanie	24
2.2.3. Kształtowanie jednopunktowe w podwyższonej temperaturze	28
2.3. Modelowanie numeryczne procesu kształtowania przyrostowego.....	31
2.3.1. Analiza termomechaniczna w metodzie elementów skończonych.....	32
2.3.2. Modele materiałowe	34
2.4. Wnioski z analizy literatury.....	38
3. CEL, TEZA PRACY I ZAKRES BADAŃ.....	44
4. MATERIAŁ BADAWCZY	48
4.1. Topografia powierzchni	48
4.2. Charakterystyka materiałów użytych w badaniach	49
5. METODYKA BADAWCZA	56
5.1. Badania tribologiczne blach	56
5.2. Budowa i charakterystyka stanowiska badawczego oraz narzędzi do kształtowania przyrostowego	61
5.2.1. Tytan technicznie czysty CP-Ti Gr 2: Centralny plan kompozycyjny.....	64
5.2.2. Stop tytanu klasy 5 (Ti-6Al-4V): I-optimalny plan badań w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych (split-plot).....	74
6. WYNIKI BADAŃ, ICH ANALIZA I INTERPRETACJA	82
6.1. Właściwości tarciove blach	82
6.2. Kształtowanie wytłoczek tytanowych CP-Ti Gr 2	92
6.2.1. Analiza parametrów siłowych	93
6.2.2. Analiza najwyższej wysokości profilu chropowatości.....	100
6.2.3. Analiza sukcesu kształtowania	106
6.2.4. Wielokryterialna optymalizacja parametrów wejściowych.....	109

6.2.5. Wyznaczanie wartości współczynnika tarcia	111
6.2.6. Analiza fraktograficzna zerwanej wytłoczki	114
6.2.7. Analiza topografii wewnętrznej i zewnętrznej powierzchni wytłoczek.....	116
6.2.8. Pomiary fotogrametryczne geometrii wytłoczek	129
6.2.9. Modyfikacja materiału i geometrii narzędzia kształtującego	134
6.2.10. Wnioski z przeprowadzonych badań kształtowania blach CP-Ti Gr 2	138
6.3. Kształtowanie wytłoczek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V	140
6.3.1. Wpływ materiału narzędziowego na przebieg procesu kształtowania blach.	140
6.3.2. Analiza procesu kształtowania.....	145
6.3.3. Analiza parametrów siłowych.....	152
6.3.4. Wielokryterialna optymalizacja parametrów wejściowych.....	159
6.3.5. Wyznaczanie wartości współczynnika tarcia	160
6.3.6. Analiza fraktograficzna zerwanej wytłoczki	166
6.3.7. Analiza fraktograficzna zużycia narzędzia	169
6.3.8 Wnioski z przeprowadzonych badań kształtowania blachy Ti-6Al-4V	173
6.4. Modelowanie numeryczne procesu kształtowania wytłoczek tytanowych	
CP-Ti Gr 2	174
6.4.1. Opis modelu numerycznego	174
6.4.2. Analiza wyników	177
6.4.3. Wnioski z przeprowadzonych symulacji	184
6.5. Modelowanie numeryczne procesu kształtowania wytłoczek ze stopu tytanu	
Ti-6Al-4V	185
6.5.1 Opis modelu numerycznego	185
6.5.2. Analiza wyników	189
6.5.3. Wnioski z przeprowadzonych symulacji.....	195
7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI	197
BIBLIOGRAFIA	201
Załączniki (dokumentacja konstrukcyjna tłoczniaka)	221
Streszczenie rozprawy doktorskiej	231
Doctoral dissertation abstract	232

Wykaz ważniejszych oznaczeń i skrótów

Oznaczenia

- a_j – wartość rzeczywista zmiennej objaśnianej
- a_p – podziałka ścieżki
- A – wydłużenie względne po rozerwaniu
- b_u – szerokość narostu na narzędziu
- c_p – ciepło właściwe
- D – zmienna poddawana normalizacji
- e – współczynnik emisyjności
- E – moduł Younga
- f – posuw narzędzia
- F – wartość testu Fishera
- F_C – siła nacisku
- F_T – siła tarcia
- F_w – wypadkowa (całkowita) siła kształtowania
- F_x – składowa siły kształtowania na kierunku osi x
- F_{xy} – składowa pozioma siły kształtowania
- F_y – składowa siły kształtowania na kierunku osi y
- F_z – składowa siły kształtowania na kierunku osi z (siła osiowa)
- g – wynikowa grubość ścianki wytłoczki w strefie kształtowania
- g_0 – początkowa grubość blachy
- h – sukces kształtowania
- h_w – głębokość wytłoczki
- h_c – przewodność cieplna
- h_k – współczynnika przenikania ciepła konwekcyjnego
- H_p – twardość powłoki
- i – numer obserwacji
- j – numer przypadku
- m – liczba parametrów w modelu
- n – prędkość obrotowa narzędzia
- N – liczba zestawów uczących
- p – nacisk w strefie kontaktu
- p – prawdopodobieństwo
- p_j – wartość przewidywana zmiennej objaśnianej
- p_o – ciśnienie oleju
- q_g – ciepło wytworzone w wyniku oddziaływania tarcia
- R^2 – współczynnik determinacji
- R_a – średnia arytmetyczna rzędnych profilu chropowatości

- R_e – granica plastyczności
- R_g – wytrzymałość na zginanie
- R_m – wytrzymałość na rozciąganie
- $R_{p0,2}$ – umowna granica plastyczności
- R_q – średnia kwadratowa rzędnych profilu chropowatości
- R_z – najwyższa wysokość profilu chropowatości
- S_a – średnia arytmetyczna wysokość powierzchni
- S_{dq} – średni kwadratowy gradient powierzchni
- S_{ku} – współczynnik nachylenia powierzchni (kurtoza)
- S_p – wysokość najwyższego wzniesienia powierzchni
- S_{pk} – zredukowana wysokość wierzchołków
- S_{sk} – współczynnik asymetrii powierzchni (skośność)
- S_v – głębokość najniższego wgłębienia powierzchni
- S_z – maksymalna wysokość powierzchni
- T_{max} – maksymalna temperatura pracy
- T_p – temperatura procesu
- T_s – temperatura otoczenia
- T_z – temperatura zapłonu
- w_z – wielkość ziarna
- Y – zmienna objaśniana
- \hat{Y}_j – przewidywana wartość zmiennej Y
- α – poziom istotności
- α_m – maksymalny kąt nachylenia ścianki wytłoczki
- α_w – kąt nachylenia ścianki wytłoczki
- Δs – przyrost poślizgu
- Δt – przyrost czasu
- η – część energii wynikającej z tarcia, która jest przekształcana na ciepło
- η_k – lepkość kinematyczna
- μ – współczynnik tarcia
- ν – współczynnik Poissona
- ρ – gęstość
- σ_T – wytrzymałość na pękanie
- τ – naprężenie ścinające tarcia
- ψ – kąt zarysu powierzchni kontaktu narzędzia z powierzchnią wytłoczki

Skróty

ANN	– Artificial Neural Network
ANOVA	– Analysis of Variance
ASTM	– American Society for Testing and Materials
BP	– Back Propagation
CAD	– Computer-aided Design
CAM	– Computer-aided Manufacturing
CNC	– Computer Numerical Control
DFFITS	– Difference in Fits
DIN	– Deutsches Institut für Normung
EDS	– Energy Dispersive Spectroscopy
EMIF	– Electromagnetic Incremental Forming
FFLD	– Fracture-Forming-Limit Diagram
HMH	– Huber-Mises-Hencky
ISF	– Incremental Sheet Forming
ISO	– International Standards Organization
LM	– Levenberg-Marquardt (algorithm)
LOF	– Lack-of-fit
MES	– Metoda Elementów Skończonych
MLA	– Machine Learning Algorithm
MS-ISF	– Multistage Incremental Sheet Forming
OUPN	– Obrabiarka-Uchwyt-Przedmiot Obrabiany-Narzędzie
PVD	– Physical Vapour Deposition
qN	– quasi-Newton (algorithm)
RMSE	– Root Mean Square Error
SAE	– Society of Automotive Engineers
SEM	– Scanning Electron Microscope
SPIF	– Single-Point Incremental Forming
VWACF	– Varying Wall Angle Conical Frustum
WC	– węgiel wolframu
WJISF	– Water Jet Incremental Sheet Forming
REML	– Restricted Maximum Likelihood
RSM	– Response Surface Methodology
TPIF	– Two-Point Incremental Forming

1. WPROWADZENIE

Rozwój nowoczesnych technologii i materiałów jest kluczowym elementem współczesnego przemysłu, szczególnie w branżach o wysokich wymaganiach co do jakości i wytrzymałości wyrobów, takich jak przemysł lotniczy, medyczny czy motoryzacyjny. Tytan i jego stopy, ze względu na swoje unikalne właściwości, takie jak wysoka wytrzymałość mechaniczna, niska gęstość oraz odporność na korozję, stały się materiałami o szczególnym znaczeniu. Ich zastosowanie w konstrukcjach wymaga jednak opracowania zaawansowanych metod wytwarzania, które umożliwią uzyskanie zadanych kształtów wyrobu oraz zapewnią wysoką jakość wykończenia powierzchni.

Kształtowanie przyrostowe blach (*ang. incremental sheet forming – ISF*) jest jedną z nowoczesnych technik wytwarzania, która umożliwia formowanie wyrobów o złożonych kształtach, przy zachowaniu elastyczności produkcji i redukcji kosztów związanych z dedykowanym do danego wyrobu oprzyrządowaniem. Proces ten polega na lokalnym odkształcaniu materiału za pomocą narzędzia, które porusza się wzdłuż zaprogramowanej trajektorii, co pozwala na precyzyjne nadawanie kształtu. Kształt wyrobu jest nadawany w głównej mierze poprzez odpowiednią trajektorię narzędzia, ponieważ posiadając jeden zestaw narzędzi można uzyskiwać wiele wariantów wyrobu. W przypadku tytanu i jego stopów, ze względu na ich charakterystykę, tj. właściwości fizykomechaniczne, szczególnie istotne jest zrozumienie mechanizmów tarcia i zużycia narzędzi, które mogą wpływać na jakość wykończenia powierzchni oraz żywotność narzędzi. Ponieważ niewiele gatunków tytanu, a zwłaszcza jego stopów, można kształtować w temperaturze pokojowej nadając duże odkształcenia (lub możliwe do uzyskania odkształcenie jest niewielkie), proces ten zazwyczaj wykonuje się w podwyższonych temperaturach. Wzrost temperatury obróbki jest niekorzystny dla narzędzia, powodując jego zwiększone zużycie, w wyniku między innymi takich mechanizmów jak zużycie adhezyjne, zużycie ściernie, zużycie przez utlenianie oraz zużycie zmęczeniowe.

W niniejszej pracy przeanalizowano wpływ kilku rodzajów powłok narzędzi oraz strategii obróbki na jakość powierzchni i odkształcalność blach tytanowych CP-Ti Gr 2 oraz ze stopów tytanu Ti-6Al-4V. Badania te miały na celu zidentyfikowanie optymalnych warunków procesu jednopunktowego kształtowania przyrostowego (*ang. single point incremental forming - SPIF*), które pozwolą na uzyskanie wyrobów bez wad i przy możliwie wydajnych parametrach procesu. Opracowano specjalny przyrząd zapewniający hybrydowe nagrzewanie wsadu w wyniku oddziaływania cieczy roboczej oraz tarcia wynikającego ze współpracy

ciernej powierzchni trzpieniowego narzędzia z powierzchnią blachy. Jednocześnie przyrząd zapewniał kształtowanie wytłoczek z dociskiem blachy do powierzchni trzpienia roboczego za pomocą dostarczania cieczy grzewczej po ciśnieniu.

Zakres pracy obejmuje przegląd literatury dotyczącej właściwości tytanu i jego stopów, metod kształtowania przyrostowego oraz wyzwań związanych z tarcieniem i smarowaniem w kontekście obróbki plastycznej tych materiałów. Rozdział 2 zawiera szczegółową analizę teoretyczną i eksperymentalną specyfiki procesu kształtowania przyrostowego w aspekcie stosowanych narzędzi, metod obróbki, problemów związanych z tarcieniem i smarowaniem, z uwzględnieniem stanu wiedzy w zakresie modelowania numerycznego procesu kształtowania przyrostowego. Rozdział 2 zakończono podsumowaniem stanu wiedzy i wskazaniem luk badawczych. W rozdziale 3 przedstawiono cel, tezę pracy oraz zakres badań. Głównym celem badawczym jest analiza procesu kształtowania przyrostowego cienkich blach wykonanych z tytanu technicznie czystego klasy 2 oraz stopu tytanu Ti-6Al-4V, pozwalająca na identyfikację zależności między parametrami procesu a jakością powierzchni wytłoczek oraz odkształcalnością materiału podczas kształtowania wytłoczek w podwyższonej temperaturze. Do osiągnięcia celu pracy zaplanowano harmonogram badawczy obejmujący dwanaście głównych etapów, które zostały omówione w rozdziale 3. Charakterystyka chropowatości powierzchni blach oraz narzędzi, a także przedstawienie wybranych właściwości mechanicznych badanych materiałów są przedmiotem rozdziału 4. W rozdziale 5 przedstawiono metodykę badań tribologicznych tarcia za pomocą testu przeciągania pasa blachy oraz charakterystykę zaprojektowanego i wytworzonego stanowiska do kształtowania przyrostowego, w podwyższonej temperaturze, wytłoczek stożkowych o stałym i zmiennym kącie pochylenia ścianki. Omówiono także podstawy teoretyczne zastosowanego centralnego planu kompozycyjnego oraz I-optymalnego planu badawczego w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych (*ang. split-plot*). Omówienie wyników badań tribologicznych blach i badań eksperymentalnych oraz numerycznych kształtowania przyrostowego zawarte jest w rozdziale 6. Charakterystyka wyników badań tarcia badanych blach, przeprowadzonych za pomocą testu przeciągania pasa blachy, z udziałem smarów syntetycznych oraz smarów pochodzenia naturalnego zamieszczona jest w rozdziale 6.1. Wyniki badań eksperymentalnych kształtowania przyrostowego uwzględniające analizę parametrów siłowych, topografii powierzchni wytłoczek, wielokryterialną optymalizację parametrów wejściowych oraz wyznaczenie wartości współczynnika tarcia zostały omówione w rozdziałach 6.2 i 6.3, odpowiednio dla wytłoczek z tytanu technicznie czystego klasy 2 oraz stopu tytanu Ti-6Al-4V. Opisy numerycznych modeli termomechanicznych kształtowania

przyrostowego oraz charakterystyka uzyskanych wyników wraz z walidacją eksperymentalną są zamieszczone w rozdziałach 6.3 i 6.4, odpowiednio dla wytłoczek z tytanu technicznie czystego klasy 2 i stopu tytanu Ti-6Al-4V. W rozdziale 7 przedstawione zostały główne wnioski, które mają na celu dostarczenie wytycznych do projektowania procesu kształtowania przyrostowego wytłoczek tytanowych i ze stopów tytanu. Wskazano też kierunki dalszych badań. Uzupełnieniem pracy jest dokumentacja konstrukcyjna tłoczni stosowanego w badaniach eksperymentalnych kształtowania wytłoczek w podwyższonej temperaturze.

Praca stanowi złożone opracowanie na temat formowania przyrostowego blach tytanowych CP-Ti Gr 2 oraz stopu Ti-6Al-4V, uwzględniając zarówno teoretyczne, jak i praktyczne aspekty tego procesu. Jej wyniki mają potencjał przyczynić się do dalszego rozwoju technologii obróbki przyrostowej blach tytanowych, co jest istotne w kontekście rosnących wymagań przemysłowych i dążenia do zwiększenia elastyczności i efektywności produkcji oraz jakości wytwarzanych wyrobów.

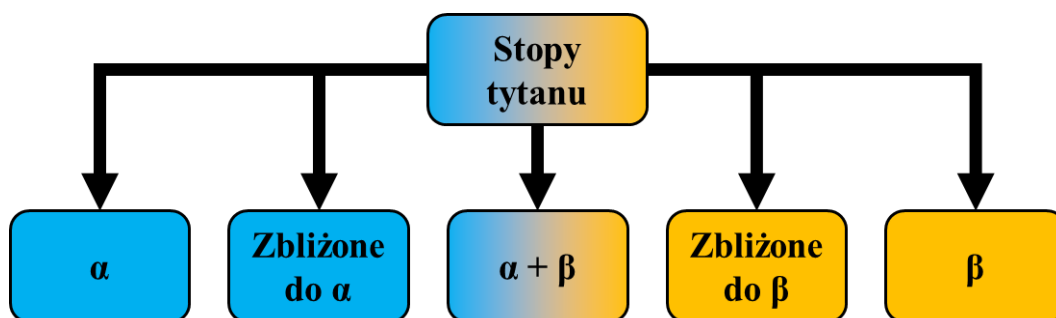
2. ANALIZA LITERATURY

2.1. Tytan i jego stopy

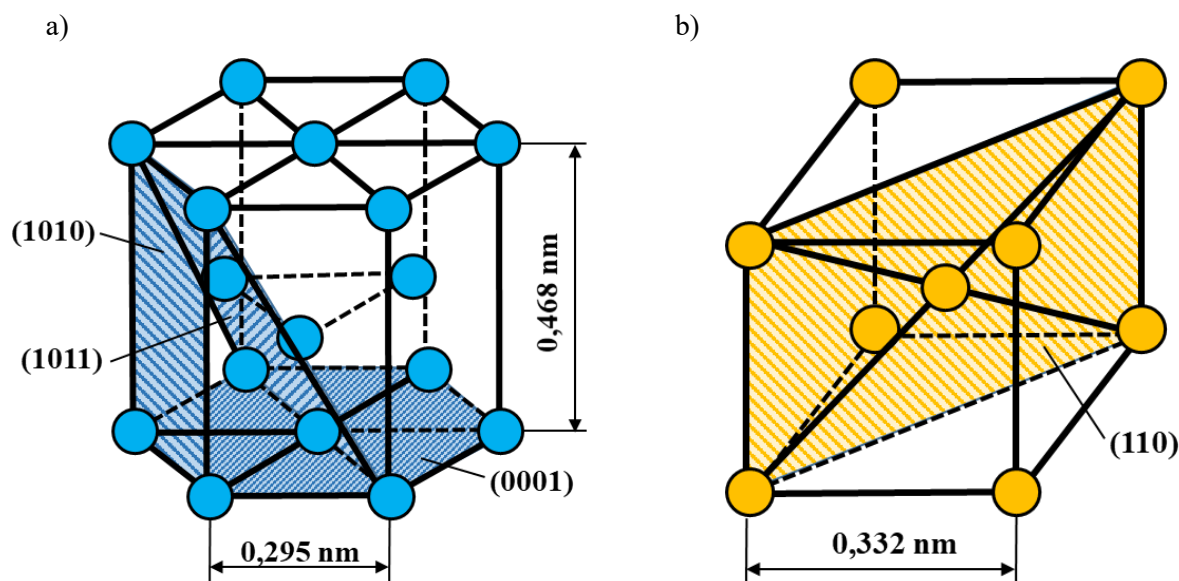
Tytan charakteryzuje się wysoką wytrzymałością mechaniczną przy niskiej gęstości (4507 kg/m^3). Materiał ten charakteryzuje się niskim współczynnikiem przewodzenia ciepła, który wynosi $22,08 \text{ W/(mK)}$ [1].

Tytan i jego stopy są stosowane w różnych gałęziach przemysłu ze względu na swoje właściwości, takie jak wysoki stosunek wytrzymałości do masy, odporność na korozję, działanie wysokich temperatur i biokompatybilność [2]. Tytan wykazuje dobrą odpornością na korozję dzięki naturalnej pasywacji w atmosferze zawierającej tlen. Pasywna warstwa TiO_2 sprawia, że materiały te są odporne na działanie wody morskiej, warunków atmosferycznych oraz chemikaliów [3].

Stopy tytanu dzieli się na stopy α i zbliżone do α , stopy β i zbliżone do β oraz stopy tytanu α - β [4] (rys. 2.1). Stopy te występują w dwóch odmianach alotropowych, które znacząco wpływają na ich właściwości mechaniczne i użytkowe. Głównymi fazami występującymi w stopach tytanu jest faza α krystalizująca w strukturze heksagonalnej zwartej (rys. 2.2a) i faza β o strukturze regularnej przestrzennie centrowanej (rys. 2.2b) [5]. Przemiana alotropowa czystego tytanu z fazy α do β zachodzi w określonej temperaturze, na którą można wpływać dodatkiem pierwiastków stopowych, takich jak Al lub V [6].



Rysunek 2.1. Podział stopów tytanu ze względu na występujące fazy alotropowe.



Rysunek 2.2. Sieci krystalograficzne odmian alotropowych tytanu dla a) fazy α i b) fazy β

Tytan techniczny czysty zazwyczaj występuje w fazie α w zakresie niskich temperatur, przekształcając się w fazę β w temperaturze powyżej 882°C [6]. Technicznie czysty tytan, chociaż tańszy i bardziej odporny na korozję niż jego stopy, nie ma tak wysokich właściwości wytrzymałościowych, jakie cechuje tytan z dodatkami stopowymi i nie można ich znacząco zwiększyć w wyniku obróbki cieplnej [7]. Właściwości technicznie czystego tytanu można zmienić poprzez obróbkę plastyczną.

W stopach tytanu zbliżonych do α , można uzyskać mikrostrukturę bimodalną, składającą się z pierwotnej fazy α i przekształconej fazy β [8]. Ta dwufazowa struktura czyni ją atrakcyjną alternatywą dla tradycyjnych stali ze względu na jej wysoką wytrzymałość mechaniczną [9]. Faza α jest stabilizowana przez pierwiastki, takie jak N, C i Al, natomiast V, Cr, Mo, Mn oraz Nb stabilizują fazę β .

Stopy tytanu $\alpha+\beta$ mają szczególne znaczenie, ponieważ składają się z dodatków stopowych, które stabilizują fazy α i β . Do najpowszechniej stosowanych stopów tytanu należy stop $\alpha+\beta$ Ti-6Al-4V, który jest znany ze swoich korzystnych właściwości, takich jak wysoka wytrzymałość właściwa, biokompatybilność i odporność na korozję [5,10,11].

Stopy tytanu zbliżone do β są podatne na modyfikację mikrostruktury poprzez różne mechanizmy transformacji fazowej, co prowadzi do znacznych różnic we właściwościach mechanicznych w zależności od zastosowanych procesów termicznych i mechanicznych. Stopy te często charakteryzują się wytrącaniem drobnoziarnistych wewnątrzkrystalicznych faz α , wpływających na rozkład i rozdrobnienie wydzielen w oparciu o zastosowaną specyficzną obróbkę cieplną [12]. Grupa ta, jest znana ze swojej wysokiej wytrzymałości

i niskiego modułu Younga, co czyni je korzystnymi do zastosowań biomedycznych ze względu na ich zdolność do zapobiegania resorpcji i wspomagania przebudowy kości [13].

Stopy tytanu β charakteryzują się dużym wydłużeniem dzięki strukturze regularnej przestrzennie centrowanej, zapewniającej więcej płaszczyzn poślizgu w porównaniu do tytanu α [14]. Stopy typu β wykazują dobrą plastyczność, ale mniejszą wytrzymałość niż stopy typu α . Dodatkowo moduły Younga stopów tytanu typu β są niższe w porównaniu do gatunków stopów o innej strukturze, zapewniając niezbędną niską sztywność dla implantów kości [15].

Odształcenie plastyczne stopów tytanu odbywa się głównie poprzez poślizg dyslokacyjny oraz bliźniakowanie, aczkolwiek swoje zastosowanie znajdują również metody kształtowania wykorzystujące mechanizmy nadplastyczności [16]. Faza α , szczególnie w niskich temperaturach, odkształca się w wyniku działania mechanizmów bliźniakowania połączonych z poślizgiem dyslokacji. Występowanie bliźniakowania znacząco przyczynia się do poprawy odkształcalności technicznie czystych stopów tytanu α . W dwufazowych stopach $\alpha+\beta$ mechanizm bliźniakowania jest niemalże stłumiony w wyniku małych rozmiarów faz, wysoką zawartość substancji rozpuszczonych oraz obecność wydzieleni Ti_3Al . Faza β , podczas odkształcenia, również wykazuje występowanie mechanizmów poślizgu i bliźniakowania, aczkolwiek bliźniakowanie jest ograniczone wraz ze wzrostem wydzieleni [5]. Właściwości mechaniczne wybranych gatunków stopów tytanu ze względu na typ struktury przedstawiono w tabeli 2.1.

Amerykańskie Stowarzyszenie Badań i Materiałów (*ang. The American Society for Testing and Materials - ASTM*) klasyfikuje tytan na wiele gatunków (klas). Przykładowo, klasy od 1 do 4 należą do tytanu technicznie czystego i różnią się głównie zawartością zanieczyszczeń, zwłaszcza zawartością tlenu. Tytan klasy 1 zawiera maksymalnie 0,18% tlenu, podczas gdy tytan klasy 4 może zawierać do 0,4% tlenu. Tytan klasy 4 jest powszechnie stosowany w produkcji implantów. Rozwój materiałów doprowadził do opracowania stopów tytanu, takich jak klasa 5 (Ti-6Al-4V), które zapewniają podwyższone właściwości mechaniczne w stosunku do tytanu technicznego [17].

Tabela 2.1. Właściwości mechaniczne wybranych stopów tytanu, opracowano na podstawie [18–20].

Typ struktury	Gatunek	Granica plastyczności [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie, [MPa]
α	CP-Ti Gr 2	276	345
	CP-Ti Gr 4	379	483
	CP-Ti Gr 6	827	861
zbliżone do α	Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo-0.1Si	990	1010
	Ti-6Al-5Zr-0.5Mo-0.25Si	850-910	990-1020
	Ti-5.8Al-4Sn-3.5Zr-0.5Mo-0.7Nb-0.35Si-0.06C	910	1030
$\alpha+\beta$	Ti-6Al-4V	800-1100	900-1200
	Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo	1000-1100	1100-1200
	Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr	1050	1100-1250
zbliżone do β	Ti-10V-2Fe-3Al	1170	1260
	Ti-5Al-5Mo-5V-3Cr	1218	1294
	Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr	1140	1185
β	Ti-13V-11Cr-3Al	1200	1280
	Ti-15V-3Al-3Cr-3Sn	966	1000
	Ti-15Mo-2.7Nb-3Al-0.2Si	1170	1240

Technicznie czysty tytan klasy 2 (Ti-CP Gr 2) i stop tytanu klasy 5 (Ti-6Al-4V), są jednymi z najpowszechniej stosowanych materiałów tytanowych w różnych gałęziach przemysłu [2]. Technicznie czysty tytan klasy 2, cechuje się niską gęstością, wysoką biokompatybilnością i odpornością na korozję, jest powszechnie stosowany w implantach medycznych [21]. W stomatologii i ortopedii, tytan wykazuje doskonałą zdolność regeneracji kości, a jego właściwości mechaniczne i odporność na korozję sprawiają, że ma przewagę w porównaniu z innymi biozgodnymi metalami, takimi jak stopy kobaltu i żelaza [22]. Stopy na bazie tytanu, takie jak Ti-6Al-4V, cechuje wysoki stosunek wytrzymałości do masy, odporność na korozję oraz również biokompatybilność, co umożliwia zastosowanie ich w takich gałęziach przemysłu, jak przemysł lotniczy, przemysł motoryzacyjny oraz w medycynie [2]. Tytan klasy 5 również znalazł zastosowanie w ekstremalnych środowiskach w branży petrochemicznej, przetwórstwie chemicznym i energetyce jądrowej do produkcji takich komponentów, jak naczynia reakcyjne, rurociągi i wymienniki ciepła [23].

Temperatura znacząco wpływa na zachowanie się stopów tytanu podczas odkształcania. Zastosowanie blachy ze stopu Ti-6Al-4V w tłocznictwie ogranicza jego ograniczona ciągliwość w temperaturze pokojowej. Badania jednoznacznie wskazują, że wraz ze wzrostem temperatury możliwe jest uzyskanie większego odkształcenia [24,25]. Ponadto

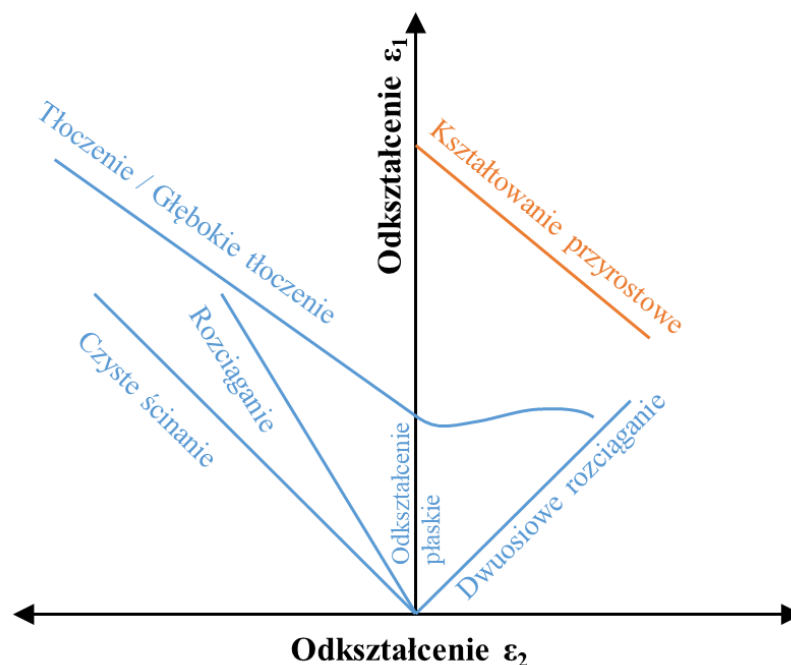
w podwyższonych temperaturach zmniejsza się naprężenie płynięcia materiału przy zwiększeniu szybkości odkształcania [26].

Wyzwania związane z formowaniem plastycznym stopów tytanu obejmują kwestie takie jak utlenianie powierzchni, ograniczona ciągliwość w temperaturze pokojowej i duże zużycie energii podczas obróbki plastycznej w podwyższonej temperaturze. Utlenianie powierzchni, powstaje podczas formowania nadplastycznego w podwyższonych temperaturach, podczas gdy formowalność w temperaturze pokojowej jest utrudniona przez budowę struktury krystalicznej. Aby sprostać tym wyzwaniom, w badaniach stosowano techniki takie jak formowanie nadplastyczne w niższych temperaturach w celu ograniczenia tworzenia się fazy α i zwiększenia odkształcalności [27] oraz wspomagane elektrycznie odkształcanie plastyczne w celu poprawy formowalności i zmniejszenia zużycia energii w produkcji wyrobów ze stopów tytanu [28]. Potrzeba stosowania energochłonnych procesów, takich jak walcowanie na zimno i obróbka cieplna, w celu poprawy właściwości tytanu technicznie czystego, stwarza wyzwania, co prowadzi do poszukiwania innowacyjnych technik, takich jak obróbka elektroplastyczna w celu ulepszenia stopów pod kątem mikrostruktury [29].

2.2. Kształtowanie przyrostowe

Przyrostowe kształtowanie blach (ISF) to elastyczny proces produkcyjny, który umożliwia wytwarzanie elementów cienkościennych o skomplikowanych kształtach, bez konieczności stosowania dedykowanych stempli i matryc, dzięki czemu jest opłacalny i odpowiedni w prototypowaniu i produkcji na małą skalę lub o wysokiej zmienności co do wytwarzanych detali [30–32]. Proces ten polega na miejscowym odkształceniu plastycznym blachy, co obniża występujące w procesie wartości sił oraz pozwala na uzyskanie większych odkształceń plastycznych w porównaniu do tłoczenia konwencjonalnego (rys. 2.3) [33]. Proces ten charakteryzuje się dużą elastycznością, umożliwiając wytwarzanie różnych części przy użyciu tego samego systemu narzędzi, co prowadzi do znacznych oszczędności materiałów i energii. Dodatkowo proces oferuje niższe koszty i krótsze czasy realizacji w porównaniu z konwencjonalnymi metodami formowania [34]. Co więcej, zastosowanie urządzeń wyposażonych w sztuczną inteligencję i Internet Rzeczy w inteligentnych fabrykach (*ang. smart factories*) minimalizuje błędy produkcyjne i wpływa na poprawę jakości otrzymywanych elementów [32]. Ostatnie postępy badawcze w formowaniu przyrostowym blach doprowadziły do zapewnienia dużej elastyczności tej metody kształtowania, znacznych oszczędności materiałów i energii oraz możliwości wytwarzania różnych części przy użyciu

tego samego systemu narzędzi, co czyni ją obiecującą techniką do szybkiego prototypowania i produkcji małoseryjnej [35]. Metoda ta jest szczególnie przydatna w branżach takich jak przemysł lotniczy i motoryzacyjny do wytwarzania wyrobów w małych partiach oraz niestandardowych części o określonej geometrii w ramach inteligentnej produkcji [36].

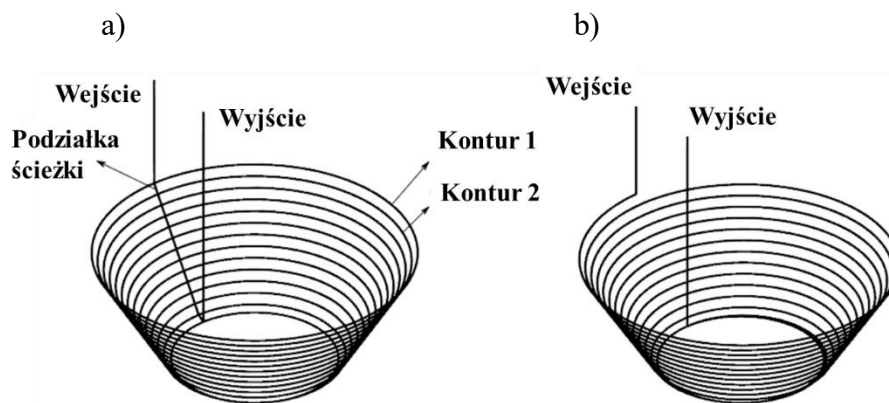


Rysunek 2.3. Porównanie wykresu odkształceń granicznych kształtowania przyrostowego (linia 1) i tłoczenia konwencjonalnego (linia 2), opracowano na podstawie [37].

Technika SPIF wykazała potencjał w zakresie formowania elementów cienkościennych, dzięki czemu nadaje się do zastosowań wymagających lekkich konstrukcji [38]. Araghi i in. [39] badali połączenie ISF z innymi technikami, takimi jak ogrzewanie laserowe i formowanie przez rozciąganie, aby zwiększyć jego możliwości w zakresie wytwarzania lekkich konstrukcji. Dodatkowo znane są procesy kształtowania przyrostowego blach z dostarczeniem ciepła do kształtowanej blachy w celu formowania komponentów w podwyższonych temperaturach, umożliwiające uzyskanie większego odkształcenia deformowanej blachy [40–42]. Metodę wykorzystano do produkcji protez twarzoczaszki, co wykazuje jej wszechstronność w wytwarzaniu niestandardowych, dopasowanych do danej osoby wyrobów medycznych [43]. Technikę tę zastosowano również w sektorze lotniczym do szybkiego prototypowania i produkcji komponentów o złożonej geometrii [36].

Proces SPIF cechuje więcej parametrów technologicznych niż przy konwencjonalnym tłoczeniu, jednym z nich jest strategia rzutowania ścieżek narzędzia. Stosowane są dwie główne strategie projektowania trajektorii ruchu narzędzia w SPIF: ścieżki konturowane oraz

ścieżki ciągłe. Pierwsza ze strategii polega na odkształcaniu materiału wzdłuż ścieżki poziomej na danej głębokości wytłoczki (rys. 2.4a) a następnie przesunięcie narzędzia do kolejnej ścieżki o wartość podziałki (*ang. z-level contouring toolpath*). Zastosowanie tej strategii skutkuje powstaniem śladów na powierzchni wytłoczki związanych z przejściem narzędzia do kolejnego poziomu konturowania. Siła osiowa osiąga największą wartość przy zmianie położenia narzędzia w dół. Rozwiązaniem jest zastosowanie ciągłej śrubowej ścieżki (rys. 2.4b) zaproponowanej przez Skjødt i in. [44]. Ścieżka śrubowa nie tylko eliminuje ślady konturowania, ale także eliminuje cykliczny lokalny wzrost siły osiowej.



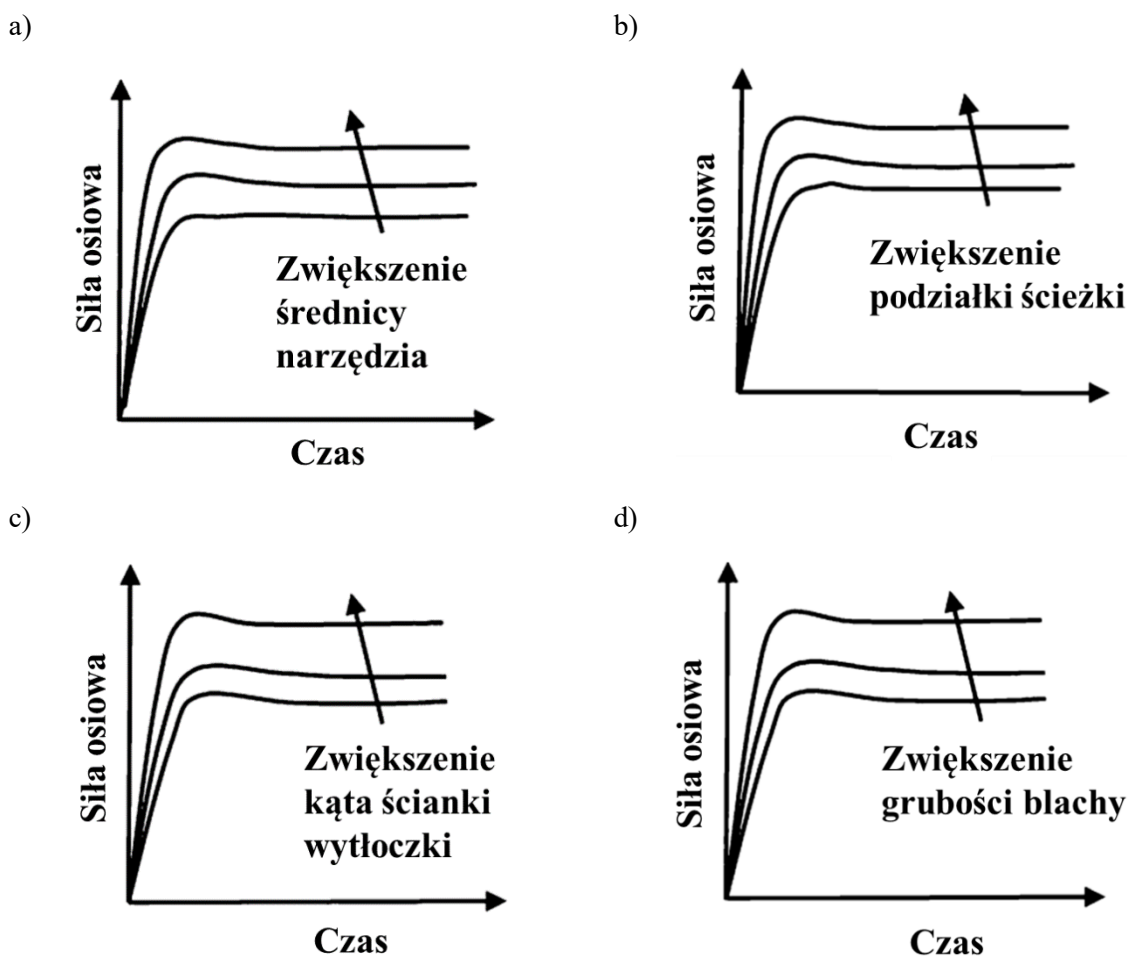
Rysunek 2.4. Strategie ścieżek narzędziowych dla SPIF przedstawiające (a) ścieżkę konturowania na kolejnych poziomach toru narzędzia (b) śrubową ścieżkę narzędzia [45]

Wraz ze wzrostem kąta pochylenia ścianki, lokalne pocienienie ścianek wytłoczek staje się znaczące prowadząc do pęknięcia materiału. Strategia wieloetapowego formowania jest stosowana

w celu uzyskania wytłoczek trudnych do ukształtowania w jednym przejściu narzędzia. Wu i in. [46] zaproponowali alternatywną sparametryzowaną strategię wieloetapową w celu rozwiązania problemów lokalnego pocienienia i „schodkowania” profilu wytłoczki o dużym kącie pochylenia ścianki. Zarówno wyniki eksperymentalne, jak i symulacyjne wykazały, że strategia ta nie tylko poprawia formowalność ścianek o dużym kącie pochylenia, ale także minimalizuje odchylenie geometryczne związane ze „schodkowaniem”. Określono również, że lokalnie duże odkształcenia plastyczne są główną przyczyną nierównomiernego rozkładu grubości ścianki oraz wysokiej tendencji do pęknięcia materiału w tej strefie.

Parametry kształtowania i geometria wytłoczki mają istotny wpływ na wartość siły osiowej podczas formowania. Zwiększenie średnicy narzędzia (rys. 2.5a) lub zwiększenie grubości kształtowanej blachy (rys. 2.5b) przyczynia się do wzrostu tej składowej siły.

Większa podziałka ścieżki narzędzia (rys. 2.5c) lub zwiększenie kąta kształtowanej ścianki (rys. 2.5d) również przyczyniają się do wzrostu siły osiowej.



Rysunek 2.5. Zmiana składowej osiowej siły w zależności od a) średnicy narzędzia, b) podziałki ścieżki narzędzia, c) kąta ścianki wytłoczki, d) grubości blachy [37]

Do znaczących czynników wpływających na uzyskaną chropowatość powierzchni wytłoczek zalicza się podziałkę ścieżki narzędzia (im mniejsza tym niższa chropowatość), średnica narzędzia (im mniejsza tym niższa chropowatość) oraz kąta pochylenia kształtowanej ścianki (im większy tym niższa chropowatość) [47]. Wartość prędkości obrotowej narzędzia również ma istotny wpływ na uzyskaną jakość powierzchni, lecz jest to efekt bardziej złożony, który zależy również od pozostałych parametrów procesu. Pod względem obrotów narzędzia korzystniejsze jest kształtowanie narzędziem obrotowym niż z zablokowaną rotacją [48].

Do podstawowych wad wyrobów produkowanych w procesie SPIF można zaliczyć kilka czynników. Pierwszym z nich jest niepożądane gięcie blachy w strefie pomiędzy ścieżką

narzędzia a zamocowaniem (przyrządem). Sprężynowanie wytłoczki wynika z faktu, że blacha głównie odkształcana jest w obrębie styku narzędzia, a pozostała część wytłoczki nie jest podparta, więc w wyniku działających sił ulega deformacjom sprężystym. „Efekt poduszki” (*ang. pillow effect*) to zjawisko występujące na dnie wytłoczki, powodujące jej wybrzuszenie w kierunku części chwytowej wyrobu (rys. 2.6).



Rysunek 2.6. Niekorzystne efekty geometryczne występujące podczas kształtowania SPIF

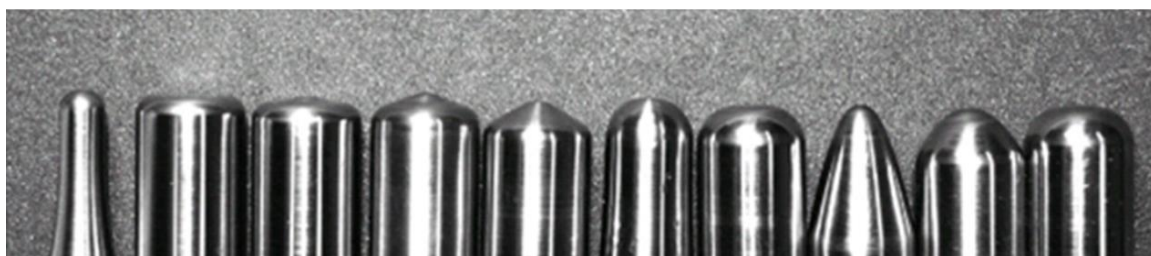
Jedną z najpowszechniejszych metod zapewnienia prawidłowej geometrii wytłoczek po ich odciążeniu jest korekta toru narzędzia kompensująca sprężyste odkształcenia materiału. Nagrzewanie wsadu jest korzystne w kontekście naprężeń sprężystych występujących po wyjęciu wyrobu z przyrządu. Bagudanch i in. [49] stwierdzili, że nagrzewanie wyrobu po formowaniu zmniejsza jego odkształcenia sprężyste. Durante i in. [50] wykazali, że konstrukcja narzędzia wpływa na wielkość sprężynowania w procesie formowania, podczas gdy strategia ścieżki narzędzia nie ma znaczącego wpływu.

Jednopunktowe kształtowanie przyrostowe można przeprowadzić na nielicznych obrabiarkach specjalnie zaprojektowanych do realizacji tego procesu [51,52]. Do rozwoju metod SPIF przyczyniło się upowszechnienie obrabiarek sterowanych numerycznie przeznaczonych do obróbki skrawaniem, głównie frezarek. Do realizacji procesu kształtowania przyrostowego asymetrycznych względem osi kształtów, wymagana jest obrabiarka sterowana w minimum trzech osiach. Siły kształtowania są znacznie mniejsze niż podczas tłoczenia konwencjonalnego, dlatego kształtowanie cienkich blach możliwe jest na większości typowych centów obróbczych [53].

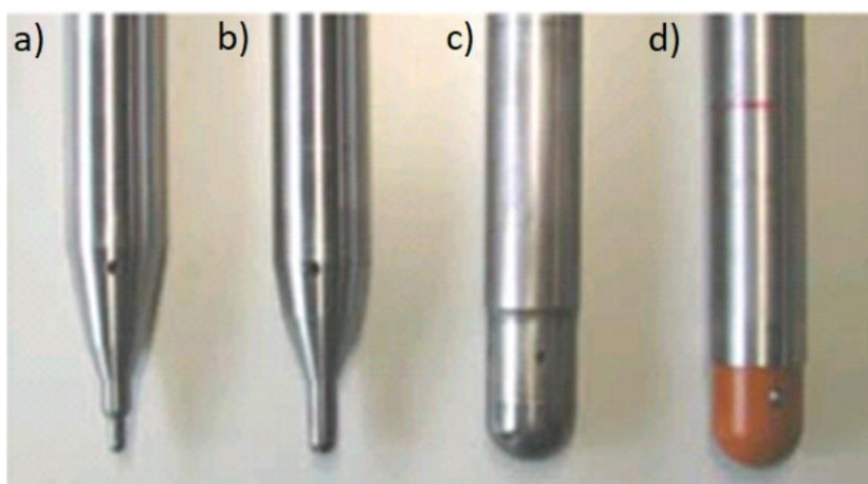
Powszechnym narzędziem stosowanym w procesach SPIF jest trzpień o zaokrąglonej końcówce w postaci monolitycznej lub z kulistą końcówką roboczą osadzoną w oprawce. Stosowane są również trzpieniowe narzędzia profilowane o profilu obrotowym (rys. 2.7)

dostosowane do specyficznych zastosowań. Materiały na narzędzia w SPIF odpowiadają w zasadzie materiałom narzędziowym stosowanym w konwencjonalnej obróbce blach.

Ze względu na surowe warunki kontaktu w postaci dużych nacisków jednostkowych oraz intensywną współpracę cierną powierzchni obracającego się często z dużą prędkością narzędzia (do 20 000 obr/min [54]) i powierzchni blachy o dużej wytrzymałości, materiały na narzędzia do SPIF muszą spełniać warunek dużej wytrzymałości (głównie na zginanie i ściskanie), odporności na wysoką temperaturę, braku skłonności do tworzenia narostu oraz stabilność cieplną. Warunki te spełniają materiały spiekane (rys. 2.8a-c), ceramika oraz stale stopowe, które mogą być pokrywane powłokami przeciwzużyciowymi [55] lub powłokami ukierunkowanymi do specyficznych zastosowań (rys. 2.8d). Narzędzia ze stali stopowych są odpowiednie do większości zastosowań kształtowania przyrostowego [55].



Rysunek 2.7. Typowe profile narzędzi do kształtowania przyrostowego [56]

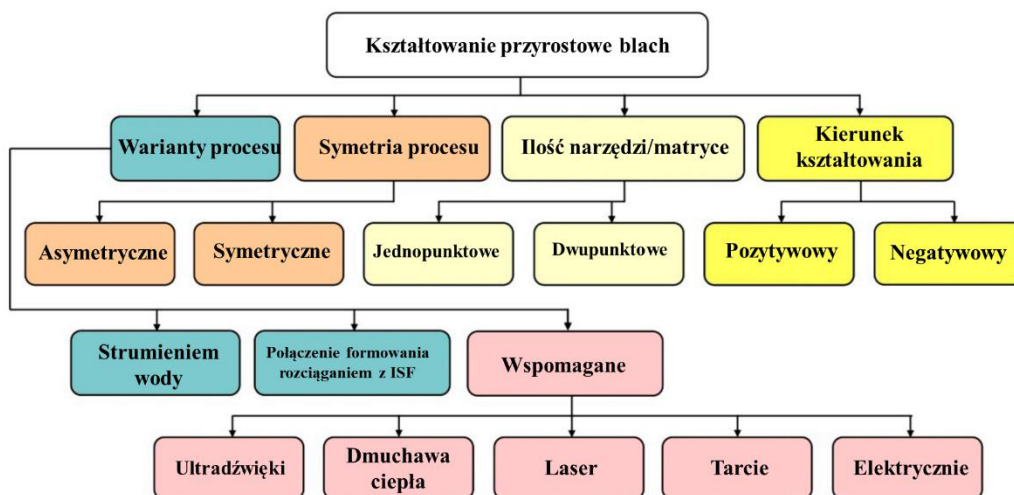


Rysunek 2.8. Narzędzia z węglików spiekanych o średnicy a) 6 mm, b) 10 mm, c) 30 mm i d) narzędzie pokryte powłoką z tworzywa sztucznego [55]

Kształtowanie przyrostowe stosowane jest do kształtowania szerokiego spektrum materiałów metalicznych (stali i metali nieżelaznych) [57,58], materiałów polimerowych oraz kompozytowych [59,60].

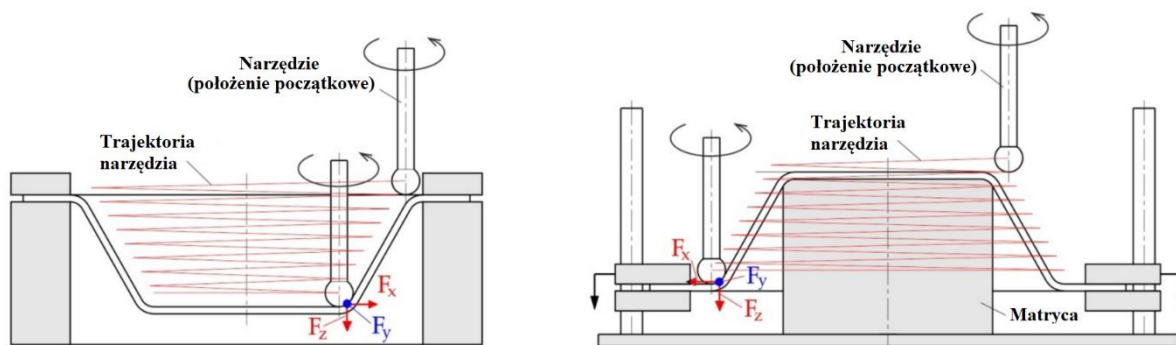
2.2.1. Metody kształtowania przyrostowego blach

Kształtowanie przyrostowe można podzielić według wielu kryteriów (rys. 2.9). Jednym z nich jest podział ze względu na symetrię kształtu wytłoczki: asymetryczne czyli takie które pozwala na uzyskanie niesymetrycznych kształtów wytłoczek i symetryczne, które umożliwia tylko na wykonywanie symetrycznych wyrobów.



Rysunek 2.9. Metody kształtowania przyrostowego [61]

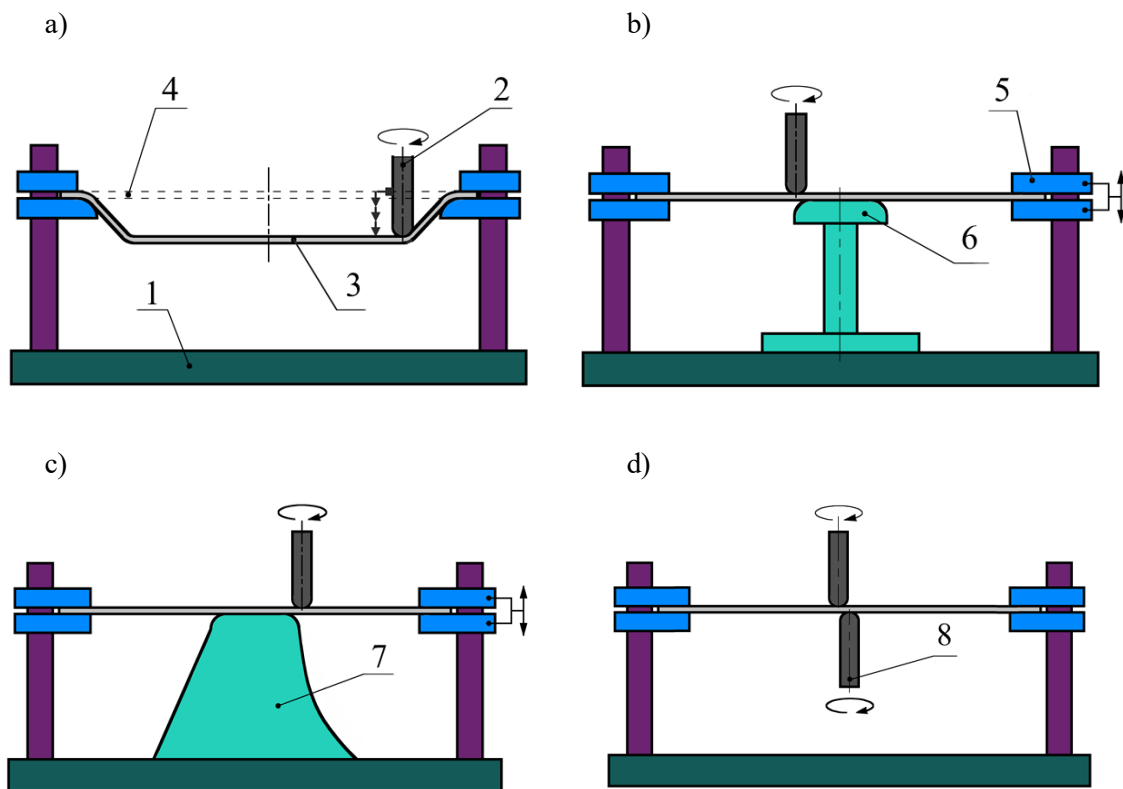
Następnym kryterium podziału może być zdefiniowane kierunkiem kształtowania (pozytywowe i negatywowe). Pozytywowe przyrostowe kształtowanie blachy (rys. 2.10b) polega na odkształceniu arkusza na matrycy pozytywowej za pomocą trzpienia, natomiast przyrostowe formowanie negatywowe (rys. 2.10a) odkształca arkusz na matrycy negatywowej lub w warunkach bez stosowania matrycy. Formowanie pozytywowe, takie jak kształtowanie przyrostowe dwupunktowe (*ang. Two-Point Incremental Forming - TPIF*), zazwyczaj wymaga matrycy, podczas gdy formowanie negatywowe, takie jak jednopunktowe kształtowanie przyrostowe (*SPIF*), może nie wymagać matrycy [62]. Badania Zhu i in. [63] wskazują, że formowanie pozytywowe może skutkować bardziej równomiernym rozkładem grubości, zrównoważonym odkształceniem i większą dokładnością kształtu wyrobu w porównaniu z formowaniem negatywowym. Obie metody zapewniają elastyczność pod względem kształtów wyrobów, efektywność energetyczną i opłacalność ekonomiczną kształtowania - brak matrycy i uniwersalne narzędzie trzpieniowe obniżają koszty oprzyrządowania, podczas gdy formowanie pozytywowe potencjalnie zapewnia lepszą dokładność geometryczną [64].



Rysunek 2.10. Podział kształtowania przyrostowego według kierunku kształtowania, a) negatywowe, b) pozytywowe [58]

Pod względem kinematyki, proces można podzielić na jednopunktowe i dwupunktowe kształtowanie przyrostowe. Kinematyka jednopunktowa (rys. 2.11a) polega na kształtowaniu za pomocą jednego narzędzia, zamocowanej w przyrządzie blachy, której brzeg jest zablokowany [65]. Dwupunktowa kinematyka oprócz ruchomego narzędzia wykorzystuje matrycę częściową (rys. 2.11b), matrycę właściwą (rys. 2.11c) lub przeciwnarzędzie (rys. 2.11d), którego położenie może być zadawane niezależnie względem pierwszego narzędzia [66].

Na przełomie ostatnich lat, w celu poprawy wybranych wskaźników obróbki i zwiększenia odkształcalności materiału, powstało szereg wariantów i odmian procesu kształtowania przyrostowego. W tym kontekście, jedną z głównych metod pojawiających się w literaturze to kształtowania przyrostowe wspomagane tarciowo, ISF z nagrzewaniem wspomaganym wiązką lasera lub elektrycznie, kształtowanie przyrostowe za pomocą strumienia wody i ISF wspomaganym ultradźwiękowo [61]. Metody te mają na celu poprawę odkształcalności, dokładności geometrycznej i wykończenia (chropowatości) powierzchni wyrobów, zwłaszcza ze stopów tytanu, magnezu i aluminium [57]. Ostatnie badania skupiały się również na poprawie jakości geometrycznej części wytwarzanych metodą ISF poprzez optymalizację warunków procesu kształtowania w tym smarowania, wykorzystanie technik numerycznych, takich jak metoda elementów skończonych i wspomagane komputerowo projektowanie. Rozwój technologii kształtowania przyrostowego ma kluczowe znaczenie w produkcji komponentów metalowych ze stopów lekkich [67,68].

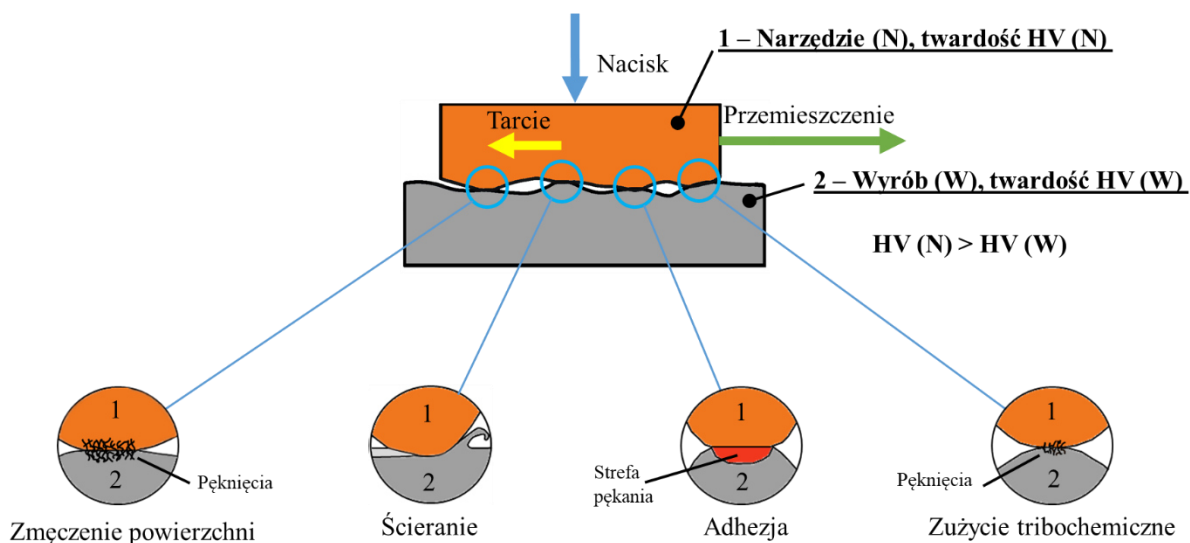


Rysunek 2.11. Przykłady procesów kształtowania przyrostowego: a) jednopunktowe, negatywowe, b) dwupunktowe z matrycą częściową, c) dwupunktowe z matrycą właściwą, d) dwupunktowe z przeciwnarzędziem. 1 – podstawa przyrządu, 2 – narzędzie formujące, 3 – dno kształtowanej wytłoczki, 4 – blacha w położeniu początkowym, 5 – pierścień zaciskowy, 6 – matryca częściowa, 7 – matryca właściwa, 8 – przeciwnarzędzie [58]

2.2.2. Tarcie i smarowanie

Tarcie i smarowanie to podstawowe i nierozłączne aspekty towarzyszące procesom obróbki plastycznej, znacząco wpływające na ich przebieg, wydajność oraz możliwość kształtowania wyrobów o pożądanym cechach. W procesach kształtowania przyrostowego należy dążyć do zmniejszania tarcia. Charakter tego zjawiska zależy od bardzo wielu czynników, w tym przede wszystkim od właściwości mechanicznych oraz chropowatości kontaktujących się materiałów pary ciernej, a także ich skłonności do zacierania [69]. Odbywa się to przez stosowanie odpowiednich smarów dostosowanych do wartości nacisków w strefie kontaktu oraz temperatury węzła tarcia. Smary odgrywają kluczową rolę w zmniejszaniu tarcia i zużycia poprzez tworzenie filmu ochronnego pomiędzy współpracującymi powierzchniami [70]. Norma DIN 50320 [71] wyróżnia cztery rodzaje

zużycia: zużycie ściernie, zużycie adhezyjne, zużycie zmęczeniowe oraz zużycie tribochemiczne (rys. 2.12).



Rysunek 2.12 Główne rodzaje zużycia określone w normie DIN 50320, opracowano na podstawie [71]

Kiedy powierzchnie węzła tarcia wchodzi w interakcję, mogą spowodować wystąpienie dużego tarcia i intensyfikować zużycie zarówno powierzchni blachy jak i narzędzia, szczególnie w przypadku powierzchni posiadających specyficzne właściwości, takie jak niska twardość i wysoka energia powierzchniowa [72].

Generalnie w procesach SPIF stosowane są smary używane w konwencjonalnych procesach kształtowania blach. Smary te są dostępne w różnych stanach skupienia, w postaci płynnej, stałej i gazowej, przy czym smary stałe i smary na bazie olejów są najczęściej stosowane w tłocznictwie [73].

Można wyróżnić następujące odmiany tarcia:

1. Tarcie suche (Rysunek 2.13a): Odnosi się do oporu powstałego, gdy dwie suche powierzchnie stykają się bez udziału smaru. Ten rodzaj tarcia może prowadzić do zwiększonego zużycia, nierównomiernego rozkładu odkształceń i nadmiernego wzrostu temperatury na styku przedmiotu obrabianego z narzędziem, wpływając na jakość formowanych elementów [74].

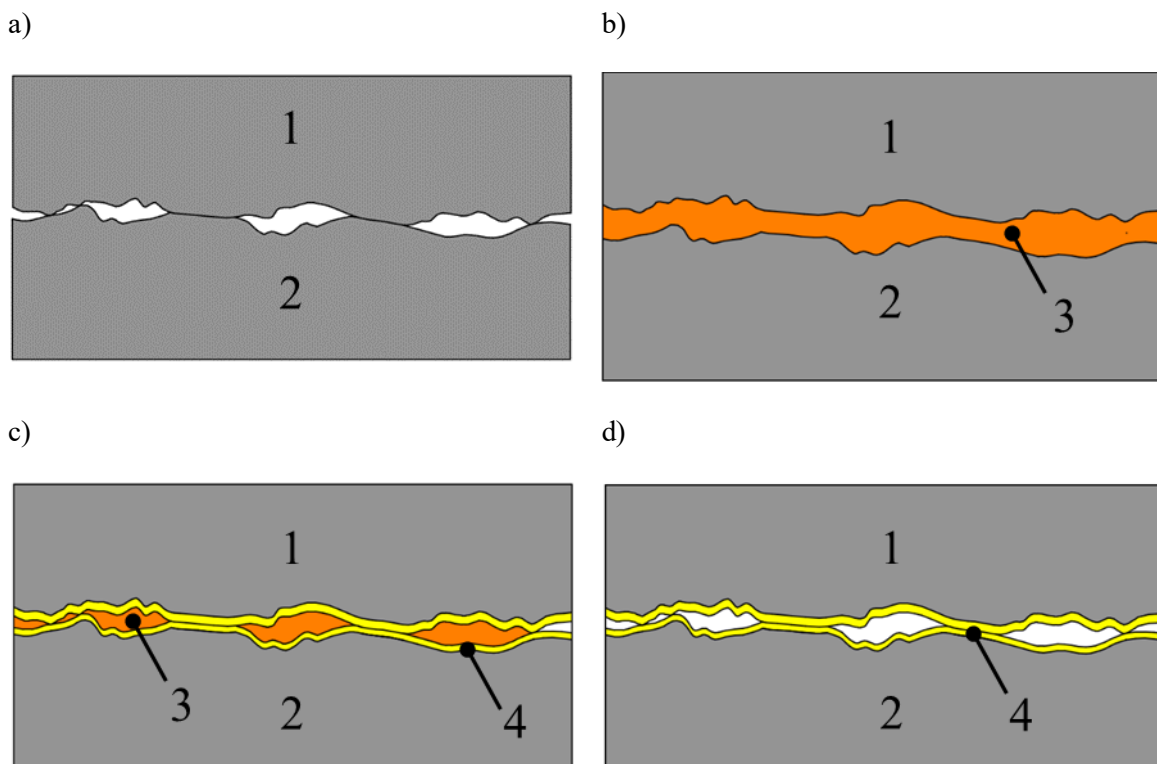
2. Tarcie płynne (Rysunek 2.13b): Obejmuje stosowanie środków smarnych w celu zmniejszenia tarcia między blachą a narzędziami formującymi przez zapewnienie separacji kontaktujących się powierzchni warstwą smaru. Smary mogą pomóc w poprawie

przemieszczania się materiału po powierzchni narzędzia, zapobiegać wadom powierzchniowym i zwiększać ogólną podatność materiału na odkształcenie [75].

3. Tarcie mieszane (Rysunek 2.13c): Występuje gdy współistnieją mechanizmy zdominowane przez tarcie wynikające z prawa Coulomba i tarcie hydrostatyczne, przy czym równowaga między nimi zmienia się w zależności od warunków obróbki [76]. Kontakt trących powierzchni zachodzi w wierzchołkach nierówności, w pozostałej strefie kontaktu występuje ciągła warstwa smaru.

4. Tarcie graniczne (Rysunek 2.13d): Tarcie graniczne występuje wówczas, gdy trące powierzchnie oddzielone są przypowierzchniową warstwą graniczną (grubość około $0,5 \mu\text{m}$) substancji smarującej znajdującej się w zasięgu oddziaływania sił powierzchniowych ciała stałego.

W obszarze tribologii kształtowania blach, która zajmuje się badaniem tarcia, smarowania i zużycia, stosuje się przede wszystkim smarowanie substancjami stałymi, jak i ciekłymi tak, aby zapewnić mały współczynnik tarcia i niskie zużycia w różnych węzłach tarcia [77]. Przyłożone obciążenie ma wpływ na tarcie w mikroskali, przy czym tarcie wzrasta wraz ze wzrostem obciążenia normalnego, ostatecznie osiągając poziom makrotarcia przy wyższych naprężeniach kontaktowych [78].



Rysunek 2.13 Rodzaje tarcia: a) suche, b) płynne, c) mieszane oraz d) graniczne.

1 – narzędzie, 2 – blacha, 3 – środek smarny, 4 – film smarny.

Chociaż wybór smarów zależy od rodzaju procesu, wartości nacisków, temperatury obróbki, gatunku materiału narzędzia i przedmiotu obrabianego, oraz potencjalnej przyszłej obróbki części, smary płynne na bazie oleju mineralnego są nadal najczęściej stosowane w operacjach tłoczenia [79]. Rozwój zrównoważonej produkcji, będącej podstawą między innymi podejścia Industry 4.0 wymusiło poszukiwanie środków smarnych bardziej przyjaznych dla środowiska, bezpieczniejszych w stosowaniu oraz łatwych w utylizacji. Biosmary otrzymywane z zasobów odnawialnych, takich jak oleje roślinne, stanowią zrównoważoną alternatywę dla tradycyjnych smarów, wykazując zalety, takie jak odnawialność zasobów, wysoka biodegradowalność i właściwości użytkowe porównywalne z produktami wytwarzanymi na bazie ropy naftowej [80]. Biosmary zyskały zainteresowanie ze względu na ich potencjał zmniejszania wpływu na środowisko i zapewniania skutecznego smarowania w różnych zastosowaniach procesach obróbki plastycznej.

W porównaniu z olejami mineralnymi, biosmary mają kilka ważnych zalet, w tym znacznie wyższą smarowność, wyższą stabilność ścinania, niższą lotność oraz znacznie wyższy wskaźnik lepkości [81]. W ostatnich latach, równoległe do procesów obróbki skrawaniem zaobserwowano wiele podejść do zastosowania biosmarów w tłocznictwie. Carcel i in. [82] przeprowadzili testy tarciove blach stalowych aby ocenić właściwości smarne różnych olejów roślinnych. Wartości współczynnika tarcia mieściły się w zakresie 0,11–0,13, wyniki tych wartości były podobne lub nawet mniejsze niż w przypadku olejów mineralnych. Podobnie Prakash i Kumar [83] potwierdzili w próbie przeciągania pasa blachy, że wydajność w zmniejszaniu współczynnika tarcia olejów roślinnych Karanja i Jatropha jest podobna lub nawet lepsza niż oleju mineralnego KTL N16, w związku z czym mogą być one stosowane jako potencjalne zamienniki środków smarnych na bazie oleju mineralnego. Lovell i in. [81] ocenili wyniki przyjaznego dla środowiska oleju rzepakowego z dodatkiem kwasu borowego przy użyciu testu przeciągania pasa blachy. Uzyskane wyniki porównano z wynikami uzyskanymi dla oleju przekładniowego. Olej rzepakowy zmieszany z kwasem borowym przewyższył właściwościami olej przekładniowy pod względem współczynnika tarcia. Biosmary wykazują potencjał do zastosowań jako środki smarne ze względu na wysoką zawartość kwasów tłuszczowych (60–90%) [84].

Smary stałe, wyróżniające się specyficzną strukturą, właściwościami fizyko-mechanicznymi i reaktywnością chemiczną, odgrywają kluczową rolę w zmniejszaniu tarcia i zużycia w różnorodnych aplikacjach [85]. Generowanie ciepła w układach często wiąże się z rozpraszaniem energii mechanicznej w wyniku ścinania filmów smarnych, co podkreśla znaczenie prawidłowego smarowania w zarządzaniu ciepłem i tarciami [86].

Dobór odpowiedniego smarowania jest kluczowym aspektem podczas projektowania przebiegu procesów kształtowania blach [87]. Smary pomagają zmniejszyć tarcie pomiędzy blachą a narzędziami formującymi, zapobiegają zacieraniu się trących powierzchni i umożliwiają uzyskanie większego odkształcenia. Smary odgrywają również kluczową rolę w procesach takich jak wytlaczanie blach, gdzie wybór odpowiedniego smaru może zminimalizować tarcie i zużycie matrycy podczas obróbki różnorodnych metali. Właściwy dobór i zastosowanie środków smarnych w oparciu o różne czynniki, mają kluczowe znaczenie w procesach takich jak jednopunktowe kształtowanie przyrostowe i ciągnięcie, gdzie utrzymanie prawidłowej grubości filmu jest niezbędne dla skutecznego smarowania [88]. Do oceny funkcji tribologicznej smarów do kształtowania blach wykorzystuje się specjalne stanowiska badawcze przeznaczone do oceny efektywności smarów w różnych strefach kształtowanej blachy [89].

2.2.3. Kształtowanie jednopunktowe w podwyższonej temperaturze

Jednopunktowe kształtowanie przyrostowe to metoda, która w ostatnich latach zyskuje znaczenie, ze względu na możliwość obróbki blach z materiałów trudno odkształcalnych w podwyższonych temperaturach. Stopy tytanu, cechujące się wysoką wytrzymałością, są problematyczne w formowaniu, szczególnie w temperaturze otoczenia. Wspomagany termicznie SPIF polega na wykonaniu przyrostowego odkształcania arkusza metalu za pomocą narzędzia jednopunktowego przy jednoczesnym dostarczeniu ciepła do odkształcanego materiału w wyniku zastosowania jednego z dodatkowych źródeł ciepła [58,90]. Metoda ta wykazała potencjał w kształtowaniu blach tytanowych do zastosowań medycznych, na przykład do wykonywania zindywidualizowanych implantów [91].

W literaturze można spotkać wiele odmian procesu ze względu na zastosowane źródło grzania. Podstawowe zjawiska wykorzystywane w procesach kształtowania w podwyższonej temperaturze to [42]:

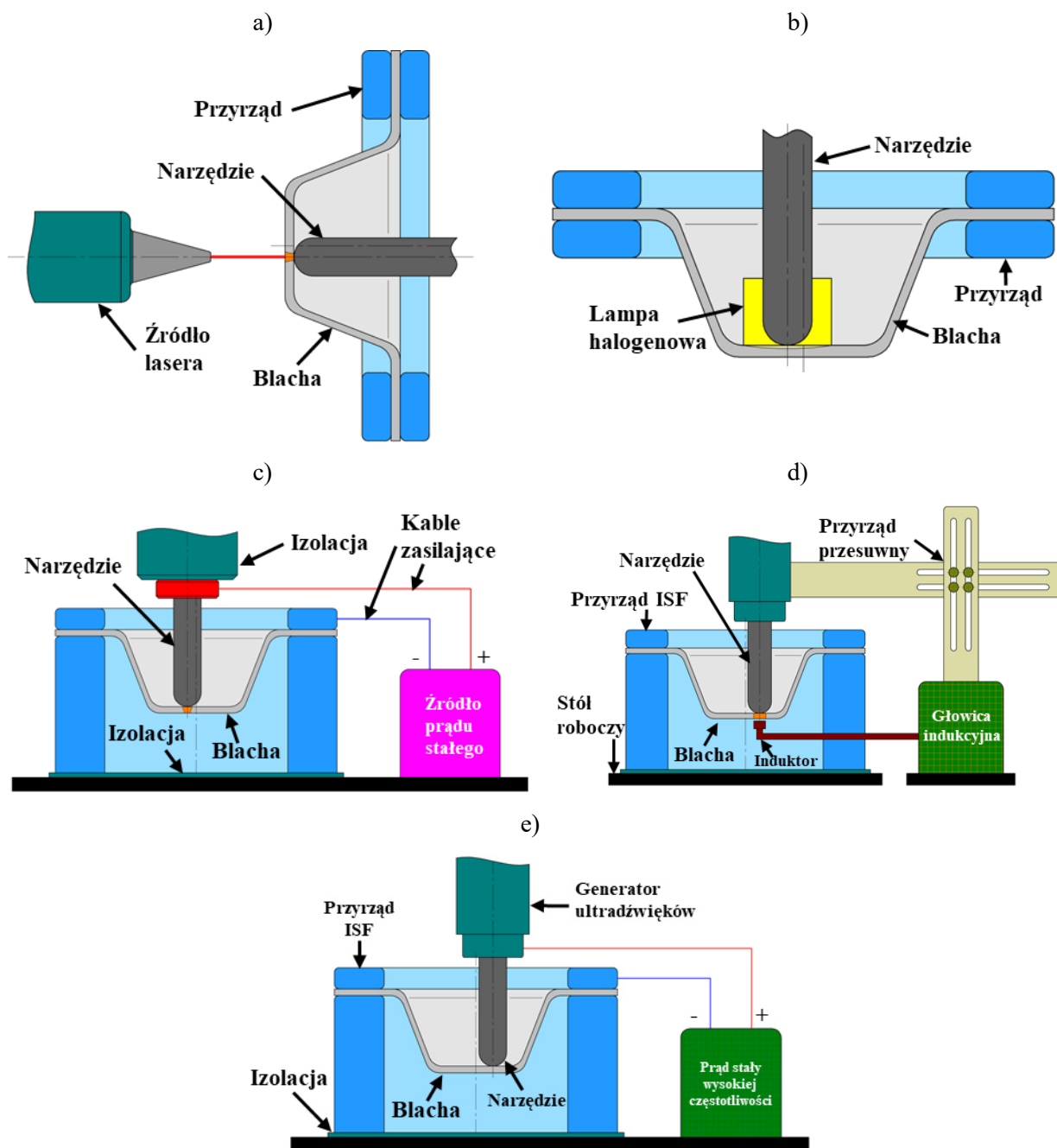
- Promieniowanie – wiązka światła podąża za trajektorią narzędzia (odkształcana blacha nagrzewana jest lokalnie tylko w odkształcanym miejscu). Zaletą metody jest precyzyjne lokalne nagrzewanie odkształcanego obszaru do zadanej temperatury, wadą natomiast kosztowność dodatkowej aparatury w postaci źródła lasera [92–94],
- Konwekcja – dmuchawa ogrzewa powierzchnię blachy do zadanej temperatury i ją utrzymuje podczas procesu kształtowania. Zaletą rozwiązania jest niski koszt dodatkowej aparatury,

wadą są straty energii do otoczenia, a w przypadku wysokich temperatur utlenianie całego arkusza blachy dodatkowo przyspieszonego konwekcją [95],

- Przewodnictwo cieplne – najczęściej grzałki elektryczne montowane są w dedykowanym przyrządzie w celu ogrzania całego przedmiotu obrabianego podczas ISF. Zaletą metody jest niski koszt modyfikacji aparatury i równomierny rozkład temperatury nagrzewanej blachy. Do wad należy zaliczyć konieczność nagrzewania całego przyrządu [96],
- Elektryczność – prąd elektryczny (stały, zmienny lub indukowany) jest wykorzystywany do podgrzewania przedmiotu obrabianego w miejscu styku narzędzie-blacha. Zaletą rozwiązania jest lokalne nagrzewanie odkształcanej blachy i niski koszt modyfikacji standardowego stanowiska. Iskrzenia wywołane ładunkami przepływającego prądu powodują odpryski i w konsekwencji niską jakość uzyskanej powierzchni wytłoczki [97–99],
- Tarcie – ciepło generowane jest w wyniku zjawiska tarcia pomiędzy narzędziem a odkształcaną blachą. Zaletą metody jest prostota rozwiązania wymagająca jedynie wprawienia w ruch obrotowy najczęściej narzędzia kształtującego blachę, rzadziej blachy. Do negatywnych cech można zaliczyć brak możliwości precyzyjnego sterowania temperaturą i obniżoną jakość powierzchni wynikającą z intensyfikacji zjawiska adhezji (powierzchnia rzeczywistego kontaktu pomiędzy narzędziem a blachą jest znacznie większa niż w przypadku obróbki nieobrotowym lub swobodnie obracającym się narzędziem) [100–102].

Wśród odmian procesu SPIF stopów tytanu w podwyższonej temperaturze, najbardziej rozpowszechnione są metody laserowego nagrzewania wsadu, poprzez wiązkę lasera poruszającą się bezpośrednio przed końcówką trzpienia roboczego (rys. 2.14a) lub lampę halogenową zintegrowaną z ruchem narzędzia (rys. 2.14b). Li i in. [103] zastosowali nagrzewanie wsadu (rys. 2.14c) wykorzystując fakt, że przepływ prądu elektrycznego przez przewodnik, prowadzi do generowania ciepła, spowodowanego oporem napotykanym przez elektrony podczas ich ruchu. W przypadku SPIF realizowanego z indukcyjnym nagrzewaniem wsadu, podgrzewacz indukcyjny jest umieszczony pod arkuszem a jego pozycja jest synchronizowana z ruchem trzpienia roboczego (rys. 2.14d). Ambrogio i in. [104] zastosowali podejście, które polegało na połączeniu podgrzewania indukcyjnego stopu tytanu Ti-6Al-4V i jednoczesnego chłodzenia kriogenicznego. W ten sposób określono wpływ szybkości chłodzenia i ogrzewania na mikrotwardość i mikrostrukturę materiału kształtowanej blachy. Obracające się narzędzie w kontakcie z blachą generuje dodatkowe ciepło, które można wykorzystać do nagrzewania wsadu i zwiększenia jego odkształcalności [100,105]. Nagrzewanie ultradźwiękowe wsadu realizowane jest poprzez przetwornik drgań

ultradźwiękowych, który jest bezpośrednio przymocowany do wrzeciona i generuje drgania w kierunku osiowym narzędzia (2.14e).



Rysunek 2.14. Metody nagrzewania wsadu w metodach kształtowania przyrostowego w podwyższonej temperaturze: a) laserowe nagrzewanie, b) nagrzewanie lampą halogenową, c) nagrzewanie poprzez przepływ prądu elektrycznego, d) nagrzewanie indukcyjne oraz e) nagrzewanie ultradźwiękowe, opracowano na podstawie [41,106]

Badania wskazują, że zastosowanie elementów grzejnych, takich jak wkłady grzewcze, do procesu SPIF może zwiększyć podatność na formowanie blach tytanowych, zmniejszając siły formowania i zwiększając dokładność wymiarowo-kształtową części [107,108]. Proces kształtowania przyrostowego w podwyższonej temperaturze zwiększa plastyczność tytanu i jego stopów [61]. Kiedy zwiększymy temperaturę odkształcanej blachy, odpowiednie smarowanie jest kluczowym czynnikiem wpływającym na uzyskaną jakość powierzchni, jak również na występujące procesy utleniania [109]. Poza wymienionymi wcześniej metodami, w ciągu ostatnich dwóch dekad prowadzono badania nad nagrzewaniem blach ze stopów tytanu za pomocą prądu stałego oraz prądu przemiennego, nagrzewnic kasetowych oraz pola indukcyjnego. Źródła ciepła mogą być rozmieszczone tak, aby obejmowały tylko wybrany deformowany obszar [110], całą blachę lub kombinację obu wariantów. Lokalne ogrzewanie pochłania mniej energii jak również ogranicza obszar blachy, który ulega utlenianiu. W wyniku lokalnego nagrzewania uzyskuje się większe odkształcenie tylko w strefie kontaktu narzędzia z przedmiotem obrabianym. Dla stopu Ti-6Al-4V najkorzystniejszym wyborem wydaje się być wspomaganie ciepłe w procesie ISF, ze względu na możliwość uzyskania znacznie większych odkształceń. W ciągu ostatnich dwóch dekad, metodą, która była najintensywniej badana wydaje się być kształtowanie przyrostowe wspomagane elektrycznie ze względu na stosunkowo niski koszt aparatury potrzebnej do modernizacji konwencjonalnego stanowiska do SPIF. Do modernizacji wymagane jest jedynie odizolowanie od siebie elementów przyrządu i narzędzia, następnie doprowadzenie odpowiednio kabli napięciowych do kształtowanej blachy i końcówki narzędzia kształtującego.

2.3. Modelowanie numeryczne procesu kształtowania przyrostowego

Modelowanie numeryczne odgrywa kluczową rolę w zrozumieniu i optymalizacji procesu ISF. Badania dostępne w literaturze koncentrują się na opracowaniu zaawansowanych modeli numerycznych w celu dokładnej symulacji przyrostowego procesu kształtowania arkuszy [111–113]. Modele te skupiają się na takich czynnikach, jak między innymi strategia ścieżki narzędzia, odkształcenia sprężyste i zachowanie materiału w zależności od czynników wejściowych procesu tak, aby skutecznie przewidywać uzyskane odkształcenia i ulepszać proces kształtowania [114–116].

Jednym z powszechnie stosowanych metod numerycznych jest modelowanie ISF z wykorzystaniem metody elementów skończonych (MES). MES umożliwia analizę procesu odkształcenia blachy, przewidywanie zachowania materiału oraz parametrów siłowych i optymalizację parametrów procesu kształtowania w celu osiągnięcia pożądanych cech

wytłoczek [117,118]. Ponadto symulacje numeryczne umożliwiają przewidywanie końcowej geometrii formowanych części, co wspomaga projektowanie i optymalizację strategię ścieżki narzędzia oraz procesu kształtowania [119]. Wykorzystując symulacje numeryczne, badacze i pracownicy przemysłowi mogą bez wykonywania czasochłonnych eksperymentów, zwiększyć dokładność obróbki, zoptymalizować wartości parametrów ustawczych procesu SPIF w taki sposób, aby osiągnąć wymaganą dokładność wymiarową i jakość powierzchni formowanych części [120–123]. Opracowano także modele numeryczne zdolne do przewidywania odkształceń sprężystych wyrobów i odkształceń granicznych materiału blachy, co umożliwia ograniczenie ich wpływu na gotowy wyrób [124–126]. Aplikacja wyników symulacji numerycznych umożliwia również badanie efektu drgań na zużycie narzędzi [127–129]. Wreszcie modele numeryczne MES mogą zostać wykorzystane do zbadania wpływu umocnienia odkształceniowego i warunków kontaktu na jakość powierzchni wyrobu i odkształcalność blachy [130].

2.3.1. Analiza termomechaniczna w metodzie elementów skończonych

Analiza termomechaniczna polega na jednoczesnym uwzględnieniu wpływu obciążeń mechanicznych i termicznych na zachowanie odkształcanego materiału. W kontekście ISF realizowanego w podwyższonej temperaturze, istotne jest zamodelowanie interakcji między ciepłem generowanym przez źródła (na przykład tarcie, grzałki elektryczne lub źródło lasera) a deformacjami plastycznymi. Ma to istotny wpływ, ponieważ naprężenia uplastyczniające dla większości materiałów zmniejszają wraz ze wzrostem temperatury [131]. Ponadto zarówno naprężenia mechaniczne, jak i gradienty temperatury mają istotny wpływ na końcowe właściwości mechaniczne i kształt wytwarzanego elementu [132].

Symulacje metodą elementów skończonych są skuteczne w przewidywaniu sprężysto-plastycznych odkształceń blach metalowych. Mohanraj i Elangovan [133] przeprowadzili eksperymenty i analizę numeryczną kształtowania stopu Ti-6Al-4V, biorąc pod uwagę takie parametry wejściowe jak: średnicę i prędkość obrotową narzędzia, prędkość posuwu i podziałkę ścieżki narzędzia, do zbadania dokładności geometrycznej i rozkładu grubości ścianki podczas wytwarzania wytłoczek o złożonych kształtach. Wyniki symulacji charakteryzowały się zgodnością z wynikami eksperymentalnymi, co potwierdza przydatność MES w analizie procesu SPIF. Palumbo i in. [134] przeprowadzili symulacje metodą elementów skończonych procesu jednopunktowego kształtowania przyrostowego w środowisku Abaqus/Explicit. Badano wpływ kąta pochylenia ścianki i stosunku średnicy narzędzia do podziałki ścieżki narzędzia dla blach ze stopu Ti-6Al-4V, wykonując wytłoczki

o nieosiowych kształtach w formie ściętych ostrosłupów. Analiza wykazała, że stosunek średnicy narzędzia do podziałki ścieżki odgrywa kluczową rolę w przebiegu procesu kształtowania i powinien być dobierany w zależności od kształtu wytłoczki. Sbayti i in. [135] analizowali kształtowanie protez stomatologicznych w podwyższonych temperaturach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V wykorzystaniem symulacji MES. Badano wpływ temperatury formowania na pękanie materiału oraz na dokładność geometryczną końcowego produktu. Zastosowany model pozwolił na dobór temperatury wykonywania procesu tak, aby zapobiec pęknięciom blachy oraz uzyskać akceptowalny geometrycznie wyrób, co wyraźnie potwierdziło potencjał MES w rzeczywistych zastosowaniach medycznych. Naranjo i in. [136] przedstawili wyniki symulacji kształtowania SPIF stożkowych wytłoczek z tytanu CP-Ti Gr 2, poddawanych obróbce przy różnych temperaturach, używając analizy niejawnej (*ang. implicit*) w programie Ansys Workbench. Badania wykazały, że wielkość elementów siatki ma istotny wpływ na wyniki symulacji. W dalszych badaniach realizowanych przez autorów, dwa rozmiary siatek typu heksaedrycznego zostały wykorzystane do analiz MES kształtowania przyrostowego stopu Ti-6Al-4V [137]. Celem badań była optymalizacja czasu obliczeń przy zachowaniu jakości wyników, ponieważ zastosowana metoda niejawna jest bardziej czasochłonna od metody jawnej (*ang. explicit*) pod względem obliczeniowym [138], aczkolwiek pozwoliła autorom uzyskać wysoką dokładność obliczeń. Abdelkefi i in. [139] zaproponowali numeryczne podejście do modelowania procesu SPIF blach z tytanu CP-Ti Gr 2, wykorzystując model sprężysto-plastyczny w oprogramowaniu Abaqus/Implicit. Autorzy stwierdzili, że końcowa geometria została dobrze przewidziana, jednak ostateczne siły występujące w procesie formowania były niedoszacowane o 11%. Saidi i in. [140] zbadali proces obróbki przyrostowej na ciepło blachy ze stopu Ti-6Al-4V przy wykorzystaniu ogrzewania za pomocą grzałek patronowych zamocowanych w przyrządzie. Celem było wykazanie, że niedrogi system grzewczy może być użyty do uzyskania kąta granicznego podobnego do tego uzyskanego przy użyciu droższego w zakupie nagrzewania laserowego. Uzyskane wyniki numeryczne wykorzystaniem modelu Johnsona-Cooka były zgodne z wynikami eksperymentalnymi dla temperatury obróbki 450°C. Piccininni i in. [141] przeprowadzili symulacje numeryczne kształtowania SPIF blachy wykonanej z tytanu CP-Ti Gr 2, uwzględniając kryterium zniszczenia Tsaya-Hilla i izotropowy warunek plastyczności zależny od szybkości odkształcania. Autorzy uzyskali dobrą korelację między numerycznymi i eksperymentalnymi rozkładami grubości ścianki elementów implantów protetycznych. Naranjo i in. [142] przetestowali różne hipotezy dotyczące zachowania plastycznego stopu Ti-6Al-4V, aby porównać wyniki uzyskane metodą elementów skończonych w programie

ANSYS z testami przeprowadzonymi eksperymentalnie. Badania miały na celu pomiar sił działających na narzędzie. W przypadku małych odkształceń osiągnięto wysoki stopień zgodności między siłami mierzonymi eksperymentalnie a siłami uzyskanymi za pomocą symulacji. Jednak w przypadku dużych odkształceń większość modeli przeszacowała siły uzyskane eksperymentalnie z powodu pęknięć, które pojawiły się w dnie stożkowych wytłoczek.

Większość badań w środowisku MES dla procesów SPIF była przeprowadzana przy użyciu oprogramowania z zaimplementowanymi podejściami rozwiązań numerycznych typu jawnego lub niejawnego, dostępnymi w takich programach jak Abaqus [143,144] lub LS-Dyna [145,146], a nawet oprogramowania opracowanego specjalnie do tego celu, jak Lagamine [147]. Modelowanie numeryczne jest wykorzystywane do przewidywania rozkładu temperatury [148], zmiany grubości arkusza [149], sprężynowania wyrobu [150], płynięcia materiału [151] oraz rozkładu naprężeń i odkształceń [152]. Symulacja numeryczna z wykorzystaniem MES stała się niezastąpionym narzędziem do przewidywania występowania pofałdowań i pęknięć podczas SPIF. Symulacje MES są ogromną pomocą w celu oszczędności czasu roboczego potrzebnego do przeprowadzenia eksperymentów, materiału narzędziowego i materiału testowego w kierunku prawidłowego i właściwego zaprojektowania procesu.

2.3.2. Modele materiałowe

W metodzie elementów skończonych modele materiałowe odgrywają kluczową rolę, ponieważ definiują zachowanie się materiału w określonych warunkach obciążeniowych i temperaturowych. Do głównych modeli materiałowych należy zaliczyć [153]:

- **Model liniowo sprężysty:** Zakłada liniową zależność między naprężeniem a odkształceniem (według prawa Hooke'a). Jest stosowany dla materiałów, które wracają do pierwotnego kształtu po zdjęciu obciążenia.
- **Model plastyczny:** Opisuje zachowanie materiału po przekroczeniu granicy plastyczności, czyli naprężenia, po którym materiał ulega trwałemu odkształceniu.
- **Model lepko sprężysty:** Uwzględnia zależność naprężeń od prędkości odkształceń, stosowany do opisu materiałów lepko-sprężystych, takich jak niektóre polimery.
- **Model nieliniowo sprężysty:** Uwzględnia nieliniowe zależności między naprężeniem a odkształceniem. Jest stosowany dla materiałów, które wykazują nieliniowe zachowanie sprężyste.

W praktyce do modelowania zachowania większości materiałów metalicznych w całym zakresie odkształceń stosuje się modele łączone sprężysto-plastyczne.

Liniowy model sprężysty jest podstawową koncepcją w dziedzinie analizy elementów skończonych, kluczową dla symulacji zachowania materiałów w warunkach obciążenia podczas normalnej eksploatacji. Model ten jest szeroko stosowany w inżynierii i badaniach naukowych do przewidywania zachowania konstrukcji i materiałów poddanych obciążeniom mechanicznym w zakresie odkształceń sprężystych [154]. Liniowy model sprężysty zakłada, że materiały odkształcają się liniowo pod wpływem obciążeń i powracają do pierwotnego kształtu po usunięciu obciążenia, zgodnie z prawem Hooke'a. Założenie liniowej sprężystości ułatwia proste obliczenia rozkładu naprężeń i odkształceń w materiale, pomagając w przewidywaniu reakcji struktur na siły zewnętrzne i zrozumieniu mechanizmów odkształceń [155].

Model plastyczny jest kluczowy dla symulacji trwałego odkształcenia materiałów, gdy są one poddawane naprężeniom przekraczającym ich granicę sprężystości. Typowe kryteria plastyczności obejmują kryteria Huber-Mises-Hencky (HMH) i Treski. Kryterium HMH jest szeroko stosowane w przypadku materiałów ciągliwych, wskazując, że plastyczność występuje, gdy drugi niezmiennik naprężenia dewiatorowego osiąga wartość krytyczną. Z drugiej strony kryterium Treski sugeruje, że naprężenia plastyczne wystąpią, gdy maksymalne naprężenie ścinające w materiale osiąga pewien próg [156]. Prawo płynięcia opisuje związek między stanem naprężenia a szybkością odkształcenia plastycznego. Często stosowane jest asocjacyjne prawo płynięcia, która mówi, że kierunek przyrostów odkształceń plastycznych jest normalny do powierzchni plastyczności. Ta reguła pomaga określić, jak materiał odkształci się po zainicjowaniu odkształceń plastycznych [157]. Po początkowym odkształceniu plastycznym materiały mogą albo nadal odkształcać się plastycznie przy stałym poziomie naprężenia (materiały idealnie plastyczne), albo wykazywać wzrost naprężenia plastycznego przy dalszym odkształcaniu (umocnienie odkształceniowe). Najczęściej stosowane modele umocnienia odkształceniowego obejmują wzmocnienie izotropowe, w którym powierzchnia plastyczności rozszerza się równomiernie, oraz wzmocnienie kinematyczne, w którym powierzchnia plastyczności przesuwa się w przestrzeni naprężeń. [156,158].

Model lepko-sprężysty opisuje materiały wykazujące zarówno właściwości sprężyste, jak i lepkie. Charakterystyczną cechą tych materiałów jest zależność naprężeń od prędkości odkształceń, co oznacza, że ich odpowiedź na obciążenie zależy zarówno od wielkości deformacji, jak i od czasu, w jakim ona zachodzi. Modele lepko-sprężyste są szczególnie

użyteczne w opisie zachowania polimerów, które mogą wykazywać różne właściwości w zależności od warunków obciążenia i temperatury. Polimery, ze względu na swoją strukturę molekularną, mogą wykazywać zarówno deformacje elastyczne, jak i lepkie, co sprawia, że ich analiza wymaga zastosowania modeli uwzględniających oba te efekty. W kontekście badań nad materiałami lepko-sprężystymi, istotne jest także rozważenie nieliniowych modeli lepko-sprężystych, które uwzględniają zmienność właściwości materiału w funkcji dużych odkształceń lub dużych szybkości deformacji. Modele te, znane jako modele hipersprężyste lub nieliniowe modele lepko-sprężyste, są często stosowane do opisu materiałów takich jak elastomery, wykazujących znaczne odkształcenia przy stosunkowo małych naprężeniach [159].

Aby dokładnie wyjaśnić nieliniowy model materiału sprężystego w metodzie elementów skończonych, kluczowe jest zrozumienie podstawowych zasad nieliniowej sprężystości i jej zastosowania w symulacjach obliczeniowych. Nieliniowa sprężystość dotyczy zachowania materiałów, które wykazują nieliniowe odpowiedzi na siły zewnętrzne lub odkształcenia [160]. W środowisku MES wiąże się to z modelowaniem skomplikowanego zachowania materiałów, które odbiegają od liniowych zależności naprężenie-odkształcenie. Kluczowym aspektem nieliniowej sprężystości w MES jest jej zdolność do wychwytywania nieliniowości materiału, w tym plastyczności, dużych odkształceń i uszkodzeń, które są powszechne w rzeczywistych scenariuszach inżynierskich [161]. Dzięki integracji nieliniowych modeli sprężystych z symulacjami MES można dokładniej przewidywać reakcję strukturalną komponentów narażonych na różne warunki obciążenia, szczególnie w przypadkach, gdy liniowe założenia sprężystości są niewystarczające. Co więcej, połączenie zaawansowanych metod obliczeniowych, takich jak sztuczne sieci neuronowe (*ang. artificial neural networks - ANNs*), algorytmy uczenia maszynowego (*ang. machine learning algorithms – MLAs*) z MES może wzmocnić możliwości predykcyjne nieliniowych modeli sprężystych. Łącząc techniki uczenia maszynowego z MES, badacze mogą formułować bardziej adekwatne modele do przewidywania nieliniowego zachowania odkształceń materiałów w trudnych warunkach.

W dziedzinie przyrostowego kształtowania blach wybór modeli konstytutywnych materiału ma kluczowe znaczenie dla dokładnych przewidywań numerycznych i symulacji elementów skończonych. Badania Shi i in. [162] skupiły się na zaimplementowaniu modelu konstytutywnego dla przyrostowego formowania blach ze stopu aluminium EN AW-2024-O, wykorzystując teorię plastyczności kryształów (*ang. crystal plasticity theory*) do opracowania modelu zależności naprężenie-odkształcenie uwzględniającego współczynnik umocnienia

odkształceniowego i wykładnik umocnienia. Autorzy porównali trzy modele materiałowe dla wspomaganego ciśnieniem jednopunktowego przyrostowego kształtowania blach ze stali dwufazowej DP600, podkreślając znaczenie wyboru odpowiedniego modelu dla uzyskania dokładnych wyników symulacji MES. Stwierdzono, że model materiałowy uwzględniający wykres odkształceń granicznych dla pęknięcia (*ang. fracture-forming-limit diagram - FFLD*) wykazuje zgodność z wynikami eksperymentalnymi [163].

Model Cazacu-Plunkett-Barlat (CPB06) zastosowano do modelowania zachowania stopu tytanu Ti-6Al-4V, uwzględniając anizotropię i asymetrię materiału kształtu wytłoczek, co pozwala na dokładniejsze odwzorowanie odkształceń i zmian grubości materiału podczas modelowania procesu SPIF [164]. Rozwinięcie tego modelu, CPB06ex2, jest również używane do opisu zachowania tego samego stopu, biorąc pod uwagę obniżenie modułu sprężystości pod wpływem odkształcenia plastycznego, co jest kluczowe dla opisu efektu odkształceń sprężystych materiału po deformacji o odciążeniu [165].

Inny kierunek badań koncentruje się na użyciu hybrydowego modelu konstytutywnego, który łączy podejście fenomenologiczne oraz termiczną aktywację i anihilację dyslokacji, do opisu zachowania materiałów pod wpływem wysokoczęstotliwościowych drgań ultradźwiękowych podczas kształtowania przyrostowego [166]. Model ten pozwala na precyzyjne przewidywanie siły formowania i ocenę możliwości poprawy formowalności.

Henrard i in. [147] wykonali analizę dokładności symulacji elementów skończonych w przewidywaniu siły działającej na narzędzie podczas procesu kształtowania przyrostowego, używając różnych praw konstytutywnych połączonych z różnymi modelami umocnienia. Ich badanie potwierdziło, że szczegółowy opis zachowania się materiału na grubości blachy ma kluczowe znaczenie dla dokładnego przewidywania sił za pomocą symulacji MES.

Model Johnsona-Cooka (sprężysto-plastyczny), który uwzględnia wpływ odkształcenia, szybkości odkształcenia i temperatury na naprężenie materiału został wykorzystany przez Sbayti i in. [132] do symulacji w środowisku Abaqus procesu kształtowania wytłoczek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V. Parametry modelu dla materiału blachy zostały zidentyfikowane przez badaczy na podstawie testów rozciągania przeprowadzonych w różnych temperaturach. Model ten wykazał się wysoką zgodnością w przewidywaniu zachowania stopu Ti-6Al-4V w procesie SPIF. Odwzorowanie wpływu temperatury i szybkości odkształcenia na zachowanie materiału, umożliwiło identyfikację optymalnych parametrów procesu i zminimalizowanie ryzyka pęknięć. Dzięki zastosowaniu modelu uzyskano precyzyjne prognozy dotyczące sił formowania i naprężeń, co przyczyniło się do poprawy jakości i dokładności geometrycznej wytwarzanych wyrobów [167,168].

2.4. Wnioski z analizy literatury

Jednopunktowe kształtowanie przyrostowe blach, od opracowania patentu „Apparatus and process for incremental dieless forming” [169], który dał podstawę do obecnie stosowanej technologii formowania przyrostowego, jest coraz powszechniej stosowaną techniką do wytwarzania wyrobów powłokowych. Przez wiele dekad technologia kształtowania blach za pomocą lokalnych odkształceń plastycznych pozostawała niszowa ze względu na brak specjalistycznych maszyn do realizacji tej metody. Wraz z upowszechnieniem się obrabiarek sterowanych numerycznie oraz oprogramowania do automatycznego generowania ścieżek obróbkowych, technologia z powodzeniem została wykorzystana w przemyśle lotniczym (uchwyt do testowania drgań konstrukcji lotniczych [170]), kolejnictwie (osłona czołowa pociągu Shinkansen [171], przemyśle motoryzacyjnym (panele karoseryjne [172,173]), przemyśle stoczniovym [174], architekturze (elementy fasad budynków [175], struktury dachowe [176]) oraz w medycynie (implanty kolana [177], implanty czaszki [178]), do wytwarzania wyrobów prototypowych lub w niewielkich seriach.

Istotą wdrożenia kształtowania przyrostowego blach w odniesieniu do trudno odkształcalnych materiałów, są możliwe do zadawania większe odkształcenia plastyczne blachy, w porównaniu do konwencjonalnych metod tłoczenia blach. Ta wysoka odkształcalność jest korzystna, ale powoduje powstawanie naprężeń szczątkowych o dużej wartości [179]. Duża wartość naprężeń szczątkowych znacznie zwiększa odchylenia geometryczne po odmocowaniu wyrobu i jego przycinaniu [180].

Jedną z wad kształtowania przyrostowego jest długi czas obróbki, w stosunku do tłoczenia konwencjonalnymi narzędziami, co często można zrekompensować technologicznie i ekonomicznie, przez możliwość formowania komponentów, których wytworzenie innymi metodami byłoby niemożliwe. Dotyczy to między innymi wyrobów o złożonych kształtach wykonywanych z cienkich blach lub folii. Długi czas obróbki nie jest związany z prędkością obrotową narzędzia, która może dochodzić do 20 000 obr/min [54], ale z koniecznością stopniowego odkształcania blachy po trajektorii o małej podziałce (skoku). Wobec powszechnego wykorzystania do kształtowania przyrostowego frezarek lub tokarek sterowanych numerycznie, maszyny te charakteryzują się sztywnością i bezwładnością, która nie pozwala na realizację szybkich ruchów posuwowych, zwłaszcza po trajektorii o małej średnicy. Dostępne są nieliczne maszyny o sztywności dostosowanej do realizacji kształtowania przyrostowego [181].

Kształtowanie przyrostowe może odbywać się w warunkach obróbki plastycznej na zimno lub w podwyższonej temperaturze. Techniki grzania wsadu, oprócz nagrzewania

tarciowego w wyniku współpracy trzpieniowego narzędzia z blachą, są analogiczne jak w procesach konwencjonalnego tłoczenia. Wykorzystuje się głównie nagrzewanie wsadu za pomocą strumienia gorącego powietrza, grzania rezystancyjnego, wiązką lasera lub za pomocą ultradźwięków. Opracowano również metody bezkontaktowej obróbki przyrostowej za pomocą wysokociśnieniowego strumienia, głównie wody (*ang. water jet incremental sheet forming* - WJISF) [182] oraz kształtowania 'bezkontaktowego' z wykorzystaniem sił elektromagnetycznych (*ang. electromagnetic incremental forming* - EMIF) [183].

Ze względu na geometrię wyrobu wyróżnia się kształtowanie wytłoczek symetrycznych, zwykle o kształcie obrotowym oraz wytwarzanie wyrobów asymetrycznych. Na obrabiarkach numerycznych przeznaczonych do obróbki skrawaniem, kształtowanie może odbywać się za pomocą jednego narzędzia. Obróbka za pomocą dwóch narzędzi położonych przeciwległe względem płaszczyzny podziału blachy realizowana jest najczęściej za pomocą ramion robota (*ang. roboforming*). Dodatkowy trzpień jest usytuowany przeciwnie do trzpienia formującego i odsunięty o grubość blachy porusza się po odpowiednio skorygowanej trajektorii względem narzędzia głównego. Do metod obróbki dwupunktowej zalicza się także odmiany formowania pozytywowego, w których kształtowy profil (pełny lub częściowy), wewnętrzny lub zewnętrzny, może stanowić odwzorowanie kształtu matrycy [184]. Druga z metod zapewnia większą dokładność wyrobów, podparcie obustronne blachy redukuje sprężyste odkształcenia blachy [185]. Formowanie pozytywowe stosowane jest przede wszystkim do kształtowania wyrobów dostosowanych do indywidualnych potrzeb w medycynie, gdzie narzędzie przemieszcza się względem powierzchni odpowiednio wyprofilowanej matrycy. Dokładność geometryczną formowanych części można poprawić stosując wieloetapowe kształtowanie przyrostowe (*ang. Multistage Incremental Sheet Forming* - MS-ISF) [186].

Kolejnym zagadnieniem utrudniającym obróbkę przyrostową są duże odkształcenia sprężyste wyrobu po wyjęciu z przyrządu mocującego blachę. Jak wspomniano powyżej są one efektem występowania naprężeń szczątkowych o dużej wartości [179]. Występuje wiele metod minimalizacji lub eliminacji zjawiska *springback*, poprzez korektę toru narzędzia uwzględniającą wartość odkształceń sprężystych blachy, kształtowanie wieloetapowe lub stosowanie metod kształtowania dwupunktowego. Istotą tych dwóch ostatnich metod jest zwiększenie zasięgu odkształceń blachy podczas przejść narzędzia. W tym zakresie metody TPIF są najbardziej efektywne od metod SPIF. W niniejszej pracy zastosowano innowacyjny sposób zwiększenia odkształceń blachy poprzez docisk blachy do narzędzia z wykorzystaniem ciśnienia medium roboczego o odpowiednim ciśnieniu. Wartość ciśnienia

musi być odpowiednio dobrana tak, aby nie doprowadzić do odkształceń blachy w kierunku przeciwnym do zamierzonego.

Przebieg procesu kształtowania przyrostowego może być sterowany wartością bardzo wielu parametrów, m.in. prędkością obrotową narzędzia, prędkością posuwu narzędzia, strategią obróbki, wartością podziałki ścieżki roboczej, warunkami smarowania, temperaturą obróbki, średnicą i materiałem narzędzia. Optymalny dobór tych parametrów jest niezwykle trudny i wymaga czasochłonnych testów prowadzonych, często metodą prób i błędów. Analiza literatury wskazuje, że podstawową metodą planowania eksperymentów SPIF i TPIF jest metoda Taguchi z wykorzystaniem ortogonalnego planu eksperymentu [187,188]. Główną wadą metody Taguchi jest to, że uzyskane wyniki mają charakter względny i nie wskazują dokładnie, który parametr ma największy wpływ na wartość charakterystyki wydajności [189]. W badaniach przedstawionych w niniejszej pracy zastosowano centralny plan kompozycyjny oraz I-optymalny plan badań w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych *split-plot*, który umożliwia badanie wielu zmiennych jednocześnie przy ograniczonej liczbie eksperymentów. Znane są metody optymalizacji parametrów obróbkowych za pomocą narzędzi sztucznej inteligencji, takich jak uczenie maszynowe [190], sztuczne sieci neuronowe [191,192], jednak do efektywnej pracy wymagają bardzo dużego zestawu danych eksperymentalnych. Ze względu na wiele czynników, które jednocześnie synergicznie oddziałują na przebieg i efekty procesu kształtowania, autorzy często skupiają się na optymalizacji wybranego parametru, takiego jak chropowatość powierzchni wewnętrznej lub zewnętrznej wytłoczki [193], ścieżki narzędzia [190], dokładności geometrycznej kształtu wyrobu [192]. Zastosowanie technik sztucznej inteligencji w metodach kształtowania przyrostowego zostało omówione w pracy przeglądowej Nagargoje i in. [194]. W tabeli 2.2 przedstawiono typowe wartości parametrów obróbkowych stosowanych w kształtowaniu przyrostowym.

Tabela 2.2. Typowe parametry stosowane w procesach obróbki przyrostowej blach, opracowano na podstawie [195]

Parametr	Wartość
Średnica narzędzia	3-20 mm
Podziałka ścieżki	0,1-2 mm
Posuw narzędzia	500-3000 mm/min.
Prędkość obrotowa narzędzia	Nieobrcające się narzędzie lub do 4000 obr/min
Tolerancja kształtu wyrobu	0,5-2 mm

Zjawiska kontaktowe występujące na styku narzędzia i odkształcanej blachy w technologiach przyrostowych są bardziej złożone niż w konwencjonalnych procesach tłoczenia. Mała strefa styku między narzędziem a półfabrykatem powoduje występowanie dużych nacisków jednostkowych, które zwiększają opory tarcia. Tarcie w metodach przyrostowych jest trudne w analizie jakościowej oraz ilościowej ze względu na występowanie silnych oddziaływań mechanicznych współpracujących powierzchni, z których jedna (blacha) ma znacznie mniejszą wytrzymałość i twardość niż narzędzie. To intensyfikuje zjawiska zużycia adhezyjnego oraz mechanicznego wyrównywania i odkształcania wierzchołków nierówności wpływając bezpośrednio na odkształcalność i jakość powierzchni wyrobów. Podstawowym sposobem na zmniejszenie oporów tarcia jest zastosowanie smarowania i/lub nakładanie powłok przeciwzużyciowych na narzędziach. W obróbce przebiegającej na zimno stosuje się analogiczne smary przeznaczone do tłoczenia konwencjonalnego. W obróbce plastycznej w podwyższonej temperaturze, praktycznie niezależnie od kształtowanego materiału, dominuje dwusiarczek molibdenu [184,196,197]. Stosowanie środków smarnych wytwarzanych w procesie rafinacji ropy naftowej jest uważane za nieprzyjemne dla środowiska dlatego wielu naukowców, m.in. Diab i in. [198] i Zavała i in. [199] podjęło badania nad zastosowaniem smarów pochodzenia naturalnego. Badania te są jednak ograniczone do kształtowania przyrostowego na zimno.

Wpływ parametrów obróbkowych na dokładność kształtową wyrobów zależy nie tylko od wartości tych parametrów, ale również od geometrii wyrobu. Na przestrzeni lat badano odkształcalność różnorodnych kształtów wytłoczek, od zindywidualizowanych implantów medycznych po wytłoczki o regularnych obrotowych i nieobrotowych kształtach. Celem takiego podejścia jest zapewnienie porównywalności wyników uzyskanych przez różne grupy badaczy. Obecnie większość testów porównawczych (*ang. benchmarking tests*) koncentruje się na odkształcalności wytłoczek stożkowych o stałym lub o zmiennym kącie nachylenia ścianki, o kształcie ostrosłupa ściętego oraz ściętej piramidy. Inne typowe geometrie wytłoczek przedstawiono na rysunku 2.15. Celem tych kształtów jest zbadanie dokładności geometrycznej, odkształcalności, granicy złożoności geometrycznej, jakości wykończenia i innych cech w zależności od lokalnego stanu wyężenia materiału blachy. W niniejszej pracy jako reprezentatywne geometrie do badania odkształcalności blach z tytanu Cp-Ti Gr 2 i stopu Ti-6Al-4V wybrano wytłoczki o kształcie ostrosłupa o stałym i zmiennym kącie ścianki.



Rysunek 2.15. Kształty wytłoczek analizowane w testach porównawczych SPIF [195].

Modelowanie numeryczne jest nowoczesnym narzędziem wspomagającym proces optymalizacji projektowania nowych wyrobów i narzędzi a także optymalizacji parametrów procesu kształtowania. Obok wielu podejść numerycznych, metoda elementów skończonych zajmuje wiodące miejsce ze względu na powszechność komercyjnego oprogramowania o uniwersalnym zastosowaniu (m.in. Abaqus, MSC.Marc, Ansys) oraz przeznaczonego do modelowania procesów obróbki plastycznej (m.in. SimufactForming). Do opisu zachowania blach tytanowych i ze stopów tytanu stosowane są modele izotropowe oraz anizotropowe materiału, uwzględniające efekt umocnienia odkształceniowego. Metoda elementów skończonych dla procesu kształtowania przyrostowego była stosowana do pęknięcia materiału, uszkodzeń wytłoczek, przewidywania siły formowania oraz mechanizmów odkształceń z zastosowaniem jawnego i niejawnego schematu rozwiązywania dyskretyzowanego równania równowagi. Czas obliczeń MES można przyspieszyć, stosując większe kroki czasowe, ale ze względu na ruchomy kontakt w ISF wymagany jest jednak bardzo mały krok czasowy [179]. Do dyskretyzacji modelu blachy w symulacjach stosuje się elementy bryłowe (*ang. brick*) [200], powłokowe (*ang. shell*) [201] oraz bryłowo-powłokowe (*ang. solid-shell*) [202]. Z punktu widzenia czasu obliczeń najbardziej efektywne są elementy powłokowe. Wraz ze zwiększaniem mocy obliczeniowej komputerów i efektywności procedur programów numerycznych, czas obliczeń staje się coraz mniej znaczącym kryterium w wyborze rozmiaru siatki elementów skończonych. Analiza wrażliwości siatki elementów skończonych (*ang.*

mesh sensitivity analysis), przeprowadzona również w niniejszej pracy, pozwala na wybór optymalnego rozmiaru siatki do zapewnienia zgodności wyników MES z wynikami eksperymentalnymi.

Jednym z problemów obserwowanych w opublikowanych pracach jest dobór wartości współczynnika tarcia w modelu MES. Często współczynnik tarcia dobierany jest arbitralnie na podstawie innych opublikowanych prac, nawet dotyczących innych materiałów pary ciernej [203], innej geometrii kontaktu (wartość podziałki ścieżki), innych warunków smarowania, itd. Analiza literatury wskazuje, że współczynnik tarcia zależy nie tylko od materiałów pary ciernej, ale również ich topografii, właściwości mechanicznych, warunków smarowania, wartości nacisków kontaktowych i wielu innych parametrów. Dlatego w niniejszej pracy, do określenia współczynnika tarcia definiowanego w modelu MES zastosowano podejście zaproponowane w pracach [204,205]. Współczynnik tarcia wyznaczono eksperymentalnie na podstawie wartości składowych siły formującej.

3. CEL, TEZA PRACY I ZAKRES BADAŃ

Celem niniejszej pracy jest analiza procesu kształtowania przyrostowego cienkich blach wykonanych z tytanu technicznie czystego klasy 2 oraz stopu tytanu klasy 5 – Ti-6Al-4V. Ze względu na to że tytan i jego stopy należą do trudno odkształcalnych materiałów w obróbce plastycznej na zimno, konieczne było wykonanie wielu prób i modyfikacji warunków eksperymentu, w tym opracowanie specjalnego przyrządu umożliwiającego zwiększenie temperatury kształtowanego półfabrykatu z blachy Ti-6Al-4V. Jako materiał badawczy wybrano gatunek tytanu CP-Ti Gr 2 i jego stop Ti-6Al-4V, które są najbardziej rozpowszechnione w wielu zastosowaniach przemysłowych. O ile analizie poddano dwa gatunki materiału tytanowego, tezę pracy oparto na możliwości kształtowania przyrostowego trudno odkształcalnego stopu tytanu, które jest bardziej wymagające w zakresie doboru parametrów obróbkowych.

Na podstawie analizy literatury, zasygnalizowanych problemów podczas badań wstępnych kształtowania wytłoczek metodą przyrostową, w pracy postawiono następującą tezę:

Zastosowanie hybrydowego nagrzewania wsadu, za pomocą cieczy pod adaptacyjnym ciśnieniem oraz za pomocą nagrzewania tarcowego, o odpowiedniej strategii kierunku prędkości obrotowej narzędzia w stosunku do kierunku jego posuwu, a także dobór odpowiedniego materiału narzędziowego umożliwią w procesie kształtowania przyrostowego dwufazowego stopu tytanu Ti-6Al-4V uzyskanie wytłoczek ze zmiennym nachyleniem ścianki bocznej, poprzez zwiększenie stopnia odkształcenia materiału blachy, przy jednoczesnym zmniejszeniu odkształceń sprężystych wytłoczek po odciążeniu.

Analizę rozpoczęto od badań tribologicznych blach pozwalających na ocenę efektywności różnych środków smarujących. Następnie wykonano szereg eksperymentów kształtowania tytanu CP-Ti Gr 2 i stopu tytanu Ti-6Al-4V, uwzględniających przeciwbieżną i współbieżną strategię obróbki, wraz z modyfikacją wartości parametrów nastawczych procesu. W celu poprawy warunków smarowania, podjęto próbę zastosowania narzędzi z wykonanymi rowkami smarnymi. Ze względu na warunki kształtowania w podwyższonej temperaturze, podjęto również próbę zastosowania narzędzi pokrytych powłokami PVD (*ang. physical vapour deposition*) oraz narzędzia z lutowaną końcówką wykonaną z ceramiki wzmocnionej whiskerami $Al_2O_3 + SiC(w)$.

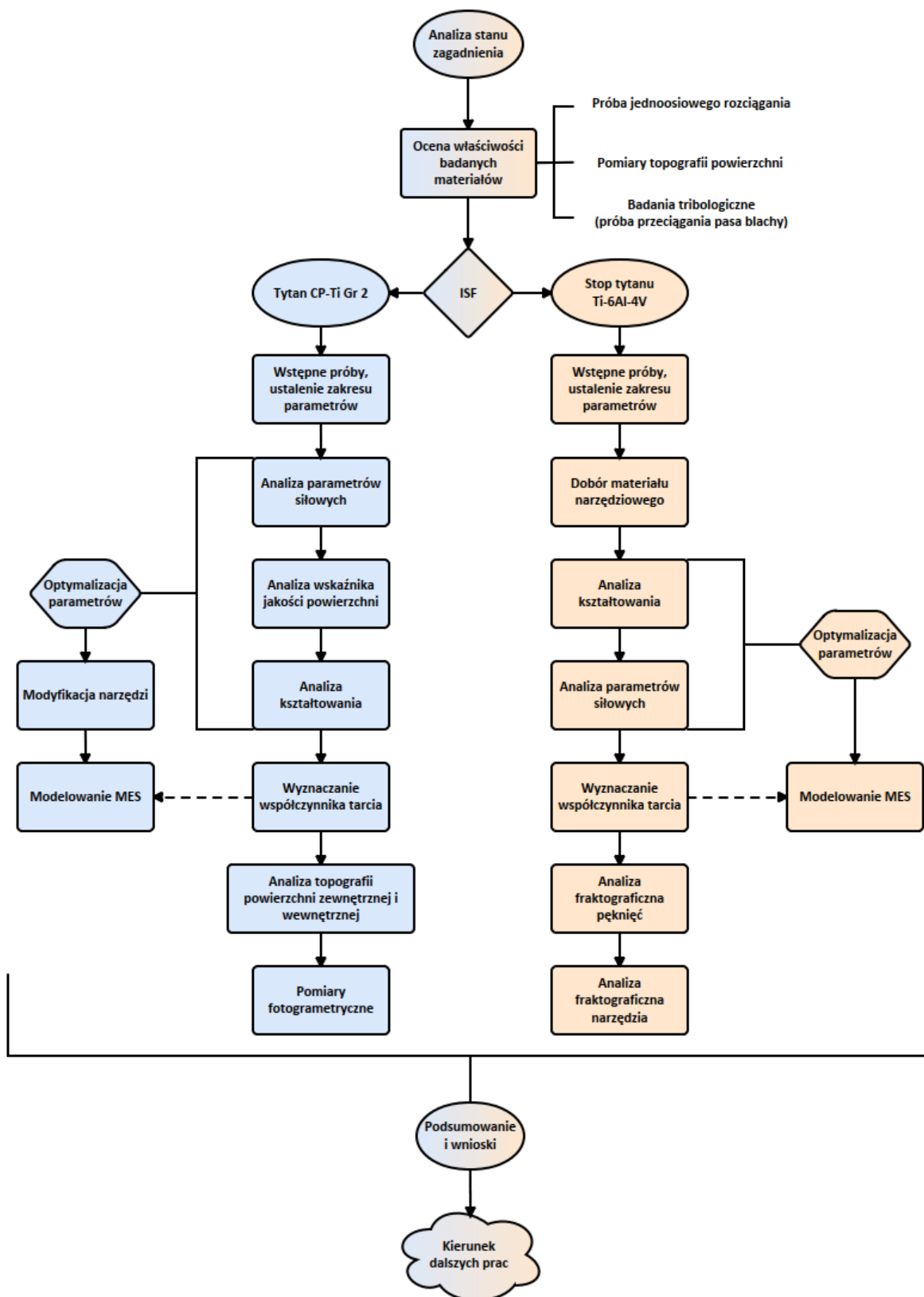
Aby udowodnić tezę pracy, postanowiłem na potrzeby niniejszej pracy opracować i wykonać stanowisko badawcze do kształtowania przyrostowego w podwyższonej temperaturze z możliwością sterowania aktywnym ciśnieniem i temperaturą medium roboczego oraz nagrzewaniem wynikającym z tarciowego oddziaływania trzpienia roboczego na odkształcany materiał, a następnie przeprowadzić praktyczne zastosowanie zaproponowanej koncepcji kształtowania na przykładzie dwufazowego stopu tytanu $\alpha + \beta$ Ti-6Al-4V. Dodatkowo przeprowadzono testy kształtowania tytanu technicznie czystego CP-Ti Gr 2, który wykazuje podwyższone właściwości plastyczne w stosunku do stopu tytanu Ti-6Al-4V. W związku z tym kształtowanie tego materiału mogło zostać przeprowadzone przez nagrzewanie tarciove materiału blachy.

Zakres badań obejmował następujące etapy:

- Określenie właściwości mechanicznych badanych blach za pomocą statycznej próby jednoosiowego rozciągania w temperaturze pokojowej oraz w podwyższonych temperaturach,
- badania tribologiczne – charakterystyka topografii powierzchni blach, badania tarcia za pomocą testu przeciągania pasa blachy oraz analiza mikroskopowa powierzchni próbek po procesie tarcia,
- analiza wpływu rodzaju zastosowanego smaru na współczynnik tarcia w teście przeciągania pasa blachy za pomocą analizy wariancji i sztucznych sieci neuronowych,
- wykonanie specjalnego przyrządu umożliwiającego kształtowanie blachy w założonych warunkach temperaturowych,
- badania nad zastosowaniem narzędzi pokrytych powłokami osadzonymi z fazy gazowej oraz narzędzia wykonanego z ceramiki wzmocnionej whiskerami,
- modyfikacja narzędzi w celu polepszenia właściwości smarujących - wykonanie dodatkowych rowków w strefie kontaktu z kształtowaną blachą,
- dobór strategii (przeciwbieżnej i współbieżnej) procesu oraz wartości parametrów nastawczych w postaci: ciśnienia medium roboczego, prędkości obrotowej i posuwu narzędzia oraz podziałki ścieżki roboczej,
- optymalizacja procesu kształtowania za pomocą narzędzi statystycznych: centralnego planu kompozycyjnego i analizy wariancji,
- analiza przebiegu wartości sił w procesie kształtowania przyrostowego,
- wyznaczenie wartości współczynnika tarcia występującego podczas badań eksperymentalnych kształtowania przyrostowego wytłoczek,

- analiza fraktograficzna wytłoczek uszkodzonych podczas kształtowania – mikrofotografia SEM,
- ocena odkształceń oraz dokładności wymiarowej wytłoczek wraz z rozkładem grubości blachy wykorzystując system pomiarowy ARGUS do pomiarów fotogrametrycznych,
- modelowanie numeryczne procesów kształtowania blach wykonanych z tytanu CP-Ti Gr 2 i stopu tytanu Ti-6Al-4V w środowisku ABAQUS.

Przebieg badań przedstawionych w niniejszej pracy przedstawiono w skrócie na schemacie blokowym (rys. 3.1).



Rysunek 3.1. Schemat blokowy działań przeprowadzonych w ramach pracy.

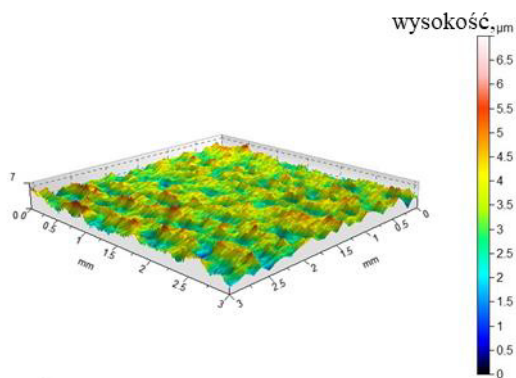
4. MATERIAŁ BADAWCZY

4.1. Topografia powierzchni

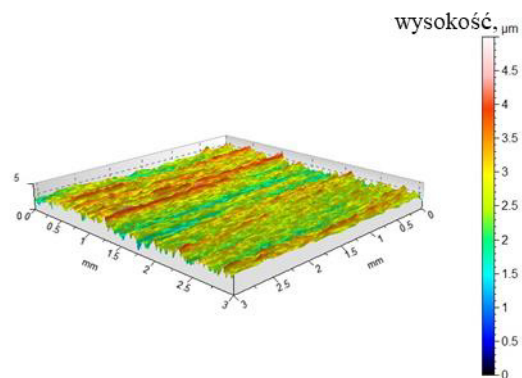
Parametry chropowości powierzchni arkuszy badanych blach zmierzono za pomocą optycznego profilometru Bruker Contour GT 3D, zgodnie z normą EN ISO 25178 [206]. Wartości podstawowych parametrów chropowości powierzchni blachy Ti-6Al-4V (rys. 4.1a) są następujące: średnia arytmetyczna wysokość powierzchni $S_a = 0,564 \mu\text{m}$, maksymalna wysokość powierzchni $S_z = 6,64 \mu\text{m}$, wysokość najwyższego wzniesienia powierzchni $S_p = 3,38 \mu\text{m}$, głębokość najniższego wgłębienia powierzchni $S_v = 3,26 \mu\text{m}$. Wartości podstawowych parametrów chropowości powierzchni blachy tytanowej CP-Ti Gr 2 (rys. 4.1b) wynoszą: $S_a = 0,458 \mu\text{m}$, $S_z = 4,63 \mu\text{m}$, $S_p = 2,17 \mu\text{m}$ oraz $S_v = 2,46 \mu\text{m}$.

Wykonano również pomiar topografii powierzchni końcówki narzędzia o promieniu kulistej końcówki 4 mm, wykonanego z ultradrobnoziarnistego węgliku spiekany (Gerhard Ihle Hartmetalle Werkzeuge e.K.) przeznaczonego do prób kształtowania przyrostowego (rys. 4.2). Otrzymano następujące parametry chropowości: $S_a = 1,36 \mu\text{m}$, $S_z = 11,77 \mu\text{m}$.

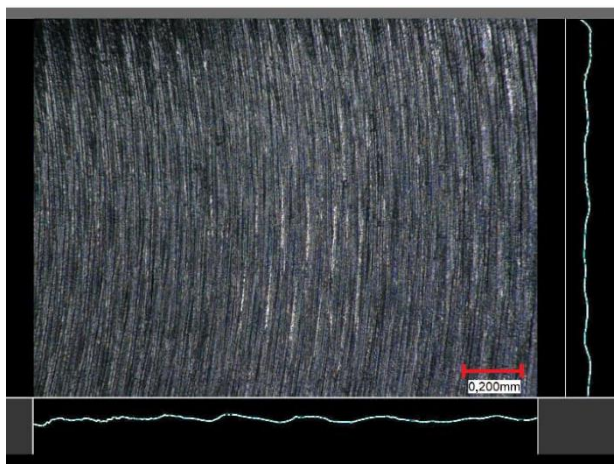
a)



b)



Rysunek 4.1. Topografie powierzchni blach w stanie dostawy a) Ti-6Al-4V i b) Ti-CP Gr2



Rysunek 4.2. Skan końcówki narzędzia przeznaczonego do prób ISF

4.2. Charakterystyka materiałów użytych w badaniach

Właściwości mechaniczne blach

W celu oceny właściwości mechanicznych blach, przeprowadzono badania za pomocą jednoosiowej próby rozciągania, zarówno w temperaturze pokojowej jak i w podwyższonych temperaturach. Badania miały na celu nie tylko bezpośrednią ocenę właściwości mechanicznych, ale również dostarczenie danych niezbędnych do dalszych analiz metodą elementów skończonych. Testy rozciągania, wykonano zgodnie z normami PN-EN ISO 6892-1:2020 [207] dla prób w temperaturze pokojowej i ASTM E21-20 [208] dla podwyższonych temperatur.

W pierwszym etapie, przy użyciu maszyny Zwick/Roell Z100, przeprowadzono próby rozciągania płaskich próbek w temperaturze pokojowej, rejestrując odkształcenia próbek za pomocą ekstensometrów. W drugim etapie, badania wykonano w warunkach podwyższonej temperatury z wykorzystaniem zrywarek Instron 8801 oraz Instron 5982, tak aby ocenić zmianę własności mechanicznych relatywnie do zmiany temperatury. W obu przypadkach zastosowanie ekstensometrów umożliwiło dokładne śledzenie zmian geometrycznych próbek pod obciążeniem. Wartość maksymalnej temperatury blach w strefie kontaktu określono za pomocą kamery termowizyjnej w badaniach wstępnych. Dla blachy tytanowej CP-Ti Gr 2, temperatura ta wyniosła 160°C. Badania blach tytanowych przeprowadzono również dla temperatury pośredniej 90°C aby zapewnić odpowiedni zestaw danych do modelu numerycznego MES. Dla blachy ze stopu tytanu Ti-6Al-4V, maksymalna temperatura w strefie obróbki, zmierzona za pomocą kamery termowizyjnej Flir T400 wynosiła 340°C. Badania tych blach rozszerzono o temperatury pośrednie 104°C, 183°C, 261°C. W Tabeli 4.1

przedstawiono wyniki statycznej próby rozciągania dla tytanu technicznie czystego klasy 2 (CP-Ti Gr 2), która została przeprowadzona w różnych temperaturach.

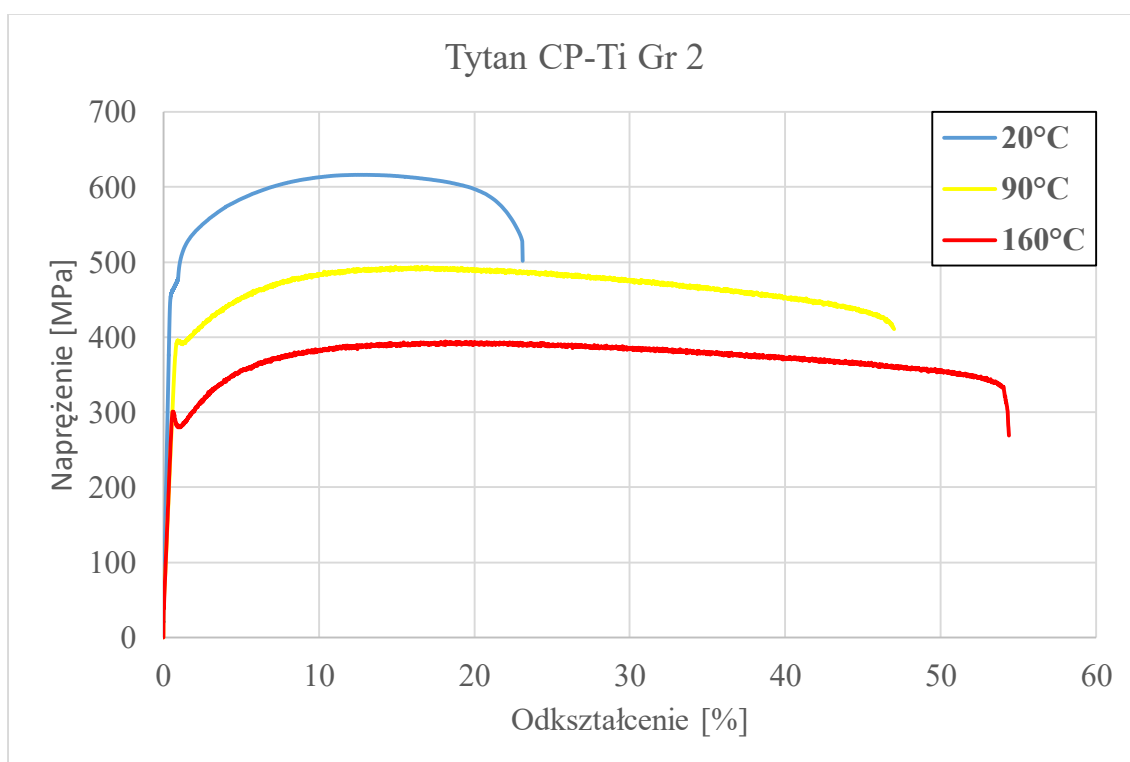
Tabela 4.1. Wyniki statycznej próby rozciągania dla tytanu CP-Ti Gr 2

Nr próby	Temperatura próby [°C]	Granica plastyczności R_e [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Wydłużenie względne po rozerwaniu A [%]
1	20	463	617	20,9
2		462	615	21,2
3		465	618	23,1
4	90	393	498	Próbka nie zerwała się
5		401	499	38,0
6		396	494	47,0
7	160	Zerwanie próbki w części chwytowej		
8		301	394	54,4
9		296	391	48,4

W próbach 1-3, przeprowadzonych w temperaturze pokojowej (20°C), zaobserwowano wartości granicy plastyczności (R_e) w zakresie od 462 do 465 MPa, wytrzymałości na rozciąganie (R_m) od 615 do 618 MPa oraz wydłużenia względnego po rozerwaniu (A) w granicach 20,9-23,1%. W próbach 4-6, przeprowadzonych w temperaturze 90°C, następuje wyraźne obniżenie wartości zarówno granicy plastyczności (od 393 do 401 MPa), jak i wytrzymałości na rozciąganie (od 494 do 499 MPa) w porównaniu do prób w temperaturze pokojowej. Wydłużenie względne po rozerwaniu znacznie wzrasta, osiągając wartości 38% i 47% dla próbek, które się zerwały, co wskazuje na wzrost plastyczności materiału w wyższej temperaturze. W próbach 7-9, przy temperaturze 160°C, obserwuje się dalsze zmniejszenie granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie - odpowiednio do wartości około 296-301 MPa (granica plastyczności) i 391-394 MPa (wytrzymałość na rozciąganie). Wydłużenie względne po rozerwaniu wzrasta do jeszcze wyższych wartości (48,4% i 54,4%), co potwierdza zwiększenie zdolności materiału do plastycznego odkształcenia wraz ze wzrostem temperatury. Wyniki wskazują na zależność właściwości mechanicznych tytanu CP-Ti Gr 2 od temperatury, z obniżaniem się granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie oraz wzrostem plastyczności (wydłużenia) przy wyższych temperaturach.

Rysunek 4.3 przedstawia krzywe naprężenie-odkształcenie dla tytanu CP-Ti Gr 2, wykonane w trzech różnych temperaturach: 20°C (niebieska linia), 90°C (żółta linia) i 160°C (czerwona linia). Krzywe te są graficznym przedstawieniem zachowania materiału podczas statycznej próby jednoosiowego rozciągania. Krzywa dla temperatury 20°C przedstawia charakterystykę z wyraźną granicą plastyczności, po której następuje stabilne płynięcie materiału.

Przy 90°C krzywa wykazuje niższe wartości zarówno granicy plastyczności, jak i wytrzymałości na rozciąganie. Można również zauważyć znaczne zwiększenie wydłużenia, osiągające wartości do 47%, co wskazuje na wzrost plastyczności materiału już w temperaturze 90°C. Dla temperatury 160°C, krzywa wyraźnie pokazuje najniższe wartości granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie, co sugeruje, że materiał staje się znacznie bardziej plastyczny i mniej wytrzymały w tej temperaturze.



Rysunek 4.3. Wybrane wyniki statycznej próby jednoosiowego rozciągania dla blachy tytanowej CP-Ti Gr 2

Wykres naprężenie-odkształcenie dla tytanu CP-Ti Gr 2 demonstruje, że zwiększająca się temperatura wpływa na zmniejszenie wytrzymałości mechanicznej i jednocześnie podwyższenie plastyczności tego metalu. Takie zachowanie materiału ma kluczowe znaczenie dla procesów obróbki plastycznej, ponieważ ułatwia formowanie materiału przy niższych

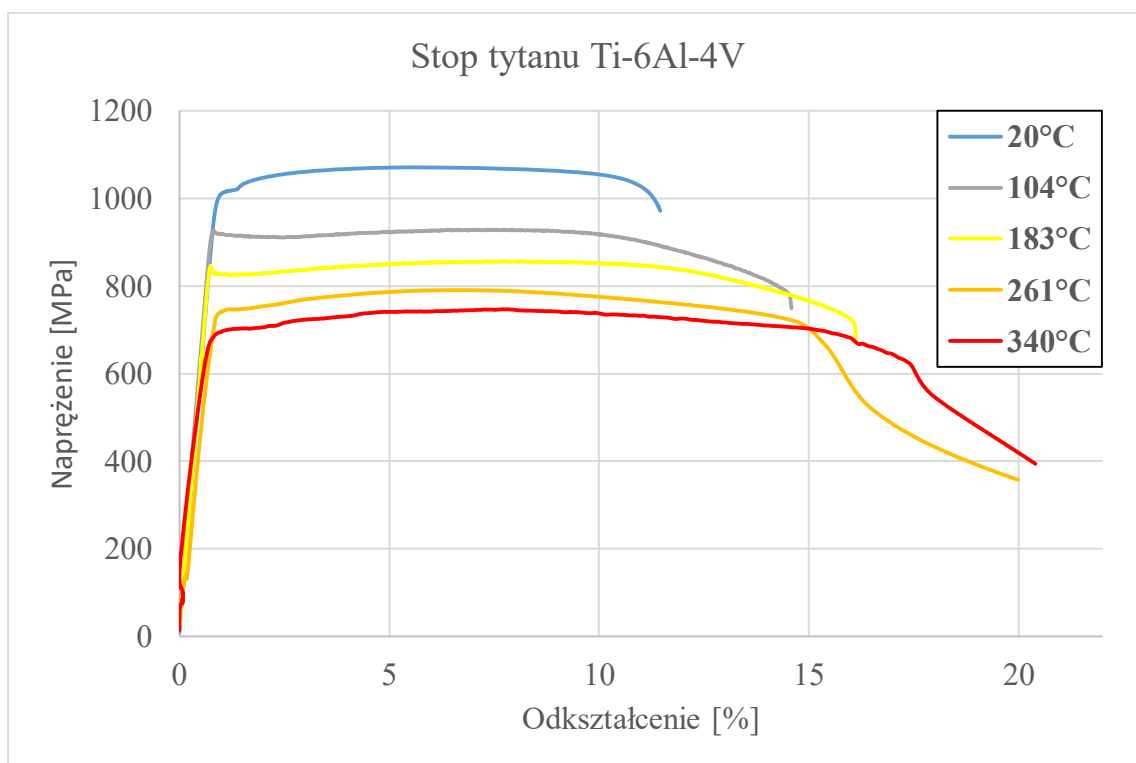
siłach kształtowania, jednocześnie poprawiając odkształcalność w podwyższonych temperaturach.

Na podstawie danych przedstawionych w tabeli 4.2, stop tytanu Ti-6Al-4V, charakteryzujący się zarówno wysoką wytrzymałością, jak i dobrą plastycznością, wyraźnie wykazuje zmianę właściwości mechanicznych w zakresie temperatur 20-340°C. W stanie początkowym, w temperaturze pokojowej, stop ten wykazuje wysoką granicę plastyczności oraz wytrzymałość na rozciąganie, przekraczającą 1000 MPa. Pod wpływem temperatury obserwuje się stopniowe zmniejszenie wartości obu parametrów. Na przykład, w temperaturze 104°C występuje zmniejszenie granicy plastyczności do około 920 MPa i wytrzymałości na rozciąganie poniżej 950 MPa. Ponadto, zwiększone odkształcenie względne wskazuje na rosnącą zdolność materiału do absorpcji energii plastycznej, co jest być korzystne w kontekście obróbki plastycznej, gdzie materiał poddawany jest znacznym deformacjom. Przy dalszym wzroście temperatury do 183°C i 261°C dochodzi do dalszej degradacji właściwości wytrzymałościowych, co jest zgodne z ogólną tendencją obniżania się wytrzymałości metali wraz ze wzrostem temperatury z powodu termicznie aktywowanych procesów dyfuzji oraz relaksacji naprężeń wewnętrznych. Przy 340°C odnotowuje się istotne zredukowanie wytrzymałości na rozciąganie, z jednoczesnym zachowaniem relatywnie wysokiego odkształcenia względnego na poziomie około 15%.

Tabela 4.2. Wyniki statycznej próby jednoosiowego rozciągania dla stopu tytanu Ti-6Al-4V.

Nr próby	Temperatura próby [°C]	Umowna granica plastyczności $R_{p0,2}$ [MPa]	Wytrzymałość na rozciąganie R_m [MPa]	Wydłużenie względne po rozerwaniu A [%]
1	20	1008	1067	10,8
2		1013	1071	11,5
3		1020	1079	11,3
4	104	921	948	15,6
5		911	929	14,6
6	183	810	844	13,2
7		828	857	16,2
8	261	739	791	12,4
9		763	799	9,0
10	340	680	747	14,8
11		684	807	12,2

Na rysunku 4.4 przedstawiono krzywe naprężenie-odkształcenie dla próbek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V poddanych jednoosiowemu rozciąganiu w różnych warunkach temperaturowych: 20°C, 104°C, 183°C, 261°C i 340°C. Krzywe te ilustrują zależność między naprężeniem (osi pionowa) a odkształceniem procentowym (osi pozioma). W temperaturze pokojowej (20°C), materiał wykazuje najwyższą granicę plastyczności i wytrzymałość na rozciąganie, ze średnim wydłużeniem, określonym na podstawie trzech pomiarów, na poziomie 11,2%. Stop w temperaturze otoczenia charakteryzuje się największą wytrzymałością na obciążenia, co widać po wysokiej granicy plastyczności i wytrzymałości, oraz ograniczoną zdolnością do odkształcania się, co odzwierciedla stosunkowo małe procentowe wydłużenie po rozerwaniu. Wraz ze wzrostem temperatury, krzywe przedstawiają mniejsze wartości naprężeń, co świadczy o zmniejszeniu wytrzymałości materiału i jednoczesnym wzroście jego plastyczności. W temperaturze 104°C i 183°C, wytrzymałość na rozciąganie jest mniejsza niż w temperaturze 20°C, ale odkształcalność materiału wzrasta. Przy 261°C wartość granicy plastyczności i wytrzymałości na rozciąganie dalej zmniejszają się, podczas gdy zdolność do odkształcenia plastycznego utrzymuje się na stabilnym poziomie. Przy 340°C wytrzymałość na rozciąganie jest najniższa, a odkształcalność jest najwyższa.



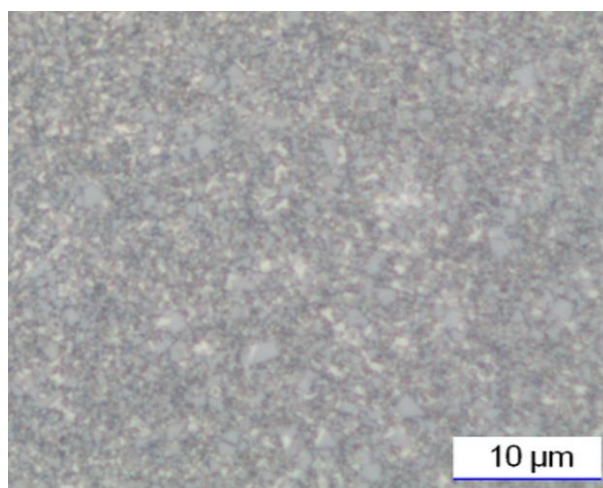
Rysunek 4.4. Wyniki próby jednoosiowego rozciągania dla stopu tytanu Ti-6Al-4V w podwyższonych temperaturach

Największe zmniejszenie wytrzymałości i wzrost plastyczności można zaobserwować w temperaturze 340°C, gdzie wytrzymałość na rozciąganie znacznie zmniejsza się, a materiał wykazuje znaczne wydłużenie, co sugeruje jego dużą zdolność do absorpcji energii poprzez odkształcenie plastyczne.

Podsumowując, w temperaturze pokojowej stop Ti-6Al-4V wykazuje wysoką wytrzymałość, która obniża się przy wzroście temperatury, jednocześnie zwiększając jego zdolność do przyjmowania odkształceń plastycznych. Zjawisko to ma kluczowe znaczenie przy przeróbce plastycznej stopów tytanu, wskazując na większą zdolność do odkształcenia materiału w podwyższonej temperaturze.

Właściwości mechaniczne materiałów przeznaczonych na narzędzia

Jako materiał przeznaczony na narzędzie do kształtowania wybrano ultradrobnoziarnisty węgiel spiekany (rys. 4.5), zalecany przez producenta (Gerhard Ihle Hartmetalle Werkzeuge e.K.) do obróbki stopów tytanu, stopów żaroodpornych, gatunków stali nierdzewnej austenitycznej, żeliwa szarego i tworzyw sztucznych wzmocnionych włóknem szklanym. Gatunek ten cechują się wysoką wytrzymałością i twardością (tabela 4.3), dlatego jest szczególnie polecany dla narzędzi obrotowych.



Rysunek 4.5. Mikrostruktura narzędziowego węgla spiekane [209]

Tabela 4.3. Wybrane właściwości materiału przeznaczonego na narzędzie [209]

Gatunek (ISO)	Gęstość ρ [g/cm ³]	Węgiel wolframu, % wag.	Kobalt, % wag.	Wielkość ziarna w_z [μm]	Wytrzymałość na zginanie R_g [MPa]	Twardość HV30
K30-K40	14,45	90	10	0,6	3600	1610

Jako jeden z wariantów narzędzi, zastosowano trzpień z węgliku spiekanego o właściwościach przedstawionych w tabeli 4.3 z lutowaną końcówką ceramiczną Al_2O_3 wzmocnianą whiskerami SiC. Podstawowe właściwości kompozytu ceramicznego przedstawiono w tabeli 4.4. Producent (Greenleaf Corporation) deklaruje użyteczność tego materiału narzędziowego w zastosowaniach nadmiernie zużywających się narzędzi, zwłaszcza w obróbce plastycznej, na matryce do formowania aluminium. Producent deklaruje ponadto użyteczność tego materiału w zastosowaniach, gdzie węgliki spiekane i tradycyjna ceramika nie sprawdzają się najlepiej [210].

Tabela 4.4. Podstawowe właściwości zastosowanej ceramiki narzędziowej [210]

Skład	Kolor	Gęstość ρ [g/cm ³]	Twardość [HV]	Wytrzymałość na pękanie σ_T [MPa \sqrt{m}]	Wytrzymałość na zginanie R_g [MPa]	Moduł Younga E [GPa]
$Al_2O_3+SiC(w)$	Jasnozielony	3,78	1800	5.5	493	380

Pod uwagę wzięto również zastosowanie powłok PVD na narzędzia wykonane z węgliku spiekanego. Wytypowano trzech producentów powłok (SHM s.r.o., Oerlikon Balzers Coating Poland Sp. z o.o., ION Galenica Sp. z o.o), w porozumieniu z którymi, wytypowano trzy odmienne rodzaje powłok przeznaczonych do badań. Były nimi: AlCrN, TiSiXN oraz ZrN. Podstawowe właściwości powłok zaprezentowano w tabeli 4.5.

Tabela 4.5. Właściwości zastosowanych powłok (dane producenta)

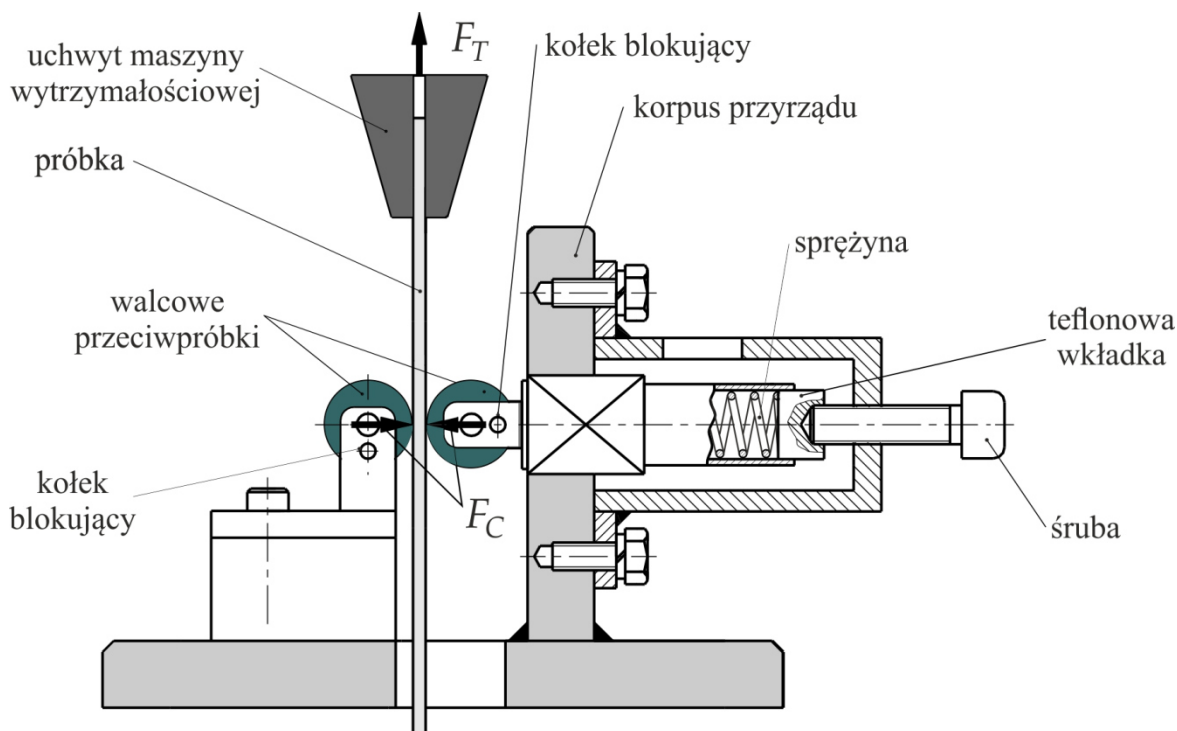
Parametr	Rodzaj powłoki		
	AlCrN	TiSiXN	ZrN
Twardość powłoki H_p [GPa]	33 - 39	33 - 43	20 - 25
Grubość powłoki g_p [μm]	2-6	3-7	1-4
Współczynnik tarcia μ (na sucho) dla stali	0,35	0,4	0,5
Maksymalna temperatura pracy T_{max} [°C]	1000	1100	500
Temperatura procesu T_p [°C]	< 500	< 600	350

5. METODYKA BADAWCZA

5.1. Badania tribologiczne blach

Stanowisko badawcze

Stanowisko badawcze w postaci symulatora tarcia zostało zamontowane na maszynie wytrzymałościowej Zwick/Roell Z100 (rys. 5.1). Korpus urządzenia został zamontowany w dolnym uchwycie maszyny wytrzymałościowej, a jako materiał testowy zastosowano próbki w postaci pasów blachy o szerokości $w = 18$ mm. Pasy były przeciągane pomiędzy zablokowanymi cylindrycznymi przeciwpróbkami. Jeden z końców pasa blachy został zamontowany w górnym uchwycie maszyny wytrzymałościowej. Nacisk na próbkę był wywierany przez przeciwpróbkę poprzez teflonową wkładkę i sprężynę. W teście nacisk sprężyny uzyskiwano poprzez dokręcenie śruby o znanym skoku gwintu. Znając charakterystykę sprężyny siła-przemieszczenie możliwe było określenie siły nacisku dla określonego skrócenia sprężyny. Badano sześć poziomów obciążenia od 50 do 200 N. Średnia chropowatość powierzchni przeciwpróbek, mierzona wzdłuż ich tworzącej wynosiła $R_a = 0,32$ μm . Średnia arytmetyczna wysokość powierzchni S_a , zmierzona na obszarze $3,22 \times 2,82$ mm, wynosiła 0,44 μm .



Rysunek 5.1. Schemat symulatora tarcia do realizacji próby przeciągania pasa blachy

Wartość współczynnika tarcia (μ) oszacowano dla ustabilizowanych zakresów siły tarcia z użyciem siły nacisku o określonych poziomach (50, 80, 110, 140, 170 i 200 N), zgodnie z następującym równaniem (5.1).

$$\mu = \frac{F_T}{2F_C} \quad (5.1)$$

gdzie F_C to siła nacisku, a F_T to siła tarcia. Testy dla danego eksperymentu powtarzano trzykrotnie i wyznaczano średnią arytmetyczną wartość współczynnika tarcia.

Przed testami tarcia, próbki oraz przeciwpróbki zostały oczyszczone acetonem. Testy tarcia przeprowadzono w warunkach smarowania z zastosowaniem pięciu rodzajów oleju roślinnego: olej palmowy, oliwa z oliwek, olej rzepakowy, olej słonecznikowy i olej sojowy. Ponadto zastosowano cztery rodzaje oleju syntetycznego: L-AN 46 (olej maszynowy), L-HL 46 (olej hydrauliczny), SAE 10W-40 (olej silnikowy) oraz SAE 75W-85 (olej przekładniowy). Oleje zostały wybrane na podstawie sugestii zawartych w literaturze [82,211,212]. Przy wyborze uwzględniono również niski koszt tych olejów i ich ogólną dostępność, a także fakt, że wykazano zainteresowanie ich potencjałem do zmniejszania współczynnika tarcia blach tytanowych [213,214]. W tabeli 5.1 przedstawiono podstawowe właściwości fizykochemiczne badanych olejów.

Tabela 5.1. Podstawowe właściwości fizykochemiczne badanych olejów [215]

Typ oleju	Gęstość ρ , [kg/m ³]	Lepkość kinematyczna η_k , [mm ² /s]	Temperatura zapłonu T_z , [°C]
oliwa z oliwek	890	4,52	179
olej słonecznikowy	883	4,45	185
olej palmowy	875	5,72	165
olej sojowy	891	4,05	176
olej rzepakowy	880	4,45	162
olej silnikowy SAE 10W-40	872	105,3	220
olej maszynowy L-AN 46	875	43,9	232
olej przekładniowy SAE 75W-85	837	64,6	202
olej hydrauliczny L-HL 46	877	44,2	227

Model regresji

Jako narzędzie do określenia zależności między warunkami tarcia a wartością współczynnika tarcia wykorzystano analizę wariancji (*ang. analysis of variance* - ANOVA). Następnie interakcje między czynnikami zostały dopasowane za pomocą wielomianu regresji, który wyraża zależności pomiędzy czynnikami wejściowymi a wyjściem (współczynnikiem tarcia). W kolejnym kroku zastosowano eliminację wsteczną zmiennych wejściowych modelu dla czynników, których *p*-wartość (prawdopodobieństwo testowe) było większe od 0,05 zaczynając od czynników najwyższego stopnia (najwyższej potęgi). Taki zabieg przyczynia się do poprawy predykcji modelu statystycznego poprzez usunięcie zmiennych, które nie wpływają znacząco na wyjaśnienie zmienności w danych.

W analizie tarcia blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V uwzględniono następujące czynniki wejściowe: lepkość kinematyczną i gęstość oleju oraz siłę nacisku (tabela 5.2).

Tabela 5.2. Czynniki wejściowe eksperymentu przeciągania pasa blachy

Czynnik	Nazwa	Jednostka	Zakodowana najmniejsza wartość	Zakodowana największa wartość	Średnia	Odchylenie standardowe
A	Gęstość	kg/m ³	-1 ↔ 837	+1 ↔ 891	875,22	15
B	Lepkość kinematyczna	mm ² /s	-1 ↔ 4,05	+1 ↔ 105,3	31,24	34,42
C	Siła nacisku	N	-1 ↔ 50	+1 ↔ 200	125	51,72

Dane wejściowe zostały znormalizowane przy użyciu funkcji *min-max*, która przekształca wartości danych wejściowych w przedział (N_{min} , N_{max}), zgodnie z równaniem (5.2).

$$D = \frac{(D - min)}{max - min} (N_{max} - N_{min}) + N_{min} \quad (5.2)$$

gdzie D – wartość zmiennej poddanej normalizacji, a (min , max) to przedział w którym zawarte są oryginalne dane.

Zakodowane wartości dla każdej zmiennej wejściowej są wymienione w tabelach 5.3-5.5.

Tabela 5.3. Zakodowane wartości gęstości smarów

Wartość rzeczywista	837	872	875	877	880	883	890	891
Wartość zakodowana	-1	0,296	0,407	0,481	0,592	0,703	0,963	1

Tabela 5.4. Zakodowane wartości lepkości kinematycznej smarów

Wartość rzeczywista	4,05	4,45	4,52	5,72	44,2	43,9	64,6	105,3
Wartość zakodowana	-1	-0,992	-0,990	-0,967	-0,207	-0,212	0,196	1

Tabela 5.5. Zakodowane wartości siły nacisku

Wartość rzeczywista	50	80	110	140	170	200
Wartość zakodowana	-1	-0,6	-0,2	0,2	0,6	1

Testy istotności zostały przeprowadzone na poszczególnych wszystkich współczynnikach modelu. W metodzie eliminacji wstecznej zaczynamy od modelu, w którym obecne są wszystkie zmienne niezależne. W każdym kroku zmienna niezależna o najwyższym prawdopodobieństwie odpowiadającym parametrowi Fishera F jest usuwana z modelu, jeśli prawdopodobieństwo (wartość p) jest wystarczająco wysokie (w tym badaniu jeżeli wynosi więcej niż 0,05). Polega to na określeniu wartości p lub wartości prawdopodobieństwa, zwykle odnoszącej się do ryzyka fałszywego odrzucenia danej hipotezy [216]. Procedura kończy się, gdy w równaniu regresji nie ma już zmiennych spełniających kryteria do usunięcia.

Test istotności modelu regresji przeprowadza się poprzez obliczenie współczynnika F, który jest stosunkiem między średnim kwadratem regresji a średnim kwadratem błędu [216]. Współczynnik F porównuje, jak dużo zmienności w danych jest wyjaśnione przez model, a ile pozostaje niewyjaśnione. Jako poziom istotności przyjęto $\alpha = 0,05$.

Przeprowadzono diagnostykę otrzymanego modelu regresji, aby ocenić jego adekwatność i wiarygodność. Jedną z popularnych metod wykrywania typowych przypadków w analizie regresji jest użycie odległości Cooka. Ta metoda porównuje, jak dobrze model pasuje do danych w dwóch sytuacjach: pierwsza, gdy używamy modelu zbudowanego na wszystkich dostępnych danych, a druga, gdy budujemy model bez uwzględnienia jednej, konkretnie wybranej obserwacji. Dzięki temu można zobaczyć, jak bardzo wpływa na model brak tej jednej obserwacji (próby) [217]:

$$D_i = \frac{\sum_{j=1}^n (\hat{Y}_j - \hat{Y}_{j(i)})}{m \cdot MSE} \quad (5.3)$$

gdzie m to liczba parametrów w modelu, MSE to średni błąd kwadratowy modelu, \hat{Y}_j to przewidywana wartość zmiennej Y , j to numer przypadku, $\hat{Y}_{j(i)}$ to przewidywana wartość zmiennej Y w modelu zbudowanym na zbiorze, z którego pochodzi obserwacja o numerze i która została tymczasowo wykluczona.

Modelowanie ANN

Do analizy danych wykorzystano jednokierunkowe sztuczne sieci neuronowe wielowarstwowe (*ang. feedforward multilayer artificial neural networks*). Wartości siły nacisku, gęstości i lepkości smarów podczas tarcia blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V zostały przyjęte jako parametry wejściowe do sieci. Wartość współczynnika tarcia była parametrem oczekiwanym na wyjściu sieci. Wybór struktury sieci neuronowej zależy od złożoności problemu, w postaci liczby zmiennych objaśniających (wejściowych) i objaśnianych (wyjściowych) oraz wielkości zbioru uczącego. Ze względu na brak jasnych literaturowych wytycznych dotyczących budowy architektury sieci neuronowej dla konkretnego problemu, w artykule przetestowano zdolności predykcyjne trzech sieci neuronowych z jedną warstwą ukrytą i różną liczbą neuronów w tej warstwie. Według [218] sieć wielowarstwowa z jedną warstwą ukrytą jest wystarczająca do efektywnego modelowania problemów o dowolnej złożoności.

Proces uczenia sieci został przeprowadzony przy użyciu trzech algorytmów: propagacji wstecznej (*ang. back propagation* - BP), quasi Newtona (qN) i Levenberg-Marquardt (LM). Dane wejściowe również zostały znormalizowane przy użyciu funkcji *min-max*, która przekształca wartości danych wejściowych w przedział (N_{min}, N_{max}) , zgodnie z równaniem (5.2).

Sieci ANN zostały wytrenowane w oparciu o wyniki testów eksperymentalnych. 15% danych otrzymanych z eksperymentu zostało przeznaczonych do zestawu weryfikacyjnego. Dane z tego zestawu są wykorzystywane do zapewnienia niezależnej kontroli zbieżności procesu uczenia. W wyniku procesu uczenia wytrenowana sieć neuronowa uzyskuje zdolność przewidywania wartości sygnału wyjściowego na podstawie sekwencji sygnałów wejściowych i odpowiadających im sygnałów wyjściowych prezentowanych podczas procesu uczenia. Zadaniem algorytmu uczenia jest wybór wartości progowych i wag neuronów w celu zminimalizowania globalnego błędu sieci neuronowej.

Na podstawie analizy literatury [219–221] jako wskaźniki jakości sieci przyjęto dwa parametry: błąd średniokwadratowy (*ang. root mean square error* - RMSE) oraz współczynnik determinacji R^2 :

$$RMS = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |a_i - p_i|^2} \quad (5.4)$$

$$R^2 = 1 - \left(\frac{\sum_{i=1}^N (a_i - p_i)^2}{\sum_{i=1}^N (p_i)^2} \right) \quad (5.5)$$

gdzie a_j jest wartością rzeczywistą, p_j jest wartością przewidywaną, a N jest liczbą zestawów uczących.

Wśród metod trenowania jednokierunkowych sieci wielowarstwowych zdecydowanie dominuje algorytm wstecznej propagacji błędu. Nazwa metody odzwierciedla zasadę jej działania, która polega na "przenoszeniu" błędu popełnionego przez sieć w kierunku od warstwy wyjściowej do warstwy wejściowej (czyli wstecz do kierunku przepływu informacji).

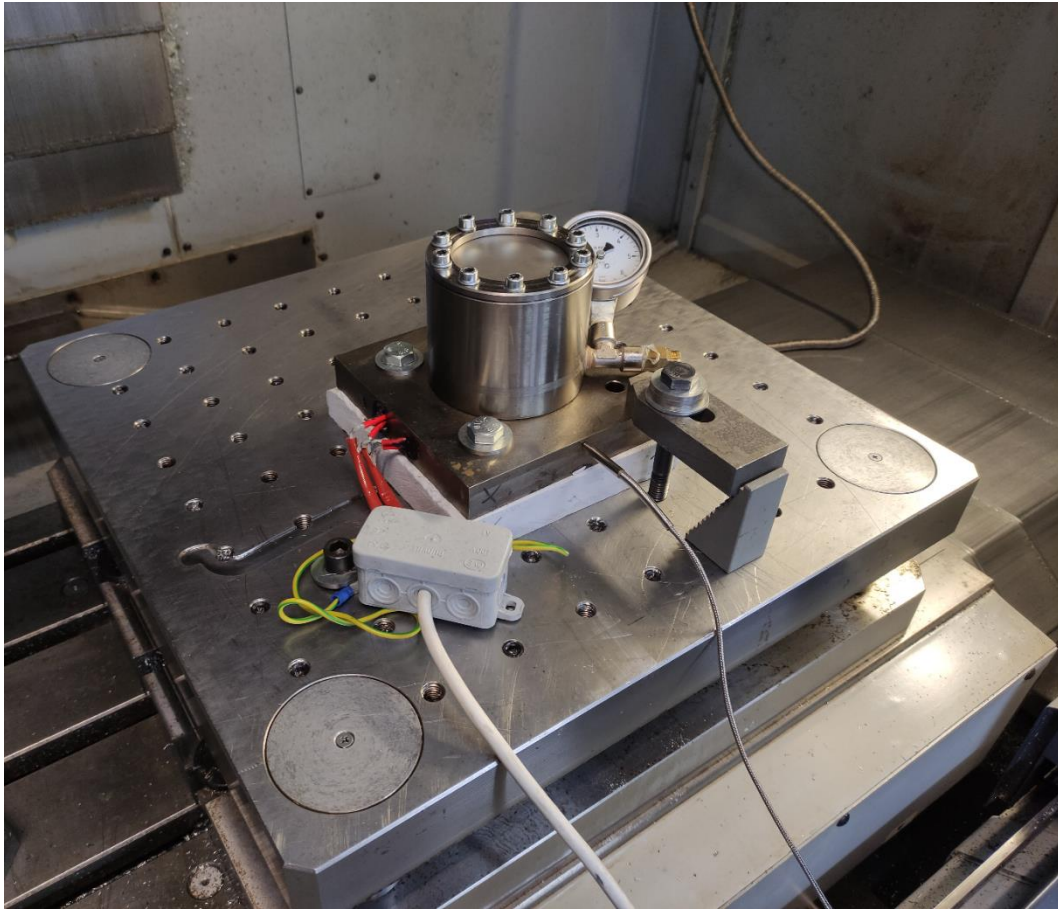
Algorytm Levenberga-Marquardta to skuteczny sposób na szybkie znajdowanie najlepszego rozwiązania w nieliniowych problemach optymalizacji [222]. Algorytm ten wykorzystuje w optymalizacji metodę najmniejszych kwadratów [223]. W algorytmie LM nie wymaga się skomplikowanych obliczeń związanych z macierzą hesjanu, co jest dużym ułatwieniem. Zamiast tego, algorytm wykorzystuje jakobiany [224], które są matematycznymi narzędziami pomagającymi zrozumieć, jak zmieniają się wyniki w zależności od różnych wejść w modelu.

W metodzie quasi-Newtona, macierz hesjanu funkcji, którą chcemy zoptymalizować, jest przybliżana poprzez analizę zmian wektorów gradientu. Ta metoda zakłada, że w pobliżu najlepszego rozwiązania funkcję można przybliżyć prostszą funkcją kwadratową [224]. Jest to efektywna metoda, ale może być trudna do zastosowania w bardzo dużych problemach, szczególnie w skomplikowanych sieciach neuronowych, ze względu na duże wymagania obliczeniowe oraz pamięć operacyjną.

5.2. Budowa i charakterystyka stanowiska badawczego oraz narzędzi do kształtowania przyrostowego

Do badań kształtowania przyrostowego cienkościennych wytłoczek z tytanu technicznie czystego CP-Ti Gr 2 oraz stopu tytanu Ti-6Al-4V skonfigurowano stanowisko w postaci

przyrządu do tłoczenia (rys. 5.2) zamontowanego na stole 3 osiowej frezarki pionowej CNC Makino PS95.



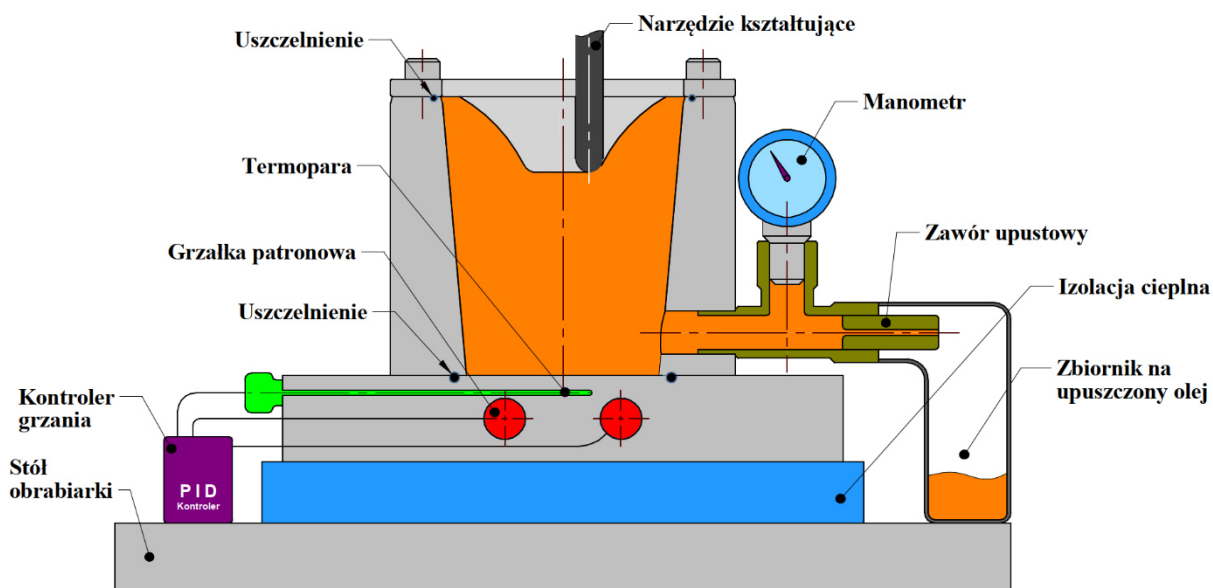
Rysunek 5.2. Stanowisko badawcze zamontowane na stole 3 osiowej frezarki pionowej CNC Makino PS95

Na stole roboczym frezarki, umieszczono piezoelektryczną płytę Kistler typu 9366C, która umożliwiła rejestrację składowych F_x , F_y i F_z siły kształtowania w procesie obróbki. Podstawowe parametry płyty pomiarowej Kistler przedstawiono w tabeli 5.6.

Tabela 5.6. Wybrane parametry płyty pomiarowej Kistler typu 9366C [225]

Parametr	Wartość
Dopuszczalny zakres pomiarowy F_x i F_y	od -25 do 25 kN
Dopuszczalny zakres pomiarowy F_z	od -25 do 60 kN,
Czułość nominalna F_x , F_y	$\approx -7,8$ pC/N
Czułość nominalna F_z	$\approx -3,8$ pC/N
Temperatura pracy	od -20 do 70 °C
Stopień ochrony zgodnie z EN 60519	IP67

Na płycie siłomierza zamocowano specjalnie skonstruowany i wykonany przyrząd przeznaczony do kształtowania przyrostowego (rys. 5.3). Przyrząd składa się z korpusu zintegrowanego z podstawą poprzez uszczelkę wykonaną z materiału odpornego na wysoką temperaturę. W podstawie umieszczone są grzałki, których temperatura ustalana jest dynamicznie za pomocą kontrolera temperatury na podstawie odczytów termopary. W bocznej części korpusu przyrządu wykonany jest otwór, w którym umieszczony jest zawór z manometrem do ustalania ciśnienia ciecży roboczej. W celu ograniczenia transferu ciepła z przyrządu do płyty pomiarowej zastosowano pośrednią płytę kompozytową wykonaną z warstwy polistyrenu ekstrudowanego oraz siatki włókna szklanego pokrytej mieszanką polimerową [226]. Półfabrykaty w postaci krążków blachy umieszczane są współosiowo na górnej powierzchni korpusu i dociskane do tej powierzchni za pomocą pierścieniowego dociskacza oraz 11 śrub równomiernie rozmieszczonych na obwodzie korpusu. Elementem pośredniczącym pomiędzy półfabrykatem a górną powierzchnią korpusu jest pierścieniowa uszczelka.



Rysunek 5.3. Schemat przyrządu do kształtowania przyrostowego wycłoczek w podwyższonej temperaturze

Przyrząd umożliwia zastosowanie globalnego nagrzewania półfabrykatu wykorzystując zamontowane w przyrządzie grzałki, termoparę oraz regulator proporcjonalno-całkująco-różniczkujący (*ang. proportional–integral–derivative - PID controller*). Grzałki nagrzewają medium w postaci oleju grzewczego, którego ciśnienie jest regulowane przez

zawór upustowy. Ustawienie ciśnienia z jakim automatycznie upuszczany jest olej, odbywa się poprzez regulację zaworu upustowego odczytując wartości ciśnienia z manometru. Ponadto można dodatkowo uzyskać lokalne podwyższenie temperatury kształtowanego wyrobu dzięki wykorzystaniu tarcia powstającego na styku obracającego się trzpienia roboczego, przemieszczającego się dodatkowo wzdłuż zaprogramowanej trajektorii, oraz kształtowanej blachy. Jako medium grzewcze zastosowano olej grzewczy JASOL TERMOIL 6. Podstawowe jego właściwości fizykochemiczne zostały przedstawione w tabeli 5.7.

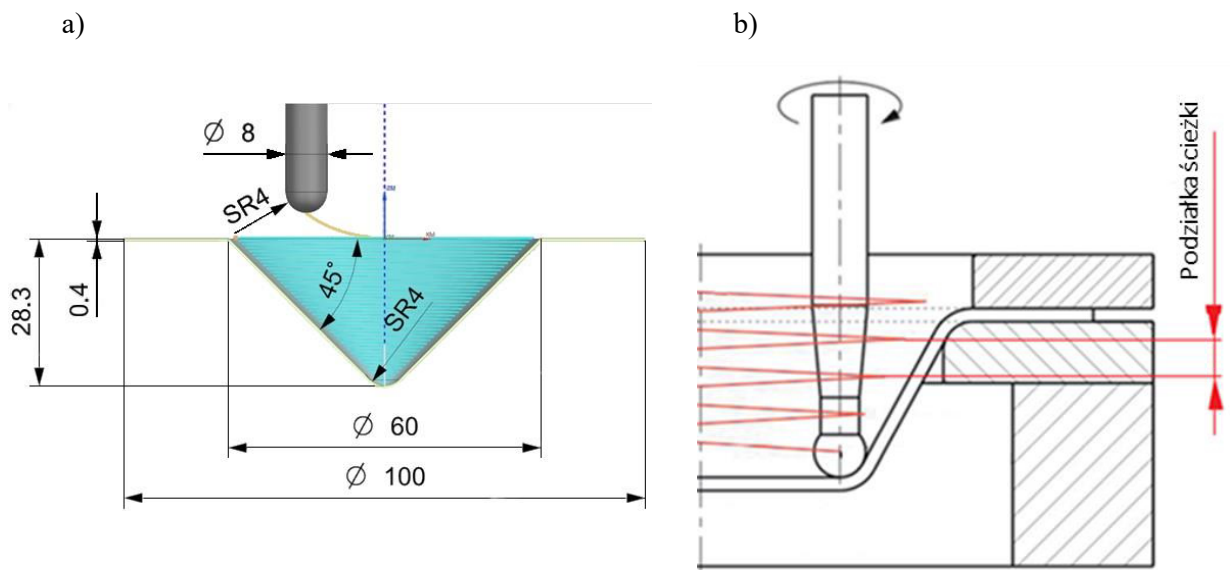
Tabela 5.7 Podstawowe właściwości fizykochemiczne zastosowanego oleju grzewczego [227,228]

Właściwość	Opis
Zgodność z normą	ISO 6743/12 QB
Wygląd	Ciecz, klarowna, jasnobrazowa
Zapach	Charakterystyczny dla oleju pochodzenia naftowego
Temperatura płynięcia	-15°C
Temperatura zapłonu	> 250°C
Gęstość	0.88 g/cm ³ , w 15°C
Lepkość kinematyczna	48,5 mm ² /s, w 40°C
Rozpuszczalność	Nierozpuszczalny w wodzie. Rozpuszczalny w rozpuszczalnikach organicznych

5.2.1. Tytan technicznie czysty CP-Ti Gr 2: Centralny plan kompozycyjny

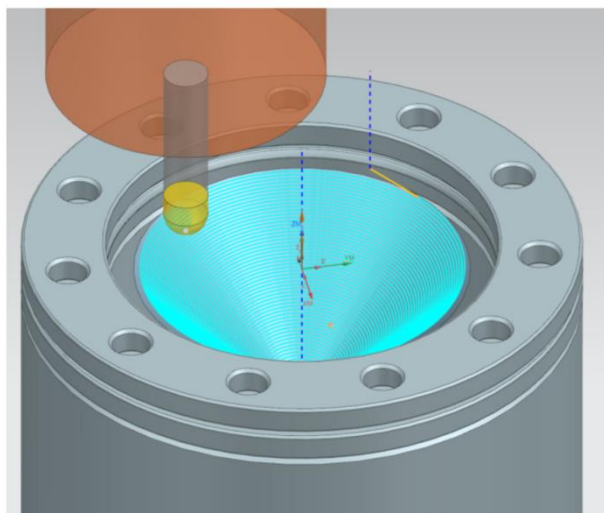
Stanowisko badawcze

W celu zbadania wpływu parametrów wejściowych na proces jednopunktowego kształtowania przyrostowego, zdefiniowano geometrię elementu kształtowanego w formie stożka ściętego (rys. 5.4a). Wytłoczki wykonywano z półfabrykatów w formie krążków o grubości 0,4 mm i średnicy Ø100 mm dociskanych na obwodzie do górnej powierzchni korpusu ze stałym momentem 10 Nm. Jako narzędzie wykorzystano trzpień wykonany z węgla wolframu o średnicy Ø8 mm zakończony promieniem 4 mm.



Rysunek 5.4. a) geometria narzędzia i kształtowanej wytłoczki oraz b) sposób definicji podziałki ścieżki

Narzędzie kształtowało obrabiany przedmiot podążając spiralną ścieżką obniżając się o podziałkę ścieżki w ciągu jednego obwodowego przejścia (rys. 5.4b). Trajektoria narzędzia (rys. 5.5) została wygenerowana przy użyciu oprogramowania Siemens NX CAM na podstawie modelu CAD pożądanego kształtu przedmiotu obrabianego.

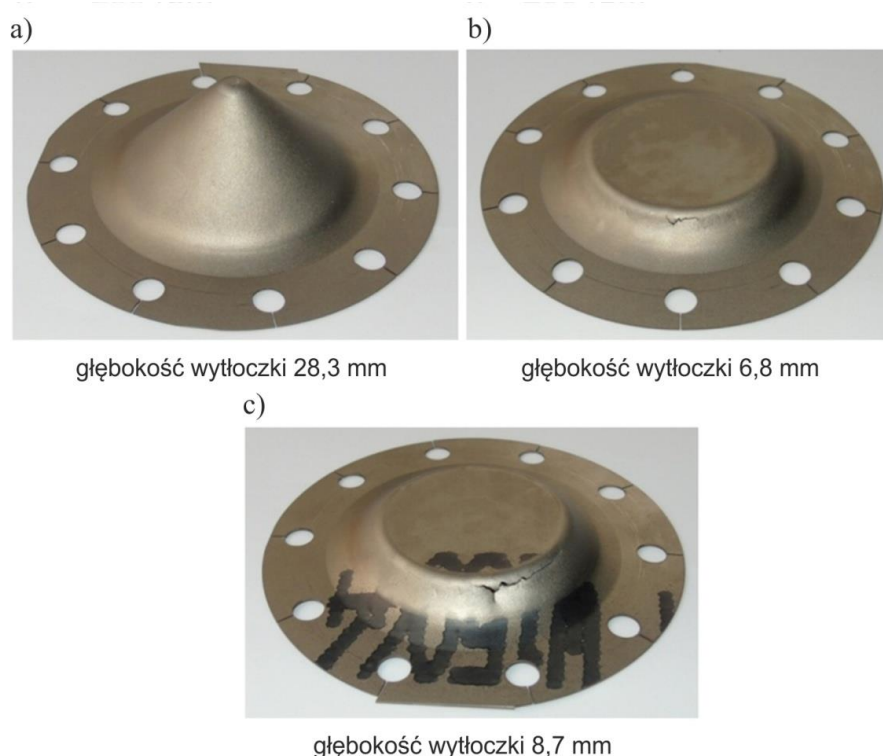


Rysunek 5.5. Trajektoria narzędzia wygenerowana w programie Siemens NX CAM dla wytłoczek stożkowych o stałym kącie nachylenia ścianki

Parametry geometryczne pożądanego kształtu ściętych stożków (rys. 5.4a) były następujące: głębokość 28,3 mm, kąt nachylenia 45° mm i średnica podstawy $\varnothing 60$ mm. Jako środek smarujący zastosowano olej syntetyczny Castrol SAE 75W-85. Powierzchnie półfabrykatów zostały odtłuszczone przed aplikacją środka smarującego.

Badania wstępne, określenie zakresu parametrów

Istotność prędkości obrotowej narzędzia i strategii obróbkowej (przeciwbieżna, współbieżna) w kształtowaniu wytłoczek tytanowych CP-Ti Gr 2 zostały potwierdzone na etapie wstępnych prób doboru zakresu parametrów badawczych. Na rysunku 5.6 przedstawiono widoki wytłoczek kształtowanych z różnymi prędkościami obrotowymi narzędzia zachowując stały posuw oraz stałą wartość podziałki ścieżki narzędzia. O ile w warunkach obróbki przeciwbieżnej uzyskano zadany profil wytłoczki o głębokości 28,3 mm, o tyle strategia nieobrótującego się narzędzia i strategia obróbki współbieżnej pozwoliła na uzyskanie wytłoczek o znacznie mniejszej głębokości, odpowiednio 8,7 i 6,8 mm. Kluczową rolę kierunku obrotów narzędzia w stosunku do kierunku posuwu potwierdzono również pracy [229].



Rysunek 5.6. Widok wytłoczek kształtowanych ze stałą wartością podziałki ścieżki ($a_p = 0,3$ mm) oraz posuwu narzędzia ($f = 1250$ mm/min) oraz ze zmienną wartością prędkości obrotowej narzędzia: a) $n = -200$ obr/min (obróbka przeciwbieżna), b) $n = 200$ obr/min oraz c) $n = 0$ obr/min

Centralny plan kompozycyjny

Przedmiotem eksperymentu było określenie wpływu parametrów wejściowych procesu: prędkości obrotowej, posuwu narzędzia oraz podziałki ścieżki narzędzia (rys. 5.4b) na składową osiową i poziomą siły formowania, parametr Rz chropowatości uzyskany na powierzchni wewnętrznej wytłoczki oraz głębokość uzyskanych wytłoczek podczas procesu kształtowania przyrostowego. W tym celu zastosowano centralny plan kompozycyjny, randomizowany w celu określenia liczby eksperymentów wymaganych do zbadania odpowiedzi [105]. Dominujące czynniki wejściowe, które mają największy wpływ na siłę formowania i chropowatość powierzchni wewnętrznej wytłoczek podczas jednopunktowego kształtowania przyrostowego zostały zidentyfikowane na podstawie analizy literatury. Zakresy zmienności wartości parametrów wejściowych uwzględnionych w badaniach przedstawiono w tabeli 5.8.

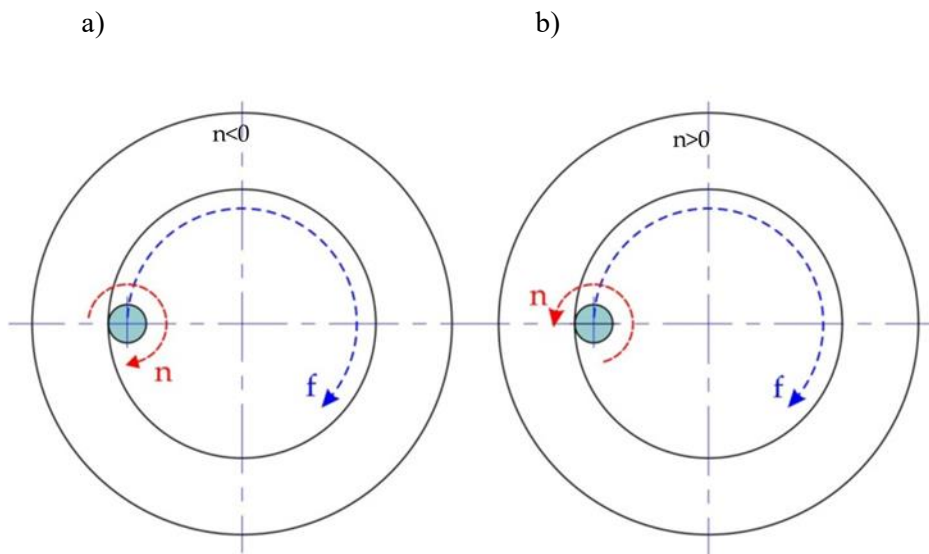
Tabela 5.8. Zakres zmienności parametrów procesu kształtowania wytłoczek stożkowych z blachy tytanowej CP-Ti Gr 2

Czynnik	Nazwa	Jednostka	Zakodowana niska wartość	Zakodowana wysoka wartość	Średnia	Odchylenie standardowe
A	Prędkość obrotowa narzędzia (n)	obr/min	-1 ↔ -600	+1 ↔ 600	0	490
B	Posuw narzędzia (f)	mm/min	-1 ↔ 500	+1 ↔ 2000	1250	583
C	Podziałka ścieżki (a _p)	mm	-1 ↔ 0,10	+1 ↔ 0,50	0,30	0,16

Za ujemną wartość prędkości obrotowej narzędzia przyjęto zmianę kierunku obrotów narzędzia zgodnie z dwiema strategiami kształtowania przedstawionymi na rysunku 5.7.

Badania przeprowadzono z zastosowaniem tarcowego nagrzewania półfabrykatu w wyniku oddziaływania na blachę obracającego się narzędzia, bez dodatkowego jego wstępnego nagrzewania za pośrednictwem oleju grzewczego. W tym celu, do kształtowania blach z tytanu CP-Ti Gr 2 zastosowano przyrząd omówiony w rozdziale 5.2, bez stosowania medium grzewczego. Nieckę olejową opróżniono, a zawór upustowy ustawiono w pozycji otwartej.

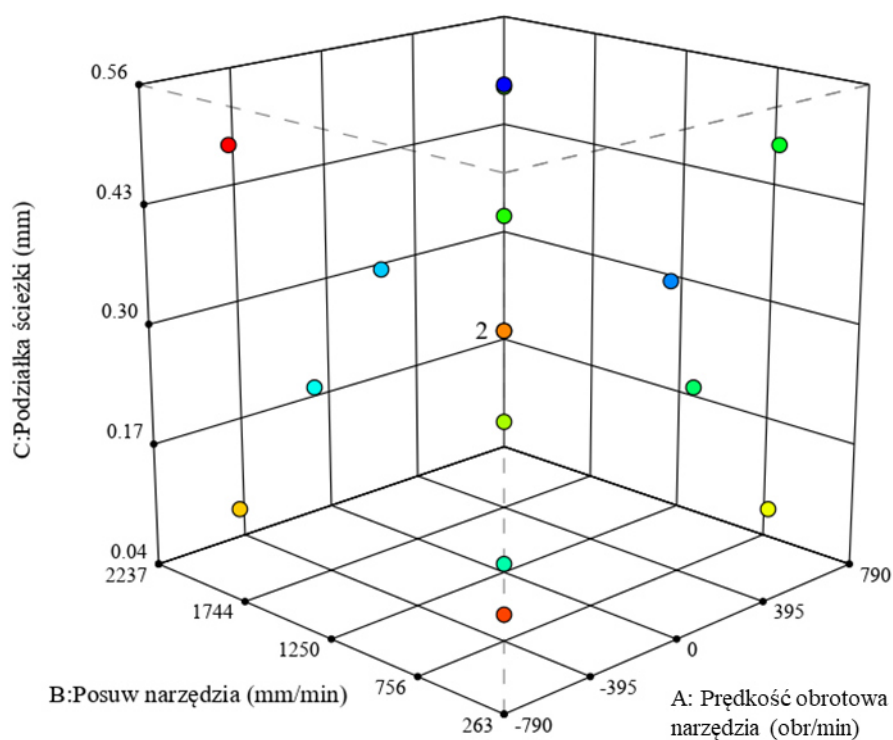
Na podstawie zdefiniowanych parametrów, uzyskano plan eksperymentu zawierający 16 prób (tabela 5.8), którego graficzną reprezentację przedstawiono na rysunku 5.8.



Rysunek 5.7. Zależność wartości obrotów od przyjętej metody: a) przeciwbieżna strategia kształtowania. b) współbieżna strategia kształtowania

Tabela 5.8. Plan eksperymentu z wartościami parametrów wejściowych procesu ustalonych na podstawie centralnego planu kompozycyjnego

	Czynnik 1	Czynnik 2	Czynnik 3
Lp.	A: Prędkość obrotowa narzędzia (n) [obr/min]	B: Posuw narzędzia (f) [mm/min]	C: Podziałka ścieżki (a_p) [mm]
1	0	1250	0,56
2	0	1250	0,3
3	790	1250	0,3
4	0	2237	0,3
5	-790	1250	0,3
6	0	1250	0,036
7	0	263	0,3
8	600	500	0,5
9	-600	500	0,5
10	600	2000	0,5
11	600	2000	0,1
12	600	500	0,1
13	-600	2000	0,1
14	0	1250	0,3
15	-600	500	0,1
16	-600	2000	0,5

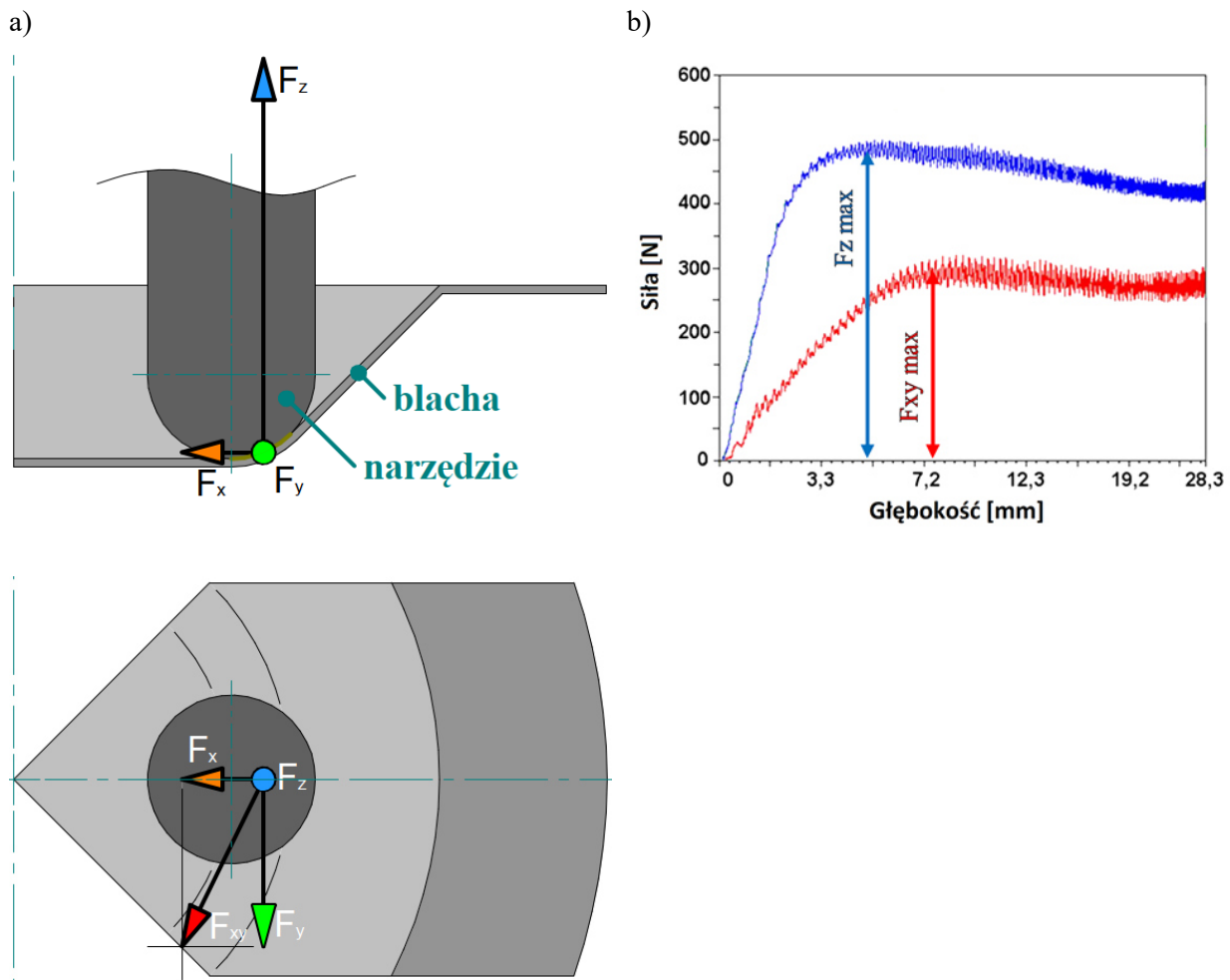


Rysunek 5.8. Graficzna reprezentacja centralnego planu kompozycyjnego kształtowania wylóczek stożkowych z blachy tytanowej CP-Ti Gr 2

Pomiar sił

Jako parametry siłowe procesu kształtowania przyjęto wartości składowej osiowej F_z oraz składowej poziomej F_{xy} (rys. 5.9a) całkowitej siły kształtowania F_w . Maksymalne wartości tych dwóch składowych odczytywano z przebiegów zmian tych składowych w zależności od głębokości wylóczki (rys. 5.9b). Wartość składowej siły poziomej F_{xy} wyznaczono z równania:

$$F_{xy} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2} \quad (5.6)$$

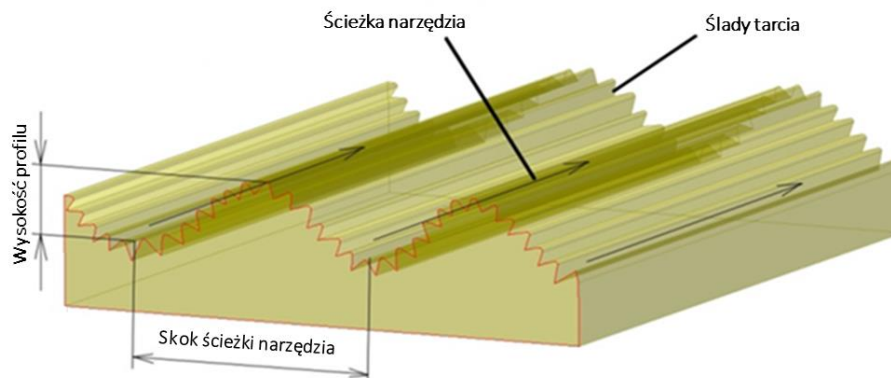


Rysunek 5.9. a) sposób rzutowania składowych siły osiowej i poziomej oraz b) miejsce odczytu sił maksymalnych z przebiegu zmienności składowej osiowej i poziomej siły kształtowania wraz z głębokością wytłoczek

Pomiar chropowatości powierzchni wytłoczek

Pomiar chropowatości powierzchni wewnętrznej wytłoczki wzdłuż tworzącej stożka przeprowadzono za pomocą urządzenia MarSurf serii 400. Przyjęto, że najwyższa wysokość profilu chropowatości Rz reprezentuje chropowatość wewnętrznej powierzchni elementów wytłaczanych metodą jednopunktową [105,193,230]. Hagan i Jeswiet [231] przeanalizowali wpływ wielkości podziałki ścieżki na chropowatość powierzchni wyrobów formowanych przyrostowo. Stwierdzili, że ze względu na sinusoidalny zarys profilu powierzchni wewnętrznej wytłoczek, w poprzek ścieżki narzędzia (rys. 5.10), bardziej użyteczna jest ocena chropowatości części po procesie SPIF przy użyciu parametru Rz niż za pomocą parametru Ra. Co więcej, Li i in. [230] wybrali parametr Rz do opisu chropowatości

powierzchni spowodowanej niestabilnością procesu formowania lub lokalnym zginaniem przedmiotu obrabianego.



Rysunek 5.10. Zarys powierzchni wewnętrznej wytłoczki - przekrój w poprzek ścieżki narzędzia

Sukces formowania wytłoczki

Sukces formowania (h) określono na podstawie głębokości wytłoczki uzyskanej z planowanymi parametrami kształtowania (tabela 5.8) w odniesieniu do głębokości zaplanowanej (teoretycznej) - $h_w = 28,3$ mm (rys. 5.4a). To oznacza, że jeżeli wytłoczka została uzyskana bez pęknięcia na zaplanowaną głębokość, wartość sukcesu formowania wynosi odpowiednio 100%. Jeżeli wytłoczka uległa uszkodzeniu podczas kształtowania, zatrzymywano maszynę CNC i odczytywano położenie osi Z odpowiedzialnej za pionowe położenie końcówki narzędzia. Następnie parametr sukcesu formowania obliczano z następującej zależności:

$$h = \frac{\text{głębokość wytłoczki w chwili pęknięcia [mm]}}{28,3 \text{ [mm]}} \times 100\% \quad (5.7)$$

Optymalizacja parametrów

Końcowym celem było określenie optymalnych parametrów kształtowania z zakresu badanego eksperymentu według ustalonych kryteriów optymalizacji wraz z ich wagami (większy numer wagi oznacza, że parametr jest przeszukiwany w pierwszej kolejności):

- A: Prędkość obrotowa narzędzia (n) – bez wagi,
- B: Posuw narzędzia (f) – maksymalizacja – waga 2,
- C: Podziałka ścieżki (a_p) – maksymalizacja – waga 2,
- Siła osiowa (F_z) – minimalizacja – waga 1,

- Składowa pozioma siły (F_{xy}) – minimalizacja – waga 1,
- Najwyższa wysokość profilu chropowatości (Rz) – minimalizacja – waga 3,
- Sukces kształtowania (h) – cel = 100 – waga 4.

Celem takiego doboru kryteriów było to, aby uzyskać parametry procesu kształtowania (n , f , a_p), które umożliwią wykonanie wytłoczki na pełną głębokość, przy jak najmniejszej wartości parametru chropowatości Rz oraz przy możliwie maksymalnych parametrach pod względem wydajności procesu i wreszcie uzyskując jak najmniejsze składowe siły kształtowania, osiową F_z i poziomą F_{xy} . Do optymalizacji użyto algorytmu iteracyjnego wspinania wzdłuż gradientu (*ang. hill climbing*). Metoda ta wykorzystuje technikę lokalnego przeszukiwania, oprócz punktów projektowych (rys. 5.8) sprawdzany jest zestaw losowych punktów w taki sposób, aby sprawdzić, czy istnieje bardziej pożądane rozwiązanie.

Wyznaczenie współczynnika tarcia

W celu wyznaczenia współczynnika tarcia (μ) w procesie SPIF stosuje się wzór bazujący na modelu Coulomba [232], który jest definiowany jako stosunek sił tarcia działających równolegle do powierzchni kontaktu do siły nacisku działającej prostopadle do tej powierzchni [233]. Prawo Coulomba, szeroko przyjęte w inżynierii mechanicznej, jest kluczowe dla zrozumienia zachowania się materiałów podczas tarcia i w odniesieniu do jednopunktowego kształtowania przyrostowego jest wyrażone w następującej formie [204,205]:

$$\mu = \frac{\sqrt{F_x^2 + F_y^2}}{\sqrt{F_z^2}} \quad (5.8)$$

gdzie składowe sił F_x i F_y odnoszą się do sił tarcia działających w płaszczyźnie równoległej do powierzchni kontaktu, natomiast F_z reprezentuje składową osiową siły reakcji, czyli siłę nacisku narzędzia na obrabiany materiał.

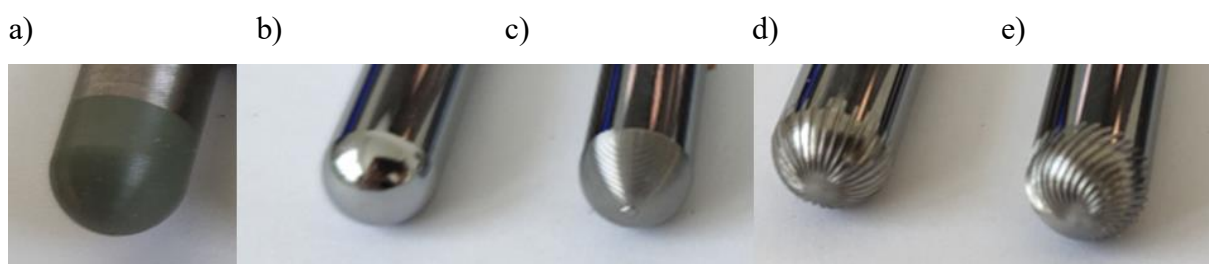
Analiza wariantów grzania i typu narzędzia

Po wyznaczeniu optymalnych parametrów według zadanych kryteriów, zaplanowano dodatkowe próby możliwości poprawy procesu kształtowania. Zbudowano eksperyment według trzech czynników wejściowych: środek smarujący, typ narzędzia i sposób nagrzewania (tabela 5.9).

Tabela 5.9. Parametry wejściowe eksperymentu

Czynnik	Nazwa	Poziom 1	Poziom 2	Poziom 3	Poziom 4	Poziom 5
A	Środek smarujący	Olej rzepakowy	MoS ₂	-	-	
B	Typ narzędzia	Ceramika Al ₂ O ₃ wzmocniana whiskerami SiC	Węglík spiekany, gładka końcówka	Węglík spiekany, rowki wzdłużne na końcówce	Węglík spiekany, rowki spiralne 45° na końcówce	Węglík spiekany, rowki spiralne na końcówce, podziałka spirali 0,5 mm
C	Sposób nagrzewania	Grzanie tarciove	Olej grzewczy	-	-	

Dla każdej z prób zaplanowano zastosować uzyskane wcześniej optymalne parametry kształtowania, przy czym w przypadku, gdy dostarczanie ciepła odbywa się w wyniku nagrzewania olejem, wyłączono obroty narzędzia, a narzędzie miało możliwość swobodnego obtaczania się po powierzchni blachy podczas kształtowania. Olej grzewczy podgrzany był do 200°C i utrzymywany pod ciśnieniem 4 bary. Dla prób, gdzie nagrzewanie wynikało z tarcia pomiędzy narzędziem a blachą, opróżniono nieckę olejową, wyłączono grzałki i pozostawiono zawór w położeniu otwartym. Jako drugi czynnik eksperymentu, wybrano dwa typy środka smarującego: ekologiczny olej rzepakowy oraz smar stały MoS₂. Wytypowano 5 wariantów geometrii narzędzia (rys. 5.11). Jako mierzone parametry wyjściowe procesu zdefiniowano: składowe siły kształtowania (siła osiowa i składowa pozioma siły) – mierzone za pomocą siłomierza, parametry chropowatości powierzchni wewnętrznej wytłoczki, Sa, Sz, Ssk, Sku, Sdq – mierzone z wykorzystaniem mikroskopu Alicona Infinite Focus G4.

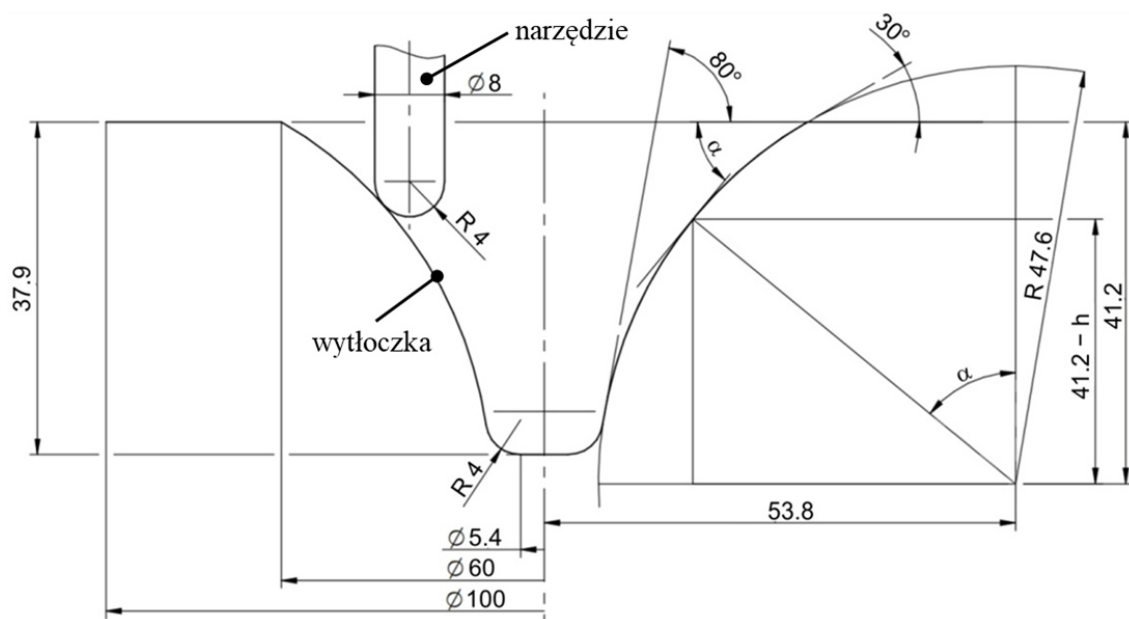


Rysunek 5.11. Warianty narzędzi przeznaczone na próby a) ceramika Al₂O₃ wzmocniana whiskerami SiC, b) węglík spiekany, gładka końcówka, c) węglík spiekany, rowki spiralne na końcówce, podziałka spirali 0,5 mm, d) węglík spiekany, rowki wzdłużne na końcówce, e) węglík spiekany, rowki spiralne 45° na końcówce

5.2.2. Stop tytanu klasy 5 (Ti-6Al-4V): I-optimalny plan badań w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych (split-plot)

Stanowisko badawcze

Celem eksperymentów było kształtowanie wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V o zmiennym kącie nachylenia ścianki (*ang. varying wall angle conical frustum - VWACF*) w warunkach globalnego nagrzewania blachy do temperatury 200°C (maksymalnej dopuszczalnej temperatury ograniczonej konstrukcją przyrządu) wraz z równoczesnym lokalnym dogrzewaniem kształtowanego materiału w wyniku tarcia spowodowanego przez zadaną prędkość obrotową i posuw narzędzia. Konstrukcja przyrządu została omówiona w rozdziale 5.2. Do tego zadania, jako trzpień formujący, wykorzystano narzędzie wykonane z pręta (węglík wolframu - WC) o średnicy $\varnothing 8$ mm zakończonego promieniem 4 mm. Rysunek 5.12 przedstawia zaprojektowany kształt wytłoczki o zmiennym kącie nachylenia ścianki wraz z kształtem narzędzia.

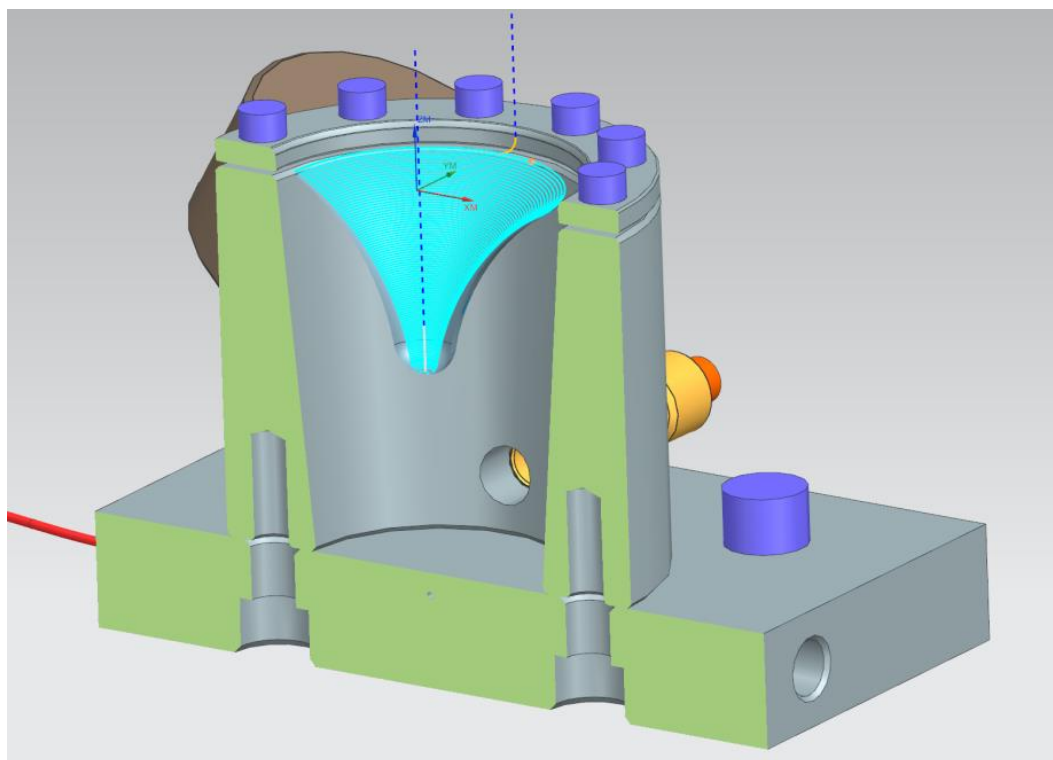


Rysunek 5.12. Schemat narzędzia i geometrii pożądanego wytłoczki z zmiennym kątem nachylenia ścianki

Głębokość wytłoczki mierzono za pomocą wysokościomierza do miejsca w którym nastąpiło pierwsze pęknięcie wytłoczki, a maksymalny uformowany kąt nachylenia ścianki został obliczony na podstawie zależności:

$$\alpha_m = \arccos \frac{41,2 - h_w}{47,6} \quad (5.9)$$

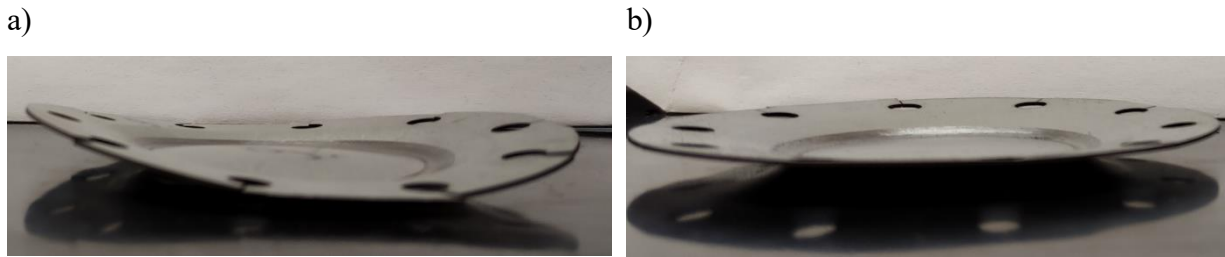
Jako środek smarujący zastosowano beztłuszczowy spray przeciwzatarciowy MoS₂, który jest odporny na temperaturę do 400°C. Powierzchnie półfabrykatów zostały odtłuszczone przed aplikacją środka smarującego. W celu wygenerowania spiralnej trajektorii ścieżki narzędzia, wykorzystano oprogramowanie Siemens NX CAD/CAM (rys. 5.13)



Rysunek 5.13. Tor ruchu narzędzia zaprogramowany w środowisku NX CAD/CAM dla wylózek o zmiennym kącie nachylenia ścianki

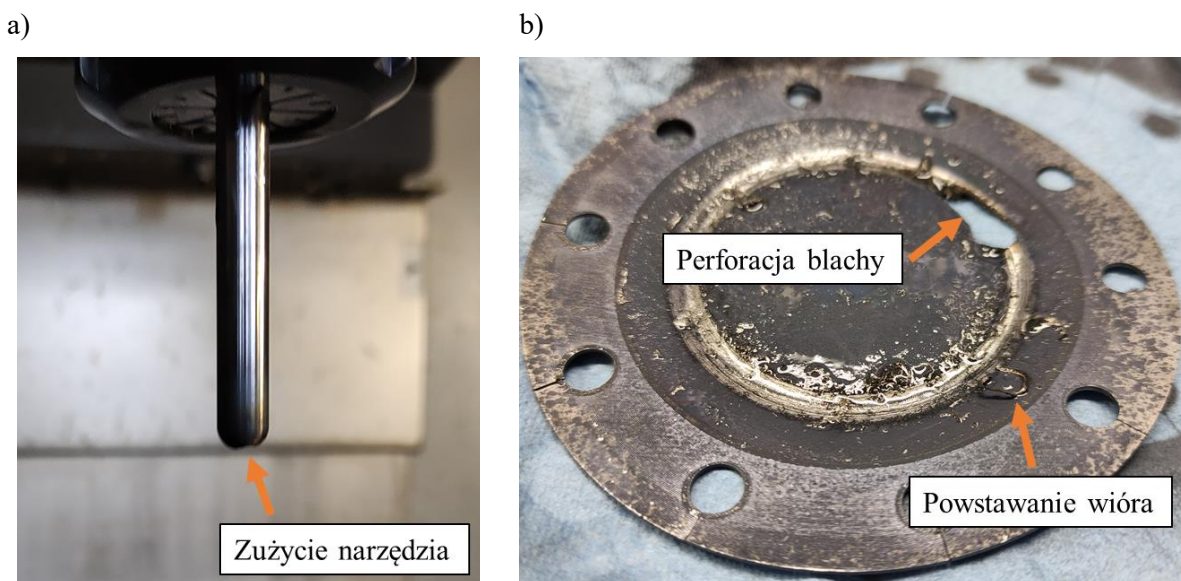
Badania wstępne, określenie zakresu parametrów

Początkowy zakres parametrów wejściowych został określony we wstępnych badaniach eksperymentalnych formowania VWACF. W ramach pierwszych prób zauważono korzystny wpływ podwyższonej temperatury na efekt sprężynowania wylóczki. Na rysunku 5.14 przedstawiono wylózkę wykonaną przy tych samych parametrach narzędzia, takich jak: ciśnienie oleju $p_o = 4$ bary, prędkość obrotowa narzędzia $n = 0$ obr/min, posuw narzędzia $f = 500$ mm/min, podziałka ścieżki $a_p = 0,1$ mm. Różnica pomiędzy dwiema próbami wynika z zastosowanej temperatury początkowej oleju grzewczego 20°C (rys. 5.14a) i 200°C (rys. 5.14b), co potwierdza zmniejszenie zjawiska sprężynowania wraz ze wzrostem temperatury kształtowania [49].



Rysunek 5.14. Różnica w sprężynowaniu wyłoczki wykonanej przy temperaturze oleju grzewczego a) 20°C i b) 200°C

Rozsądny zakres zmienności parametrów został wyznaczony biorąc pod uwagę następujące problemy. Zbyt wysoka prędkość obrotowa narzędzia (powyżej 1000 obr/min) powodowała nadmierne nagrzewanie się nie tylko blachy, ale także narzędzia. W związku z tym zaobserwowano zjawisko nadmiernego narostu na powierzchni końcówki narzędzia jak i zużycie katastroficzne końcówki trzpienia (rys. 5.15a) oraz zerwanie spójności blachy (rys. 5.15b).



Rysunek 5.15. Efekt zastosowania prędkości obrotowej narzędzia większej niż 1000 obr/min.: a) zużycie katastroficzne narzędzia, b) uszkodzenie blachy

Maksymalna wartość posuwu $f = 2000$ mm/min była ograniczona przez bezwładność układu (obrabiarka-uchwyt-przedmiot obrabiany-narzędzie – OUPN), co powodowało silne wibracje, gdy narzędzie poruszało się po trajektorii o małym promieniu. Ponadto wartość posuwu musi być rozważana wraz z prędkością obrotową narzędzia tak, aby zapewnić prawidłowe nagrzewanie blachy wspomagane tarciem. Urządzenie jest przystosowane

konstrukcyjnie (uszczelnienie, typ zaworu) do pracy pod maksymalnym ciśnieniem oleju wynoszącym 4 bary. Wielkość podziałki ścieżki większa niż 0,5 mm powodowała przedwczesne pęknięcie wytłoczek z powodu niewystarczającego lokalnego nagrzewania materiału przez interakcję narzędzia. Parametry procesu dobierano tak, aby temperatura nie przekraczała 500°C. Warunki te zapewniają ograniczone utlenianie warstwy wierzchniej stopu tytanu [234].

Dobór rodzaju narzędzia do kształtowania wytłoczek w podwyższonej temperaturze

Pierwszy eksperyment polegał na doborze odpowiedniego rodzaju narzędzia do dalszego zastosowania w procesach kształtowania. Eksperyment przeprowadzono z zastosowaniem planu czynnika, który pozwala na ocenę wpływu dwóch niezależnych zmiennych – prędkości obrotowej narzędzia i rodzaju materiału narzędziowego, pozostałe parametry takie jak posuw 500 mm/min, podziałka ścieżki narzędzia 0,5 mm, strategia przeciwbieżna, temperatura 200°C oraz ciśnienie oleju 4 bary były niezmiennie. Zastosowano 10 różnych kombinacji tych czynników tworząc plan eksperymentalny (tabela 5.10). Mierzoną wielkością w eksperymencie był kąt nachylenia ścianki wytłoczki, który jest kluczowym parametrem w ocenie uzyskanego odkształcenia materiału. Kąt ten był mierzony dla każdej kombinacji prędkości obrotowej i materiału narzędzia tak, aby ocenić wpływ tych czynników na zmianę geometrii wytłoczki. Ponadto poddano ocenie rodzaj i wielkość zużycia narzędzia analizując je z wykorzystaniem maszyny pomiarowej Zoller genius 3s.

Tabela 5.10. Niezależne zmienne wejściowe eksperymentu i zakres ich zmienności

Czynnik	Nazwa	Jednostka	Typ	Minimum	Maksimum
A	Prędkość obrotowa narzędzia (n)	obr/min	Numeryczny	100	1000
B	Materiał narzędziowy	-	Kategoryczny	Węgiel spiekany (WS) WS + AlCrN WS + TiSiXN WS + ZrN Ceramika Al ₂ O ₃ wzmocniona whiskerami SiC	

Powłoki osadzone z fazy gazowej (*ang. physical vapour deposition* - PVD) zostały dobrane na podstawie zaleceń producentów (SHM s.r.o., Oerlikon Balzers Coating Poland Sp. z o.o., ION Galenica Sp. z o.o.) z przeznaczeniem do obróbki plastycznej tytanu i jego stopów. Dodatkowo została zastosowana ceramika wzmacniana whiskerami producenta Greenleaf Corporation, która jest stosowana na materiały narzędziowe przeznaczone do pracy w podwyższonych temperaturach.

I-optimalny plan badań w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych (split-plot)

Przedmiotem dalszych badań, dla wytypowanego narzędzia było ustalenie parametrów wejściowych procesu w celu zmaksymalizowania uzyskanego kąta nachylenia ścianki przy jednoczesnym zminimalizowaniu składowej poziomej siły formującej występującej w płaszczyźnie x-y oraz składowej osiowej (rys. 5.9a). Wykorzystano I-optimalny plan badań w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych (*ang. split-plot*). Projektowanie eksperymentów przemysłowych z pełną randomizacją jest ograniczone ze względu na wysoki koszt. Układ eksperymentalny *split-plot*, który obejmuje ograniczoną randomizację, często stanowi rozsądną alternatywę [235]. Układy *split-plot* były pierwotnie stosowane w branży rolniczej, gdzie działki były podzielone na stosunkowo duże części. Każdy z poziomów czynników został następnie losowo przypisany do tych działek. Całe działki zostały następnie podzielone na mniejsze części [235]. W projektowaniu typu *split-plot*, czynniki trudne do zmiany (*ang. hard to change factors*) działają jako czynniki głównego układu, a czynniki łatwe do zmiany należą do podukładu. W zaplanowanym eksperymencie, jako czynnik trudny do zmiany przyjęto ciśnienie oleju, którego zmiana wymagała ostudzenia przyrządu i ponownej kalibracji zaworu upustowego. I-optimalne projekty są znane ze swojej zintegrowanej wariacji. W projektowaniu I-optimalnym model obliczeniowy dostosowuje powierzchnię odpowiedzi, która określa optymalne warunki, minimalizując średnie różnice (wariacje) przewidywanych danych liczbowych zmiennych niezależnych. Model zakłada prognozę brakujących kombinacji zmiennych niezależnych eksperymentu przy użyciu rzeczywistego planu eksperymentu wykorzystanego do optymalizacji [236].

Parametrami wejściowymi do projektowania procesu kształtowania wytłoczek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V za pomocą I-optimalnego planu eksperymentalnego były: ciśnienie oleju (p_0), prędkość obrotowa narzędzia (n), prędkość posuwu (f), podziałka ścieżki (a_p) i strategia kształtowania (tabela 5.11).

Tabela 5.11. Zakres analizowanych parametrów wejściowych I-optymalnego planu eksperymentalnego

Czynnik	Nazwa	Jednostka	Typ	Minimum	Maksimum
a	Ciśnienie oleju (p_o)	bar	Numeryczny	1	4
B	Prędkość obrotowa narzędzia (n)	obr/min	Numeryczny	100	1000
C	Posuw narzędzia (f)	mm/min	Numeryczny	500	2000
D	Podziałka ścieżki (a_p)	mm	Numeryczny	0,1	0,5
E	Strategia kształtowania	brak	Kategoryczny	Przeciwbieżnie (-)	Współbieżnie (+)

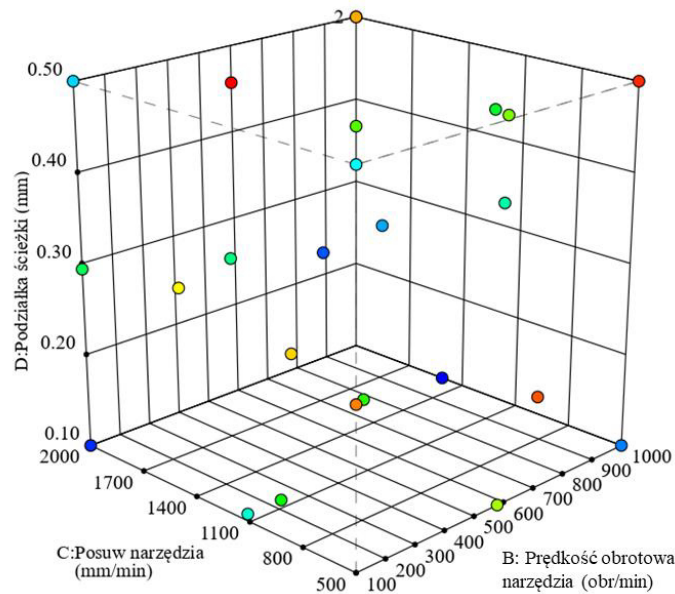
Strategia kształtowania została podzielona na osobny parametr kategoryczny zmienny na dwóch poziomach (rys. 5.7): przeciwbieżnie (-), współbieżnie (+). W strategii przeciwbieżnej, kierunek posuwu trzpienia kształtującego jest przeciwny do kierunku obrotu narzędzia na styku narzędzia z materiałem, podczas gdy w strategii współbieżnej te kierunki są zgodne [237].

Zasada pomiaru składowych sił oraz odczytu ich ekstremum z zarejestrowanego przebiegu zmian siła-czas jest adekwatna do akwizycji danych podczas kształtowania blach tytanowych CP-Ti Gr 2, przedstawionej w rozdziale 5.2.1 (rys. 5.9b). Obliczenia współczynnika tarcia odbywały się z zastosowaniem analogicznej zależności (5.8), jak dla blach tytanowych CP-Ti Gr 2.

I-optymalny plan *split-plot* składał się z 25 eksperymentów (tabela 5.12). Punkty I-optymalnego planu *split-plot* w obszarze roboczym przedstawiono na rysunku 5.16.

Tabela 5.12. Matryca parametrów nastawczych (wejściowych) badanego procesu

	Czynnik 1	Czynnik 2	Czynnik 3	Czynnik 4	Czynnik 5
Lp.	a: Ciśnienie oleju (p_o) [bar]	B: Prędkość obrotowa narzędzia (n) [obr/min]	C: Posuw narzędzia (f) [mm/min]	D: Podziałka ścieżki (a_p) [mm]	E: Strategia kształtowania
1	2	1000	1475	0,1	Przeciwbieżnie (-)
2	2	100	2000	0,1	Przeciwbieżnie (-)
3	2	514	1370	0,31	Współbieżnie (+)
4	2	1000	500	0,1	Współbieżnie (+)
5	2	591	1175	0,35	Przeciwbieżnie (-)
6	2	100	2000	0,5	Współbieżnie (+)
7	2	100	500	0,5	Przeciwbieżnie (-)
8	2	123	1108	0,1	Współbieżnie (+)
9	2	1000	1145	0,33	Współbieżnie (+)
10	2	559	2000	0,26	Przeciwbieżnie (-)
11	4	100	2000	0,3	Współbieżnie (+)
12	4	595	620	0,5	Współbieżnie (+)
13	4	100	883	0,14	Przeciwbieżnie (-)
14	4	757	1550	0,1	Współbieżnie (+)
15	4	1000	2000	0,37	Przeciwbieżnie (-)
16	1	582	538	0,5	Współbieżnie (+)
17	1	550	500	0,1	Przeciwbieżnie (-)
18	1	1000	2000	0,5	Przeciwbieżnie (-)
19	1	100	1423	0,32	Przeciwbieżnie (-)
20	1	762	2000	0,12	Współbieżnie (+)
21	3	1000	2000	0,5	Współbieżnie (+)
22	3	100	500	0,27	Współbieżnie (+)
23	3	680	500	0,2	Przeciwbieżnie (-)
24	3	1000	500	0,5	Przeciwbieżnie (-)
25	3	343	1565	0,5	Przeciwbieżnie (-)



Rysunek 5.16. I-optimalny plan eksperymentu dla parametrów wejściowych procesu kształtowania.

Optymalizacja parametrów wejściowych

Finalnym celem badań eksperymentalnych było określenie najbardziej korzystnych wartości parametrów kształtowania w badanym zakresie. W tym celu zaplanowano wielokryterialną optymalizację wagową, gdzie wyższy numer wagi oznacza, że parametr jest przeszukiwany w pierwszej kolejności. W celu znalezienia rozwiązania optymalizacji zastosowano algorytm iteracyjnego wspinania wzdłuż gradientu. Kryteriami zadanymi były:

- A: Ciśnienie oleju (p_o) – bez wagi,
- B: Prędkość obrotowa narzędzia (n) – bez wagi,
- C: Posuw narzędzia (f) – maksymalizacja – waga 2,
- D: Podziałka ścieżki (a_p) – maksymalizacja – waga 2,
- E: Strategia kształtowania – bez wagi
- Maksymalny kąt nachylenia ścianki (α_m) – maksymalizacja – waga 3,
- Siła osiowa (F_z) – minimalizacja – waga 1,
- Składowa pozioma siły (F_{xy}) – minimalizacja – waga 1,

Taki dobór kryteriów, miał na celu w pierwszej kolejności uzyskanie maksymalnego kąta nachylenia ścianki, przy możliwie najkrótszym czasie (maksymalizacja posuwu narzędzia i podziałki ścieżki), przy możliwie najniższych składowych (osiowej i poziomej) siły kształtowania.

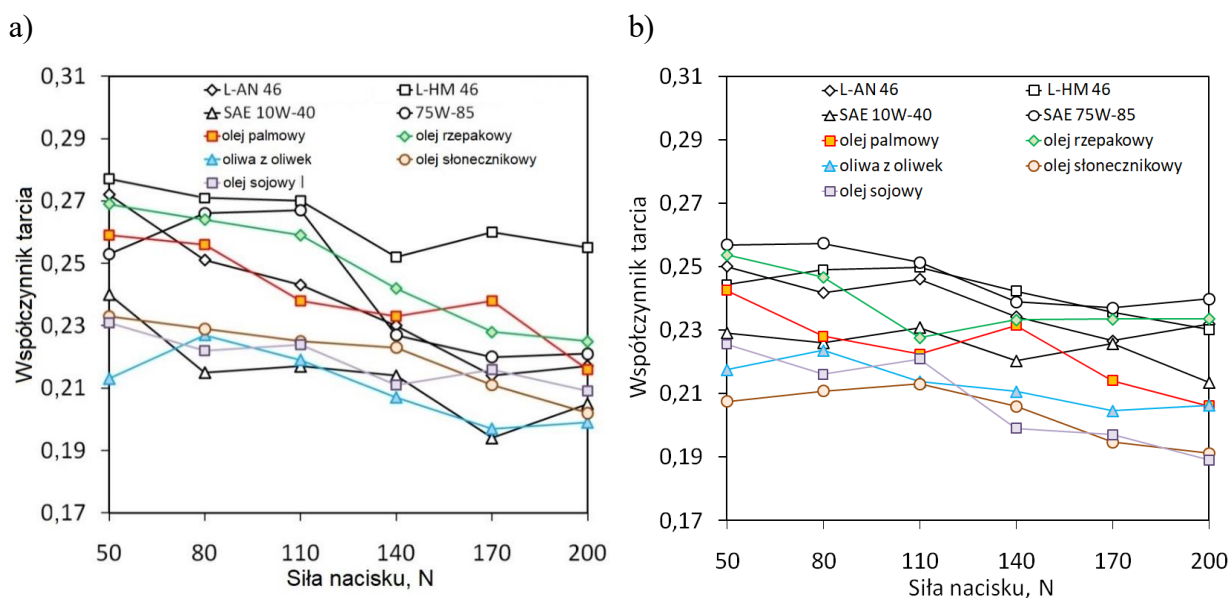
6. WYNIKI BADAŃ, ICH ANALIZA I INTERPRETACJA

6.1. Właściwości tarciove blach

Zwiększanie siły nacisku podczas testu ciągnięcia pasa blachy, powoduje wyraźną tendencję do zmniejszania współczynnika tarcia blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V (rys. 6.1a). Zmniejszenie wartości współczynnika μ wraz ze wzrostem obciążenia, zwłaszcza podczas zastosowania walcowych przeciwpróbek, można wyjaśnić nieliniową zależnością między siłami nacisku i tarcia. Zjawisko to zostało zaobserwowane również przez innych autorów [238–240].

W tłocznictwie blach, obszar styku między blachą o stosunkowo niskiej twardości z twardszym materiałem narzędzia ma znaczący wpływ na występujące zjawiska tribologiczne. W teście przeciągania pasa blachy powierzchnia styku między walcowymi przeciwpróbkami a próbką blachy wzrasta nieliniowo wraz ze wzrostem obciążenia. Wniosek ten został również wyciągnięty przez Kirkhorn i in. [239]. Podczas zwiększającego się nacisku, w wyniku odkształceń plastycznych wierzchołków nierówności powierzchni blachy, dochodzi do zwiększenia powierzchni kontaktu z jednoczesną zmianą obszaru, w którym dochodzi do zmiany właściwości materiału blachy w wyniku zjawiska umocnienia odkształceniowego [241]. Zmiana pola powierzchni kontaktu wpływa na intensywność występowania takich mechanizmów jak wyrównywanie wierzchołków nierówności i bruzdowanie [242]. Pomimo wyżej wymienionych trudności w interpretacji współczynnika tarcia, test przeciągania pasa blachy jest podstawową metodą określania wartości współczynnika tarcia μ w tłocznictwie blach [243–246]. Najwyższą wartość współczynnika tarcia w zakresie rozpatrywanych obciążeń zaobserwowano podczas smarowania olejem hydraulicznym L-HL 46. Oleje rzepakowy i palmowy wykazały najgorsze właściwości smarne spośród olejów roślinnych w całym zakresie zastosowanych obciążeń. Oliwa z oliwek jest środkiem smarnym, który zapewnia najniższą wartość sił tarcia w zakresie parametrów stosowanych podczas eksperymentów, w porównaniu do innych, naturalnych środków smarnych. Niektóre oleje wykazują lokalne trendy zmiany w tarcu wraz z obciążeniem. Na przykład olej przekładniowy SAE 75W-85 wykazał wzrost tarcia wraz ze wzrostem nacisku. Nastąpił wyraźny spadek μ wraz z dalszym wzrostem obciążenia. Powszechnie wiadomo, że proces tarcia w warunkach smarowania zależy od obciążenia, objętości dolin między plastycznie odkształconymi wierzchołkami (wzgórzami) nierówności przenoszącymi obciążenie, znanymi również jako "kieszenie olejowe", gęstości środka smarnego i jego lepkości.

Generalnie największe wartości współczynnika tarcia blachy tytanowej CP-Ti Gr 2, w całym zakresie stosowanych nacisków, zaobserwowano dla oleju przekładniowego SAE 75W-85 (rys. 6.1b). Olejem mineralnym, który był najbardziej efektywny w redukcji współczynnika tarcia był olej silnikowy SAE 10W-40. Dla większości badanych sił nacisku, współczynniki tarcia z udziałem oleju słonecznikowego były najmniejsze. Odmienne wnioski w stosunku do blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V (rys. 6.1a) wynikają z różnych właściwości mechanicznych blachy oraz różnej chropowatości (topografii) powierzchni. Właściwości mechaniczne odpowiadają za charakter zjawiska umocnienia odkształceniowego wierzchołków nierówności, a topografia powierzchni odpowiada za charakter mechanicznego kontaktu wierzchołków nierówności i potencjalną skłonność powierzchni blachy do konstituowania się na niej zamkniętych „kieszoni olejowych”.



Rysunek 6.1. Wpływ obciążenia na współczynnik tarcia dla a) blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V oraz b) blach tytanowych CP-Ti Gr 2.

Generalnie określenie związku pomiędzy parametrami procesu tarcia i wartością współczynnika tarcia jest bardzo złożone i ponadto zależne od właściwości mechanicznych blach, zmiennej chropowatości powierzchni blachy oraz geometrii kontaktu. W związku z tym w procesach kształtowania stosuje się wiele testów tribologicznych o różnej geometrii kontaktu i kinematyce kontaktu. W tym względzie autor ma świadomość, że przedstawione w niniejszej pracy wyniki stanowią jedynie jakościowe porównanie wpływu różnych smarów na współczynnik tarcia badanych blach dla ograniczonej liczby parametrów procesu tarcia.

W kolejnym etapie utworzono model regresji i zastosowano sztuczne sieci neuronowe do analizy wpływu parametrów procesu tarcia na wartość współczynnika tarcia blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V.

Analiza ANOVA

Model regresji kwadratowej został wykorzystany do określenia wpływu zmiennych niezależnych A, B i C (tabela 6.1) na wartość μ . Zbudowany model przyjął postać równania w formie zakodowanej:

$$\mu = 0,218787 + 0,0219377 \times A - 0,0958402 \times B - 0,0179389 \times C + 0,227704 \times AB + 0,108636 \times A^2 \quad (6.1)$$

Równanie można wykorzystać do przewidywania odpowiedzi dla danych zmieniających się w zakresie zmienności wartości czynników wejściowych procesu tarcia.

Składowe AC i BC wielomianu regresji zostały odrzucone na podstawie procedury eliminacji wstecznej, składników dla których wartość p przekraczała 0,05. Taki zabieg spowodował poprawę modelu, ponieważ iloczyny AC i BC nie były statystycznie istotne w równaniu regresji.

Wyniki ANOVA dla zredukowanego modelu kwadratowego przedstawiono w tabeli 6.1. Wartość F modelu wynosząca 22,13 oznacza, że model jest statystycznie istotny. Istnieje tylko 0,01% szansy, że tak duża wartość F mogła wystąpić z powodu szumu. Wartości p mniejsze niż 0,05 wskazują, że składniki modelu są istotne. W tym przypadku A, B, C, AB, A^2 są istotnymi warunkami modelu. Wartości p większe niż 0,1 wskazywałyby, że składowe modelu nie są istotne.

Ponadto, oceniono adekwatność modelu poprzez zastosowanie testu braku dopasowania (*ang. lack-of-fit test*). Test braku dopasowania bada, czy istnieje statystycznie znacząca różnica między odpowiedziami przewidywanymi przez model a rzeczywistymi obserwacjami, co może wskazywać, że model nie wyjaśnia w pełni zmienności danych [247]. Wartość F braku dopasowania wynosząca 0,33 oznacza, że brak dopasowania nie jest znaczący w stosunku do przypadkowych błędów. Istnieje 98,44% szans, że tak duża wartość F braku dopasowania może wystąpić z powodu szumu.

Dla otrzymanego modelu regresji R^2 wynosi 0,6975 (Tabela 6.2). Przewidywane R^2 wynoszące 0,6216 jest w zgodności ze skorygowanym R^2 wynoszącym 0,6660 (różnica nie jest większa niż 0,2). Parametr precyzji adekwatności mierzy stosunek sygnału do szumu. Pożądany jest stosunek większy niż 4. Współczynnik precyzji adekwatności wynoszący 17,56 wskazuje na odpowiedni sygnał odpowiedzi modelu.

Tabela 6.1. Wyniki ANOVA dla zredukowanego kwadratowego modelu regresji

Składnik	Suma kwadratów	Stopnie swobody	Średni kwadrat	Wartość F	Wartość p	Istotność
Model	0,0185	5	0,0037	22,13	<0,0001	istotny
A - Gęstość	0,0012	1	0,0012	6,90	0,0115	-
B – Lepkość kinematyczna	0,0064	1	0,0064	38,48	<0,0001	-
C – Siła nacisku	0,0081	1	0,0081	48,53	<0,0001	-
AB	0,0052	1	0,0052	30,83	<0,0001	-
A ²	0,0034	1	0,0034	20,55	<0,0001	-
Reszta	0,0080	48	0,0002	-	-	-
Brak dopasowania	0,0056	42	0,0001	0,3329	0,9844	nieistotny
Błąd czysty	0,0024	6	0,0004	-	-	-
Całkowita korelacja	0,0265	53	-	-	-	-

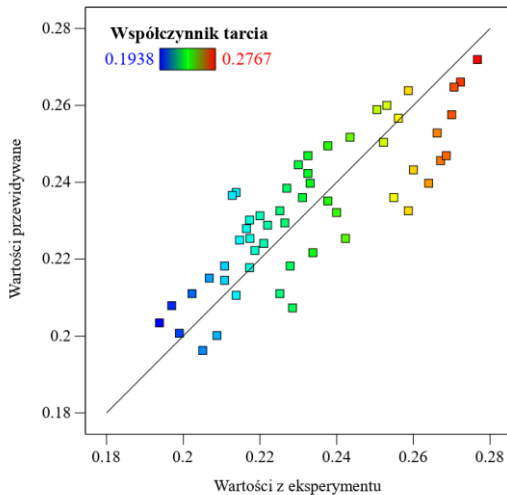
Tabela 6.2. Wskaźniki dopasowania modelu regresji

Odchylenie standardowe	0,0129	R²	0,6975
Średnia	0,2332	Skorygowane R²	0,6660
Współczynnik zmienności %	5,54	Przewidywane R²	0,6216
		Precyzja adekwatności	17,5598

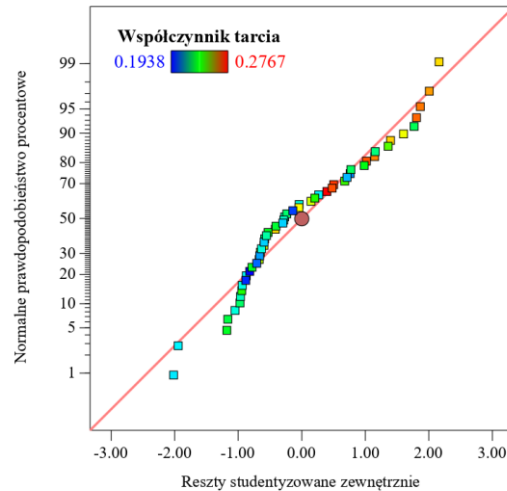
Wartości przewidywane zostały obliczone poprzez podstawienie zmiennych wejściowych z eksperymentu do modelu regresji. Następnie prognozowane wyniki zestawiono z wynikami uzyskanymi w eksperymentach. Zaobserwowano, że punkty danych układają się wzdłuż linii $x = y$ (rys. 6.2a), co wskazuje na to, że model regresji generalnie dobrze przewiduje rzeczywiste wartości współczynnika tarcia. Rysunek 6.2b przedstawia normalny wykres prawdopodobieństwa dla studentyzowanych zewnętrznie reszt. Punkty danych rozmieszczone są wzdłuż prostej referencyjnej, sugerując, że reszty mają rozkład zbliżony do normalnego. Ta zgodność z linią referencyjną świadczy o tym, że model regresji spełnia założenie normalności reszt, co jest kluczowe dla wiarygodności modelu. Rysunek 6.3a przedstawia studentyzowane zewnętrznie reszty w stosunku do przewidywanych wartości współczynnika tarcia. Czerwone linie poziome reprezentują wyznaczony próg, który może być używany do identyfikacji potencjalnie niedopasowanych wartości. Wszystkie punkty znajdują się poniżej tego progu, co wskazuje na brak znaczących obserwacji odstających i sugeruje, że pojedyncze obserwacje nie mają nadmiernego wpływu na model. Rysunek 6.3b ilustruje zewnętrznie

studentyzowane reszty odniesieniu do numeru próby. Pozwala to na obserwację, czy istnieje jakakolwiek systematyczna tendencja błędów względem kolejności przeprowadzonych eksperymentów. Czerwone linie poziome wyznaczają próg, po przekroczeniu którego punkty mogą być uznane za odstające. Brak widocznych trendów w resztach na przestrzeni kolejnych prób świadczy o dobrej losowości i braku autokorelacji w resztach, co jest pożądane w modelowaniu regresyjnym.

a)

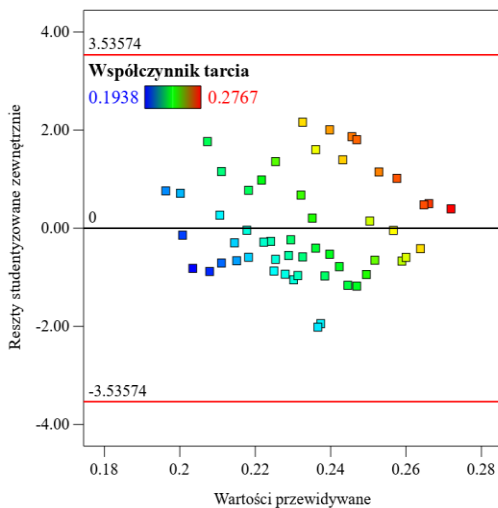


b)

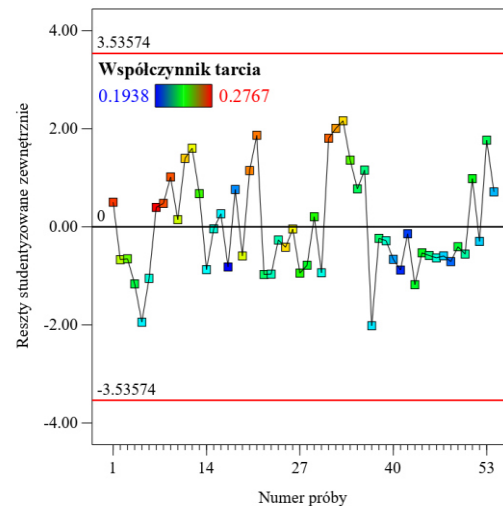


Rysunek 6.2. a) zależność między przewidywanymi i rzeczywistymi wartościami współczynnika tarcia oraz b) rozkład normalny prawdopodobieństwa reszt

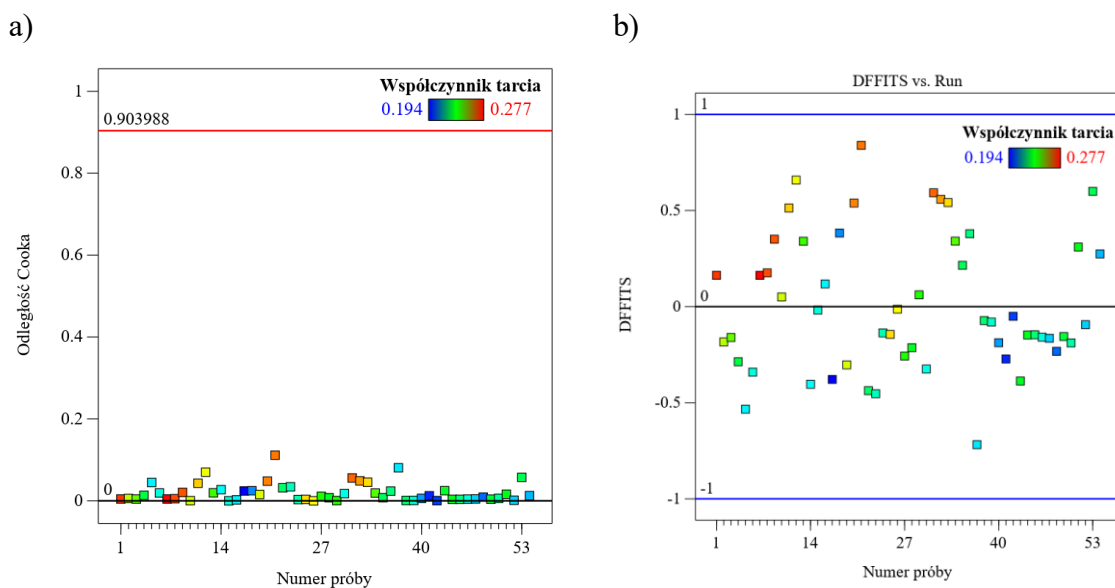
a)



b)



Rysunek 6.3. a) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnętrznie studentyzowanymi resztami oraz b) rozkład zewnętrznie studentyzowanych reszt względem numeru próby tarcia

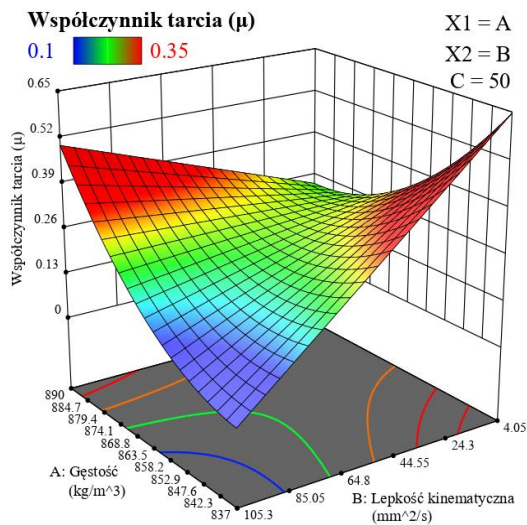


Rysunek 6.4. Zmiana a) odległości Cooka oraz b) funkcji braku dopasowania w zależności od numeru próby tarcia

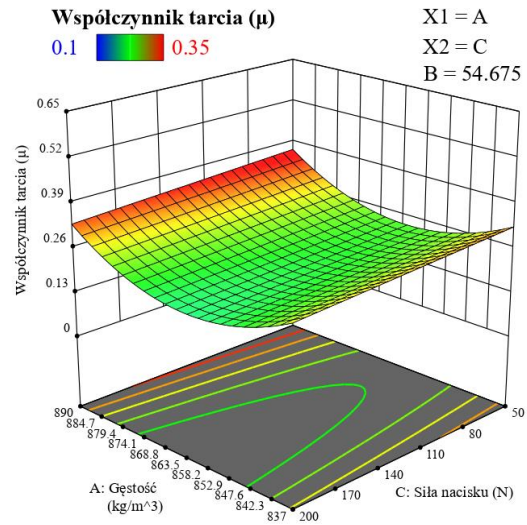
Wykres na rysunku 6.4a przedstawia odległości Cooka dla poszczególnych prób w analizie regresji. Wartości poniżej czerwonej linii progowej wskazują, że żadna z obserwacji nie wpływa znacząco na model, sugerując jego stabilność i wiarygodność estymacji.

DFITIS (ang. *difference in fits*) jest funkcją diagnostyczną używaną do oceny wpływu poszczególnych punktów w regresji statystycznej. Wartości *DFITIS* wskazują, jak bardzo przewidywania modelu zmieniają się, gdy dany punkt jest wyłączany z analizy. Rysunek 6.4b przedstawia, że wszystkie wartości *DFITIS* dla punktów danych mieszczą się w zakresie od -1 do $+1$, oznacza to, że żaden z punktów nie przekracza ustalonych progów dla wpływowych obserwacji, co sugeruje, że żaden z punktów nie ma nadmiernego wpływu na model. Na rysunku 6.5 przedstawiono powierzchnie odpowiedzi, uzyskane na podstawie otrzymanych równań regresji, ilustrujące wpływ parametrów wejściowych procesu na współczynnik tarcia.

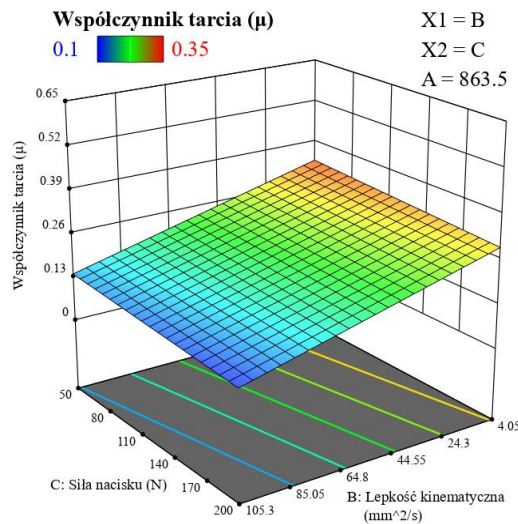
a)



b)



c)



Rysunek 6.5. Wykresy powierzchni odpowiedzi przedstawiające interakcję między: a) gęstością i lepkością kinematyczną smarów wpływającymi na współczynnik tarcia przy stałej sile nacisku, b) siłą nacisku i gęstością smaru wpływającymi na współczynnik tarcia przy stałej lepkości kinematycznej smaru, c) siłą nacisku i lepkością kinematyczną wpływającymi na współczynnik tarcia przy stałej gęstości smaru

Blachy wykonane ze stopu tytanu Ti-6Al-4V są podatne na zacieranie [248]. Wraz ze wzrostem siły nacisku przeciwpróbek na próbkę pasa blachy, mechanizm adhezji staje się mniej istotny, podczas gdy mechanizmy zacierania i brzdowania przejmują dominującą rolę. Przy wysokich naciskach smar nie jest w stanie skutecznie obniżyć wartości współczynnika tarcia blach metalowych, które są podatne na zacieranie. Jednakże najniższe wartości

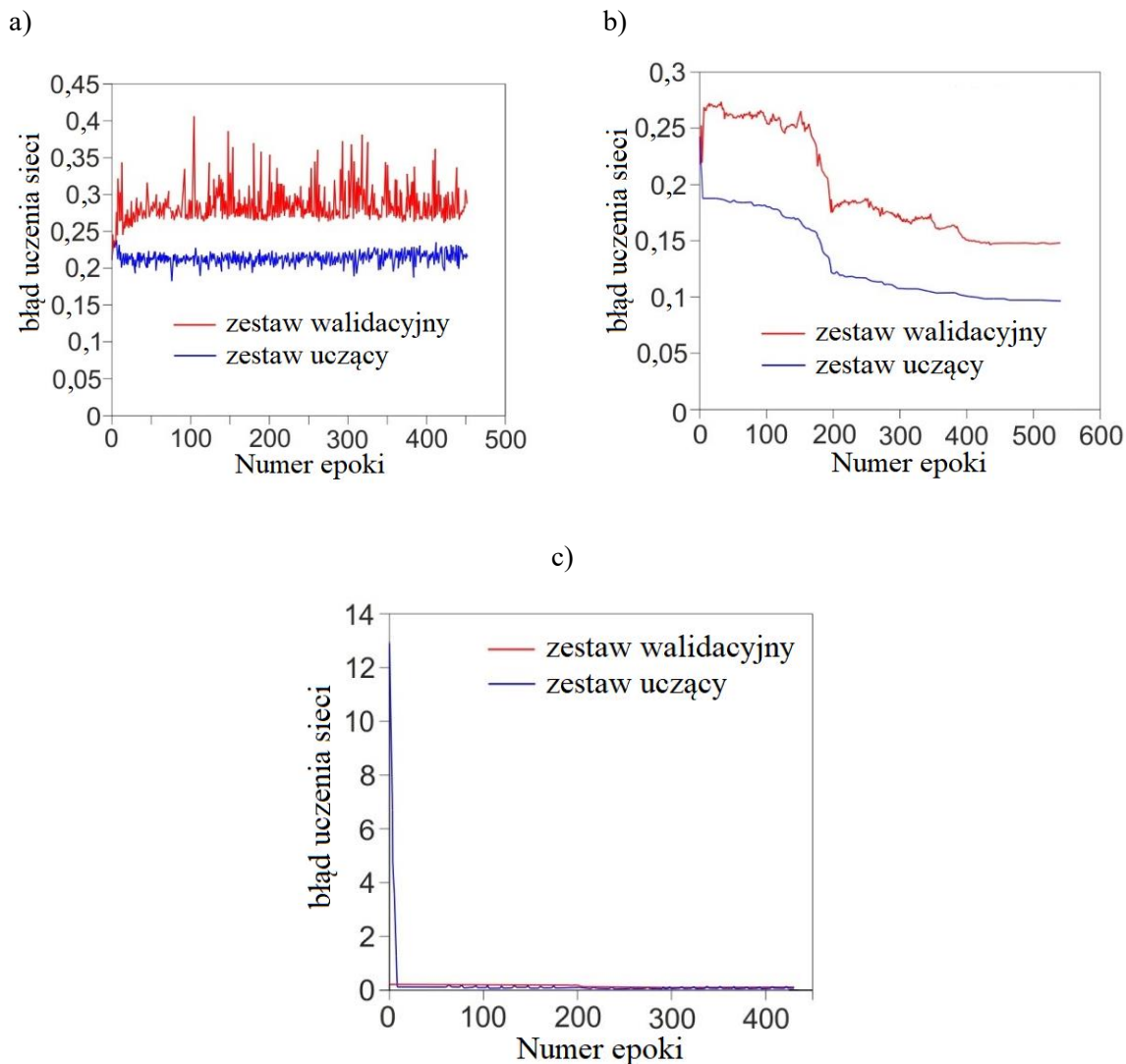
współczynnika tarcia zaobserwowano przy najwyższych naciskach i jednocześnie przy wysokiej lepkości kinematycznej smaru. W tych warunkach smar był w stanie wytworzyć mieszany reżim smarowania, w którym powierzchnie cierne są w dużej mierze oddzielone warstwą smaru [249]. Zgodnie z krzywą Stribeck [250,251], warunkami powstania smarowania tarcia mieszanego jest obecność na powierzchni zamkniętych kieszeni olejowych, które zajmują dużą objętość, smarowanie środkiem smarnym o wysokiej lepkości oraz stosowanie wysokich nacisków.

Modelowanie ANN

Przeprowadzono wiele prób z różnymi architekturami sieci, oceniając wartości współczynnika determinacji oraz błędu RMSE i do dalszych rozważań wytypowano sieć o strukturze 3:3-8-1:1 z ośmioma neuronami w warstwie ukrytej. Sieć o takiej strukturze zapewniała najwyższą wartość współczynnika determinacji przy najniższej wartości błędu RMSE. Proces uczenia sieci został przeprowadzony niezależnie za pomocą trzech algorytmów: BP, LM i qN. Trening prowadzony był do momentu, w którym nie uzyskano dalszej redukcji błędu sieci obserwowanego dla zbioru treningowego. Algorytm treningowy został zatrzymany przy błędzie sieci wynoszącym 0,213, 0,096 i 0,119 odpowiednio dla algorytmów BP, qN i LM. Proces uczenia za pomocą algorytmu BP charakteryzował się przebiegiem ząbkowanym (rys. 6.6a). Jest to typowe zachowanie zmian błędów podczas trenowania sieci algorytmem BP, szczególnie w przypadku niezdeterminowanych relacji między zmiennymi wejściowymi a zmienną objaśnianą. Wartość współczynnika determinacji dla zbioru uczącego po zastosowaniu algorytmu BP wyniosła $R^2 = 0,5979$ (tabela 6.3). Wartość błędu RMSE sieci w tych warunkach wyniosła 0,249 i 0,305 odpowiednio dla zbioru treningowego i walidacyjnego. Warto zauważyć, że rozrzut wartości błędów dla zestawu walidacyjnego był znacznie większy (czerwona linia na rysunku 6.6a) niż dla zestawu treningowego (niebieska linia na rysunku 6.6a). Wyjaśnieniem jest to, że liczba danych zawartych w zestawie treningowym była znacznie większa niż w zestawie walidacyjnym.

Proces uczenia za pomocą algorytmu quasi-Newtona (rys. 6.6b) wykazywał inne cechy. Po kilku epokach podobnych do algorytmu BP, algorytm qN zapewnił ponad dwukrotną redukcję wartości błędu RMSE dla zbioru treningowego (RMSE = 0,0982) i zbioru walidacyjnego (RMSE = 0,1493). Algorytm LM (rys. 6.6c) miał najbardziej stabilny proces uczenia się. Podobnie jak w przypadku algorytmu BP, po około 10 epokach algorytm osiągnął stabilne minimum. Wartości błędu RMSE dla zbiorów uczącego i walidacyjnego sieci uczonej algorytmem LM wyniosły odpowiednio 0,114 i 0,1707. Dlatego do dalszej analizy

wybrano sieć trenowaną za pomocą algorytmu qN, który zapewnił najniższą wartość błędu RMSE dla zbioru uczącego i najwyższą wartość współczynnika determinacji ($R^2 = 0,91$). Oprócz współczynnika determinacji R^2 , ważnym parametrem świadczącym o jakości sieci ANN jest parametr określający stosunek odchyłeń standardowych (tabela 6.3). Jest to iloraz odchylenia standardowego błędów i odchylenia standardowego wartości zmiennej objaśnianej. Parametr ten nigdy nie jest ujemny, jednak im niższa jest jego wartość, tym lepsza jest jakość modelu.



Rysunek 6.6. Błędy uczenia sieci dla zbioru uczącego i zbioru walidacyjnego podczas trenowania sieci za pomocą algorytmów a) BP, b) qN i c) LM.

Tabela 6.3. Podstawowe statystyki regresji analizowanych i trenowanych sieci ANN przy użyciu algorytmów a) BP, b) qN i c) LM

Parametr \ Algorytm	BP		qN		LM	
	Zestaw treningowy	Zestaw walidacyjny	Zestaw treningowy	Zestaw walidacyjny	Zestaw treningowy	Zestaw walidacyjny
Średnia danych	0,3828	0,3783	0,3828	0,3783	0,3828	0,3783
Odchylenie standardowe	0,2395	0,2252	0,2395	0,2252	0,2395	0,2252
Błąd średni	0,1615	0,1333	-0,0004	0,0146	0,00005	0,0473
Odchylenie standardowe błędów	0,1921	0,2870	0,0993	0,1551	0,1157	0,1717
Średnia wartość bezwzględna błędów	0,1931	0,2582	0,0819	0,1276	0,1009	0,1503
Stosunek odchyień standardowych	0,8019	1,2744	0,4145	0,6891	0,4830	0,7624
Współczynnik determinacji	0,5979	0,0768	0,9100	0,7247	0,8756	0,6514

Wnioski

W rozdziale przedstawiono wyniki eksperymentalne tarcia blach tytanowych CP-Ti Gr 2 oraz ze stopu tytanu Ti-6Al-4V w teście przeciągania pasa blachy. Potencjał zastosowania analizy wariancji i metody regresji oraz sztucznych sieci neuronowych do modelowania wartości współczynnika tarcia ograniczono do blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V. Na podstawie badań eksperymentalnych i modelowania ANN wyciągnięto następujące wnioski:

- W wyniku nieliniowej zależności między siłą nacisku a siłą tarcia, wartość współczynnika tarcia zmniejszała się wraz ze wzrostem siły nacisku. Obserwacja ta dotyczy obydwu gatunków badanych blach. Ponadto, powierzchnia styku między walcowymi przeciwpróbkami a płaską próbką zwiększa się nieliniowo wraz ze wzrostem obciążenia w wyniku odkształceń plastycznych wierzchołków nierówności powierzchni blachy. Powierzchnia styku odgrywa kluczową rolę dla tarcia w obróbce plastycznej, gdzie dochodzi do intencjonalnych odkształceń plastycznych jednego z materiałów pary ciernej (blachy) w przeciwieństwie do, między innymi, tarcia w węzłach kinematycznych maszyn.
- Najwyższą wartość współczynnika tarcia w zakresie parametrów wejściowych ujętych z badaniach eksperymentalnych blach ze stopu tytanu, zaobserwowano podczas zastosowania smarowania z wykorzystaniem oleju hydraulicznego L-HL 46. Podczas tarcia blach tytanowych CP-Ti Gr 2, najmniejszą efektywnością zmniejszania współczynnika tarcia

charakteryzował się olej przekładniowy SAE 75W-85. Z kolei, spośród olejów mineralnych, olej silnikowy SAE 10W-40 zapewnił najmniejsze wartości współczynnika tarcia.

- Oliwa z oliwek była najlepszym zastosowanym naturalnym środkiem smarnym spośród badanych olejów biodegradowalnych, który zapewniał najniższą wartość współczynnika tarcia blach Ti-6Al-4V. Olejem pochodzenia roślinnego, który wykazał najkorzystniejsze właściwości podczas tarcia blach tytanowych CP-Ti Gr 2 był olej słonecznikowy.
- Na podstawie analizy wariancji można stwierdzić, że zwiększanie siły nacisku przy stałej wartości lepkości kinematycznej smaru zmniejsza wartość współczynnika tarcia blach ze stopu tytanu Ti-6Al-4V.
- Najniższą wartość współczynnika tarcia podczas przeciągania pasa blachy wykonanych ze stopu tytanu Ti-6Al-4V zapewniał olej o niskiej gęstości i jednocześnie wysokiej lepkości kinematycznej.
- Minimalną wartość błędu RMSE przy najwyższej wartości współczynnika determinacji R^2 zaobserwowano dla sieci wielowarstwowej z ośmioma neuronami w warstwie ukrytej wytrenowanej algorytmem qN.

6.2. Kształtowanie wytłoczek tytanowych CP-Ti Gr 2

Po przeprowadzeniu eksperymentów centralnego planu kompozycyjnego, wyniki (tabela 6.4) zostały przeanalizowane w celu wyznaczenia modeli regresji wielomianowej w odniesieniu do parametru Rz chropowatości mierzonego na powierzchni wewnętrznej wytłoczek, składowych sił kształtowania i uzyskanej głębokości wytłoczki. Aby ocenić istotne czynniki wpływające na proces jednopunktowego kształtowania blach technicznie czystego tytanu klasy 2, przeprowadzono analizę wariancji (ANOVA). Celem ANOVA było zbadanie, które parametry procesu znacząco wpływają na parametr chropowatości Rz, siłę osiową F_z , składową poziomą siły F_{xy} oraz sukces formowania h . Test Fishera został użyty do określenia, czy określony parametr miał znaczący wpływ na parametr wyjściowy poprzez porównanie wartości testu F z wartością z tablic statystycznych ($F_{0,05}$) na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Parametr uznaje się za istotny, jeśli wartość F jest większa niż $F_{0,05}$.

Tabela 6.4. Plan eksperymentu z uzyskanymi wynikami (odpowiedziami) procesu kształtowania

	Czynnik 1	Czynnik 2	Czynnik 3	Odpowiedź 1	Odpowiedź 2	Odpowiedź 3	Odpowiedź 4	Odpowiedź 5
Lp.	A: Prędkość obrotowa narzędzia (n) [obr/min]	B: Posuw narzędzia (f) [mm/min]	C: Podziałka ścieżki (a _p) [mm]	Składowa osiowa siły (F _z) [N]	Składowa pozioma siły (F _x) [N]	Najwyższa wysokość profilu chropowatości (Rz) [μm]	Sukces kształtowania (h) [%]	Współczynnik tarcia μ [-]
1	0	1250	0,56	670	438	8,772	27	0,56
2	0	1250	0,3	591	424	7,735	23,4	0,39
3	790	1250	0,3	500	292	11,757	100	0,38
4	0	2237	0,3	562	374	8,718	27,9	0,3
5	-790	1250	0,3	492	272	12,518	100	0,4
6	0	1250	0,04	412	240	12,38	19,5	0,51
7	0	263	0,3	560	399	9,528	19,8	0,37
8	600	500	0,5	522	320	13,06	100	0,34
9	-600	500	0,5	550	288	11,777	100	0,41
10	600	2000	0,5	603	360	8,253	100	0,28
11	600	2000	0,1	426	242	12,407	30,6	0,49
12	600	500	0,1	370	231	11,779	100	0,31
13	-600	2000	0,1	429	255	16,22	100	0,42
14	0	1250	0,3	549	420	8,581	20,9	0,44
15	-600	500	0,1	362	216	11,307	100	0,43
16	-600	2000	0,5	565	371	10,475	100	0,48

6.2.1. Analiza parametrów siłowych

Siła osiowa (F_z)

W celu przeanalizowania wpływu wejściowych czynników sterujących na siłę osiową opracowano model odpowiedzi na podstawie regresji kwadratowej. Adekwatność zbudowanych modeli regresji sprawdzono za pomocą ANOVA i współczynników determinacji R². Równanie regresji, opisujące siłę osiową (F_z) na podstawie czynników wejściowych procesu podano w równaniu (6.2) z zakodowanymi czynnikami:

$$F_z = 570,249 + 1,41609 \times A + 20,0464 \times B + 86,5633 \times C - 55,0926 \times A^2 - 28,1726 \times C^2 \quad (6.2)$$

Tabela 6.5 zawiera statystyki regresyjne modelu ANOVA przewidującego wartość osiowej siły formującej dla przedziału ufności 95%. Aby potwierdzić adekwatność modelu regresji, obliczono współczynnik determinacji R² który wyniósł 0,944, co wskazuje, że model regresji jest odpowiednio dopasowany do danych eksperymentalnych [252]. Wartość

przewidywana R^2 wynosząca 0,8463 jest w rozsądnej zgodności ze skorygowaną wartością R^2 wynoszącą 0,9161. Wartości R^2 sugerują wysoką zdolność przewidywania siły osiowej przez równanie regresji (6.2). Z wyników ANOVA dla odpowiedzi wywnioskowano, że opracowany model jest adekwatny. Wartość F modelu wynosząca 33,75 sugeruje, że model jest istotny statystycznie.

Tabela 6.5. Statystyki dopasowania modelu regresji dla odpowiedzi siły osiowej F_z

Składnik	Suma kwadratów	Stopnie swobody	Średni kwadrat	Wartość F	Wartość p	Istotność
Model	1,11E+05	5	22215,91	33,75	<0,0001	istotny
A - Prędkość obrotowa narzędzia	23,13	1	23,13	0,0351	0,8551	-
B - Posuw narzędzia	4598,53	1	4598,53	6,99	0,0246	-
C - Podziałka ścieżki	85902,91	1	85902,91	130,49	<0,0001	-
A^2	17049,34	1	17049,34	25,9	0,0005	-
C^2	4575,82	1	4575,82	6,95	0,0249	-
Reszta	6583,35	10	658,34	-	-	-
Brak dopasowania	5663,15	9	629,24	0,6838	0,7426	nieistotny
Błąd czysty	920,2	1	920,2	-	-	-
Całkowita korelacja	1,18E+05	15	-	-	-	-
R^2						0,944
Odchylenie standardowe			25,66	Skorygowane R^2		0,9161
Średnia			510,24	Przewidywane R^2		0,8463
Współczynnik zmienności %			5,03	Precyzja adekwatności		16,3196

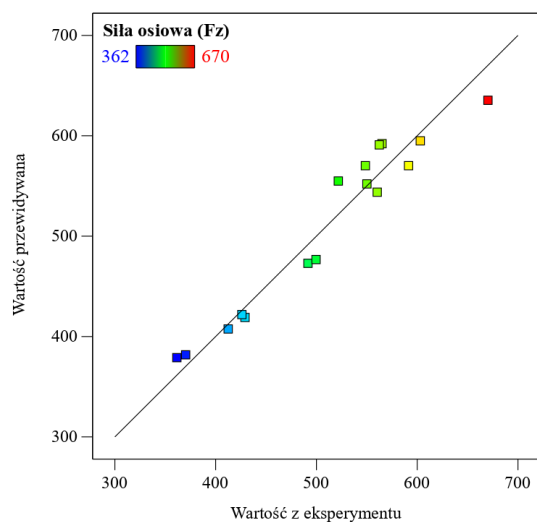
W testowaniu istotności hipotezy zerowej wartość p była prawdopodobieństwem uzyskania wyników testu co najmniej tak skrajnych, jak wyniki faktycznie zaobserwowane przy założeniu, że hipoteza zerowa jest poprawna [253]. Statystycznie istotne czynniki wpływające na proces mieściły się w zakresie wartości $p = 0-0,05$. Wartość p w zakresie 0,05-0,1 wskazuje na marginalnie istotne czynniki, a wartość p powyżej 0,1 wskazuje, że czynnik jest nieistotny w procesie. Z tabeli 6.5 możemy wywnioskować, że podziałka ścieżki jest kluczowym parametrem wpływającym na siłę osiową, co wykazali również Petek i in. [254]. Zarówno osiowa, jak i pozioma składowa siły kształtowania są bezpośrednio związane ze wzrostem wielkości skoku ścieżki narzędzia [100]. Parametry B, C, A^2 i C^2 są istotne dla modelu; uzyskana wartość R^2 wynosi 0,944 dla siły osiowej, co oznacza, że model jest

w 94,4% dopasowany do danych eksperymentalnych. Wysoka wartość przewidywane R^2 na poziomie 0,8463 sugeruje że model można wykorzystać do predykcji siły osiowej w badanej przestrzeni parametrów. Wartości prędkości obrotowej oraz podziałki ścieżki narzędzia są czynnikami mającymi największy wpływ na wartość siły osiowej w SPIF. Siła osiowa ma również znaczący wpływ na odkształcalność materiału, nadmierna jej wartość prowadzi do rozerwania arkusza materiału [255]. Murunden i Jung [252] stwierdzili również, że prędkość posuwu i podziałka ścieżki mają wpływ na tą składową siły kształtowania.

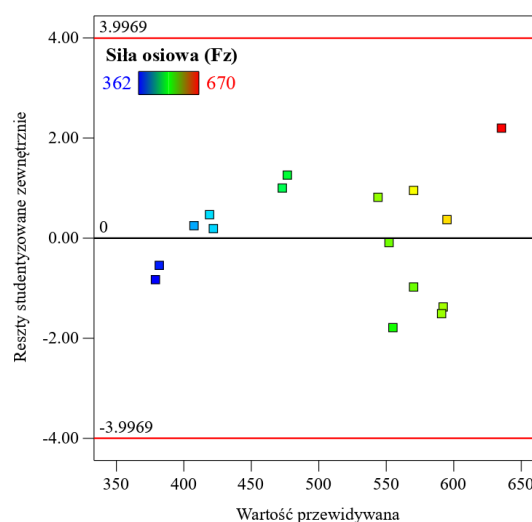
Test braku dopasowania (*ang* Lack-of-fit - LOF) uzyskał wartość F równą 0,68, co sugeruje, że brak dopasowania nie jest znaczący w stosunku do czystego błędu. Istnieje 74,26% prawdopodobieństwo, że wartość LOF tej F wielkości mogłaby wystąpić z powodu losowych fluktuacji (szumu) w danych. Brak znaczącego braku dopasowania jest pożądany – wskazuje to, że model adekwatnie oddaje istotność obserwowanych danych.

Rysunek 6.7a przedstawia porównanie wartości eksperymentalnych i przewidywanych siły osiowej. Rzeczywiste wartości były stosunkowo zbliżone do przewidywanych, rozkładając się wzdłuż prostej linii regresji. Proporcjonalny rozkład danych wokół tej linii dowodzi dobrej korelacji między wartościami przewidywanymi i eksperymentalnymi. Rysunek 6.7b ilustruje wykres reszt studentyzowanych zewnętrznje w stosunku do przewidywanych wartości siły osiowej (F_z), gdzie większość danych skupia się wokół zera, co sugeruje dobrą dokładność modelu. Wykres odległości Cooka (rys. 6.7c), pokazuje wpływ pojedynczych prób na model. Wszystkie odległości Cooka zawierają się poniżej linii krytycznej, sugerując, że żadna z obserwacji nie ma nieproporcjonalnie dużego wpływu na wyniki modelu regresyjnego.

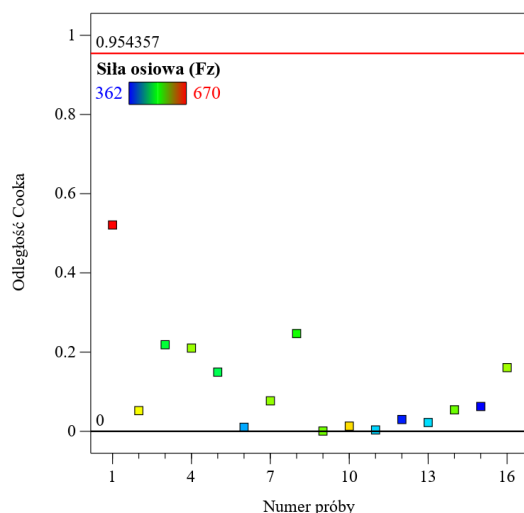
a)



b)

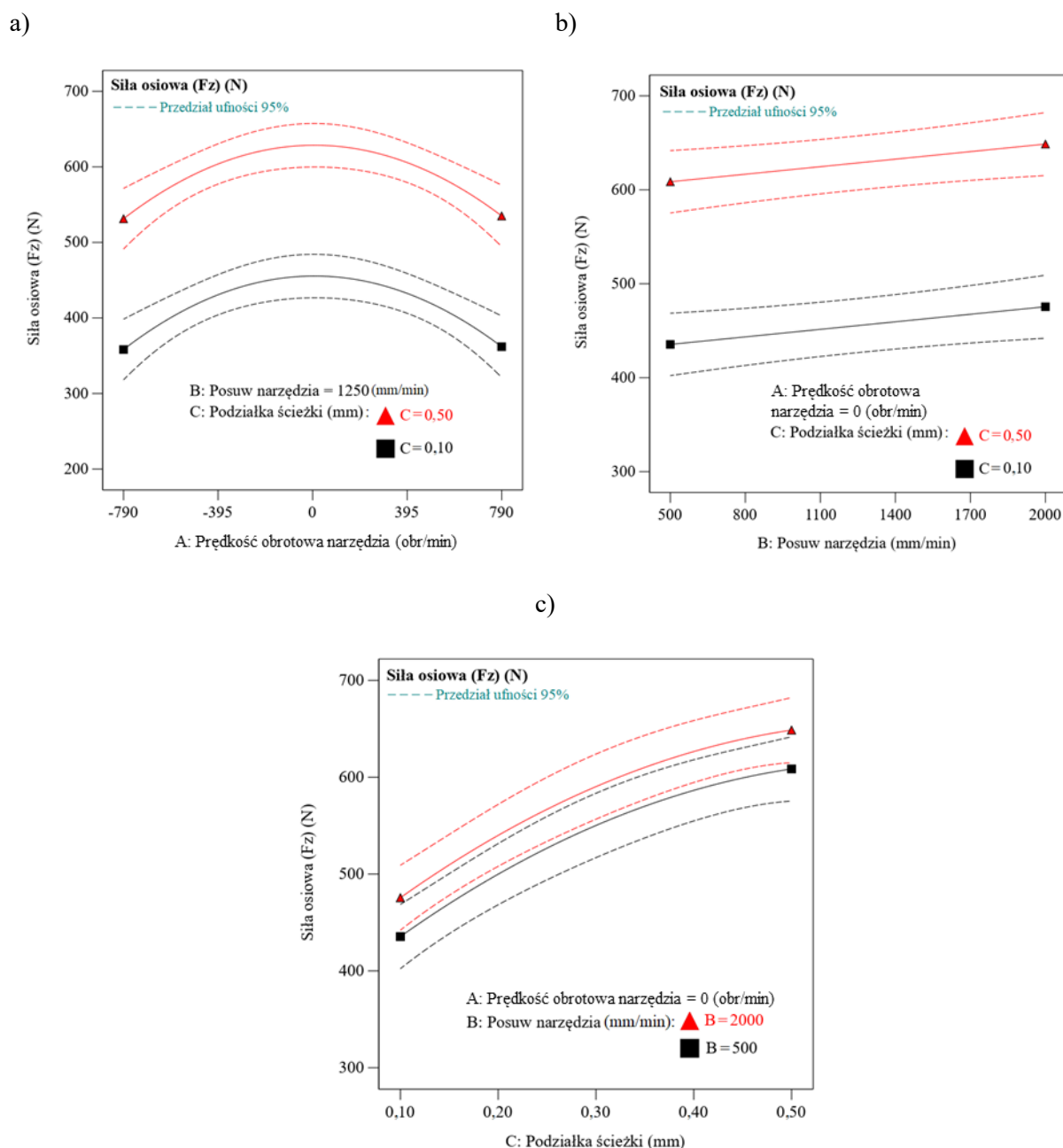


c)



Rysunek 6.7. Wykresy diagnostyki dla modelu siły osiowej: a) zależność między przewidywanymi i rzeczywistymi wartościami siły osiowej, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnątrznie studentyzowanymi resztami i c) odległość Cooka

Wykresy interakcji wyjaśniają wpływ poszczególnych czynników na siłę osiową. Rysunek 6.8a pokazuje, że wyższa prędkość obrotowa narzędzia koreluje z niższą siłą osiową, co może być efektem zwiększonego wytwarzania ciepła pochodzącego z tarcowego oddziaływania narzędzia, które ułatwia formowanie. Rysunek 6.8b wskazuje na to, że posuw narzędzia ma niewielki wpływ na siłę osiową w badanym zakresie zmienności tego parametru. Widoczna jest wyraźna korelacja między zwiększeniem podziałki ścieżki narzędzia a siłą osiową (rys. 6.8c), co potwierdza, że podziałka ścieżki ma znaczący wpływ na wartość siły osiowej. Każdy z tych wykresów, z liniami trendu i przedziałami ufności 95%, dostarcza wizualnej interpretacji zależności między zmiennymi, co jest cennym narzędziem do zrozumienia wyników modelu regresji.



Rysunek 6.8. Wpływ a) prędkości obrotowej narzędzia, b) posuwu narzędzia oraz c) podziałki ścieżki na wartość siły osiowej

Składowa pozioma siły (F_{xy})

Tabela 6.6 zawiera statystyki regresyjne modelu ANOVA przewidującego wartość składowej poziomej F_{xy} siły kształtowania przy 95% przedziale ufności. Składniki modelu, które są istotne statystycznie to A, C, A^2 , C^2 . Wartość R^2 wyniosła 0,9065, co oznacza, że model jest w 90,65% zdolny do przewidywania odpowiedzi. Wartość R^2 jest zgodna z wartością skorygowaną $R^2 = 0,8726$ i wartością przewidywaną $R^2 = 0,8015$, dlatego zbudowany model można zastosować do przewidywania składowej poziomej siły

kształtowania w zakresie zmienności parametrów użytych w eksperymentach. Wartość F wynosząca 26,67 świadczy o statystycznej istotności modelu. Rysunek 6.10 przedstawia wykres przewidywanych względem eksperymentalnych wartości składowej poziomej siły. Równanie regresji do przewidywania siły poziomej jest następujące:

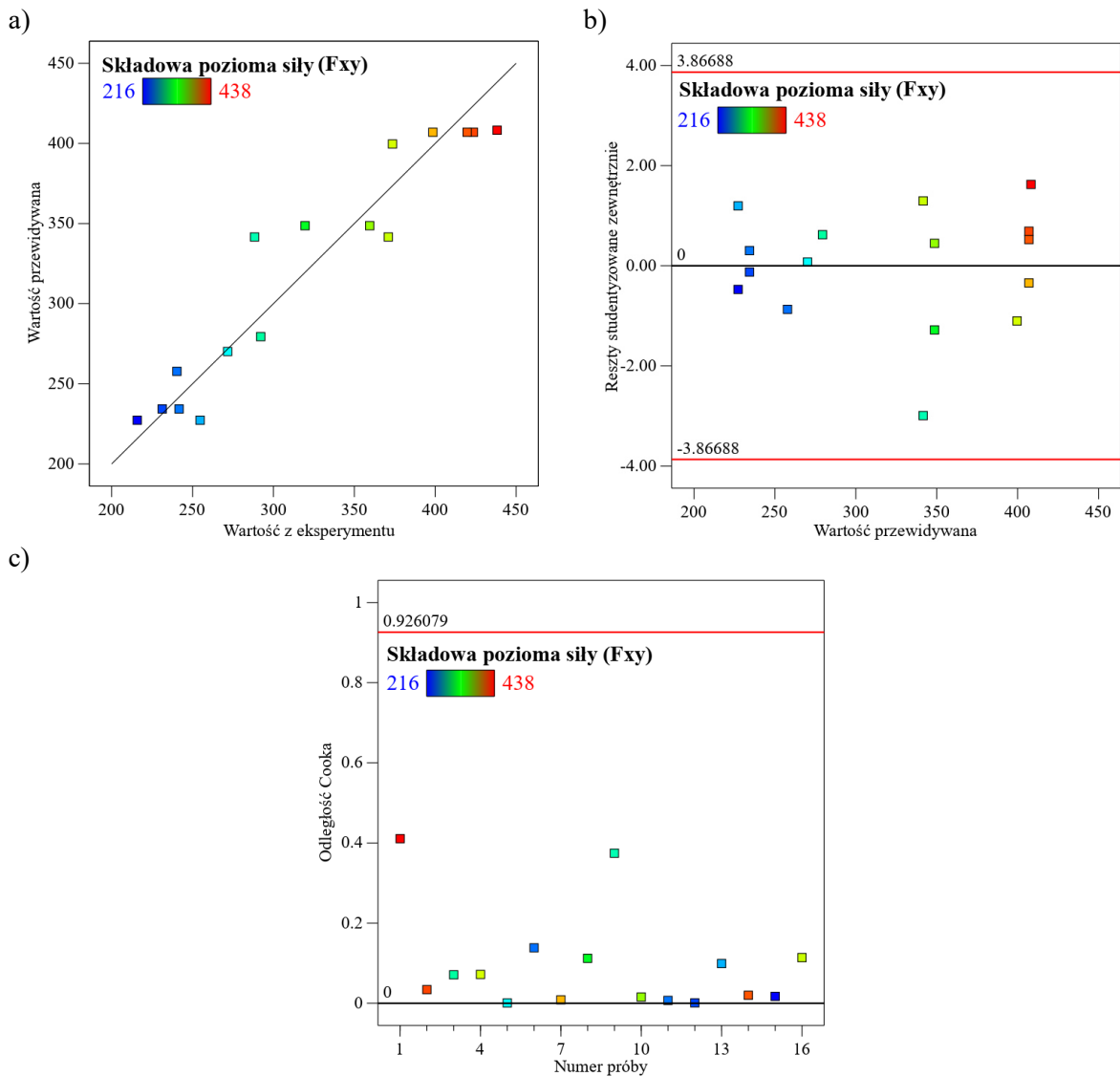
$$F_{xy} = 406,98 + 3,52624 \times A + 57,1742 \times C - 76,3156 \times A^2 - 42,7012 \times C^2 \quad (6.3)$$

Tabela 6.6. Statystyki dopasowania modelu regresji dla odpowiedzi siły poziomej F_{xy}

Składnik	Suma kwadratów	Stopnie swobody	Średni kwadrat	Wartość F	Wartość p	Istotność
Model	79273,7	4	19818,42	26,67	< 0,0001	istotny
A - Prędkość obrotowa narzędzia	143,62	1	143,62	0,1933	0,6687	-
C - Podziałka ścieżki	37474,84	1	37474,84	50,44	< 0,0001	-
A ²	32727,14	1	32727,14	44,05	< 0,0001	-
C ²	10512,27	1	10512,27	14,15	0,0031	-
Reszta	8172,69	11	742,97	-	-	-
Brak dopasowania	8165,16	10	816,52	108,48	0,0746	nieistotny
Błąd czysty	7,53	1	7,53	-	-	-
Całkowita korelacja	87446,39	15	-	-	-	-
R²						0,9065
Odchylenie standardowe			27,26	Skorygowane R²		0,8726
Średnia			321,25	Przewidywane R²		0,8015
Współczynnik zmienności %			8,48	Precyzja adekwatności		11,8788

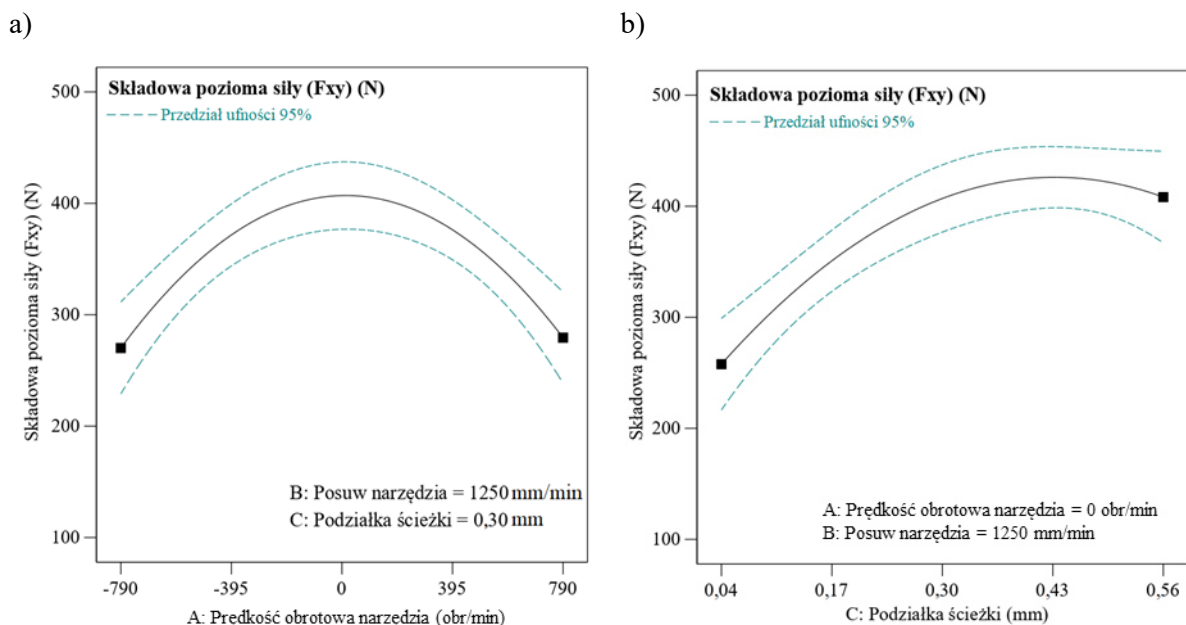
Wyraźną zgodność między przewidywanymi wartościami składowej poziomej siły kształtowania a wartościami uzyskanymi eksperymentalnie można zaobserwować na rysunku 6.9a. Wykres punktowy pokazuje, że większość punktów danych zbliża się do linii zgodności, co sugeruje, że model ma wysoką zdolność do wiernego odwzorowania obserwowanych wartości. Rysunek 6.9b przedstawia wizualizację zależności między wartościami przewidywanymi a zewnątrznie studentyzowanymi resztami, co pozwala ocenić równomierność i losowość rozkładu błędów. Punkty rozłożone symetrycznie względem poziomej osi zero odpowiadającej wartości reszt równej zero, wskazują na dobrze

dopasowany model bez wyraźnych wzorców, co świadczy o odpowiednim dopasowaniu modelu. Rysunek 6.9c prezentuje odległość Cooka dla poszczególnych punktów, z której wynika, że większość obserwacji ma mały wpływ na model, sugerując stabilność i nieczułość modelu na zmiany w danych. Taka charakterystyka odległości Cooka jest pożądana, ponieważ wskazuje na to, że żaden z punktów danych nie ma nieproporcjonalnego wpływu na wyniki modelu.



Rysunek 6.9. Graficzne metody diagnostyczne wykorzystane do oceny modelu składowej poziomej F_{xy} siły kształtowania: a) korelacja między wartościami przewidywanymi przez model a obserwowanymi danymi, b) wykres rozrzutu pokazujący związek między estymowanymi wartościami a resztami studentyzowanymi, c) graficzna reprezentacja odległości Cooka ilustrująca wpływ pojedynczych obserwacji na model

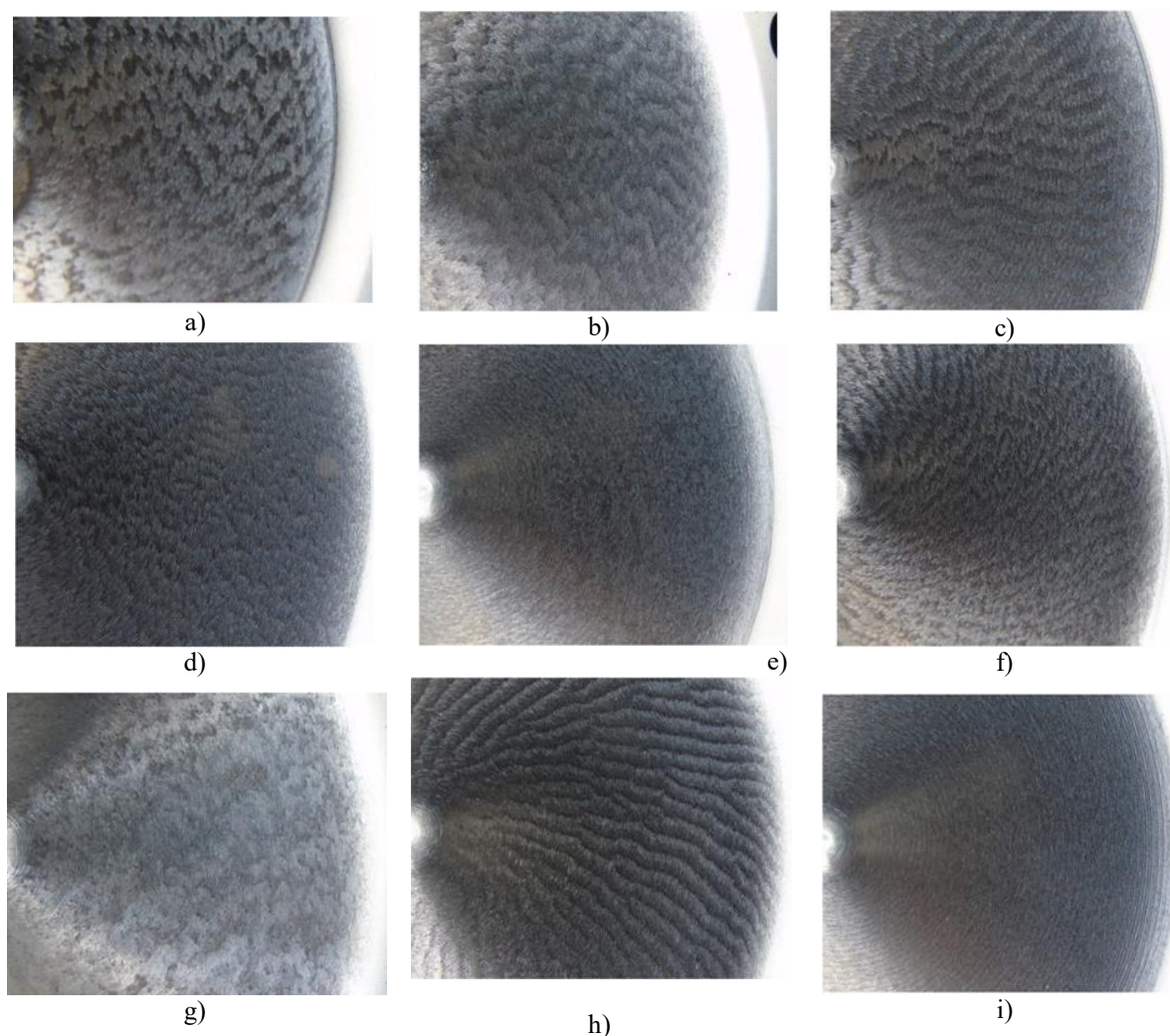
Zależność składowej poziomej siły (F_{xy}) od prędkości obrotowej narzędzia przy stałym posuwie i podziałce ścieżki przedstawiono na rysunku 6.10a. Wykres przedstawia wpływ prędkości obrotowej narzędzia (zmienna A), na składową poziomą siły (F_{xy}), przy ustalonych wartościach posuwu narzędzia $f = 1250$ mm/min (zmienna B) i podziałce ścieżki $a_p = 0,3$ mm (zmienna C). Linia ciągła reprezentuje średnią wartość składowej poziomej siły, natomiast linie przerywane wskazują 95% przedział ufności dla średnich przewidywanych wartości. Widać, że zależność ma charakter nieliniowy, z maksymalnymi wartościami siły w okolicy zerowej prędkości obrotowej narzędzia. Zależność składowej poziomej siły (F_{xy}) od podziałki ścieżki przy stałej prędkości obrotowej narzędzia $n = 0$ obr/min i posuwie narzędzia $f = 1250$ mm/min przedstawiono na rysunku 6.10b. Zwiększenie się wartości siły F_{xy} wraz ze wzrostem podziałki ścieżki ma nieliniowy charakter.



Rysunek 6.10. Zmiana składowej poziomej siły (F_{xy}) dla zbudowanego modelu w zależności od a) prędkości obrotowej narzędzia oraz b) podziałki ścieżki narzędzia

6.2.2. Analiza najwyższej wysokości profilu chropowatości

W obrębie niniejszego rozdziału dokonano szczegółowej analizy topografii powierzchni wewnętrznych wytłoczek wytworzonych w procesie kształtowania przyrostowego. Rysunek 6.11 ilustruje różnorodność uzyskanych tekstur powierzchni, które są wynikiem złożonych interakcji pomiędzy parametrami procesu formowania, tj. prędkością obrotową narzędzia, posuwem narzędzia oraz podziałką ścieżki.



Rysunek 6.11. Widok wewnętrznej powierzchni wytłoczek kształtowanych z parametrami odpowiadającymi próbom o numerach a) 3, b) 5, c) 8, d) 9, e) 10, f) 12, g) 13, h) 15, i) 16

Wyniki ANOVA dla parametru Rz chropowatości przedstawiono w tabeli 6.7. Istotne składowe modelu to A, B, C, AB, BC, A^2 i C^2 . Największy wpływ na chropowatość powierzchni mają prędkość obrotowa narzędzia i podziałka ścieżki. Istotnym parametrem wpływającym na najwyższą wysokość profilu chropowatości jest podziałka ścieżki narzędzia. Shanmuganatan i Kumar [256] stwierdzili również istotność tego parametru procesu dla oceny chropowatości powierzchni wytłoczek kształtowanych przyrostowo. Uzyskana wartość R^2 wyniosła 0,9645, co oznacza, że model jest w stanie przewidzieć odpowiedź w 96,45%. Skorygowana wartość R^2 (0,9334) i przewidywana wartość R^2 (0,8626) były w rozsądnej zgodności (nie więcej niż 0,2 różnicy pomiędzy nimi). Z tego powodu wyznaczony model można wykorzystać do przewidywania parametru Rz w zakresach parametrów użytych

w badaniach eksperymentalnych. Model regresji, które określa związek pomiędzy parametrami procesu a parametrem Rz, podano w równaniu (6.4):

$$Rz = 8,62944 - 0,460702 \times A - 0,142534 \times B - 1,12494 \times C - 0,97375 \times AB - 1,45625 \times BC + 2,07305 \times A^2 + 1,17151 \times C^2 \quad (6.4)$$

Tabela 6.7. Statystyki dopasowania modelu regresji dla prognozowanej najwyższej wysokości profilu chropowatości Rz

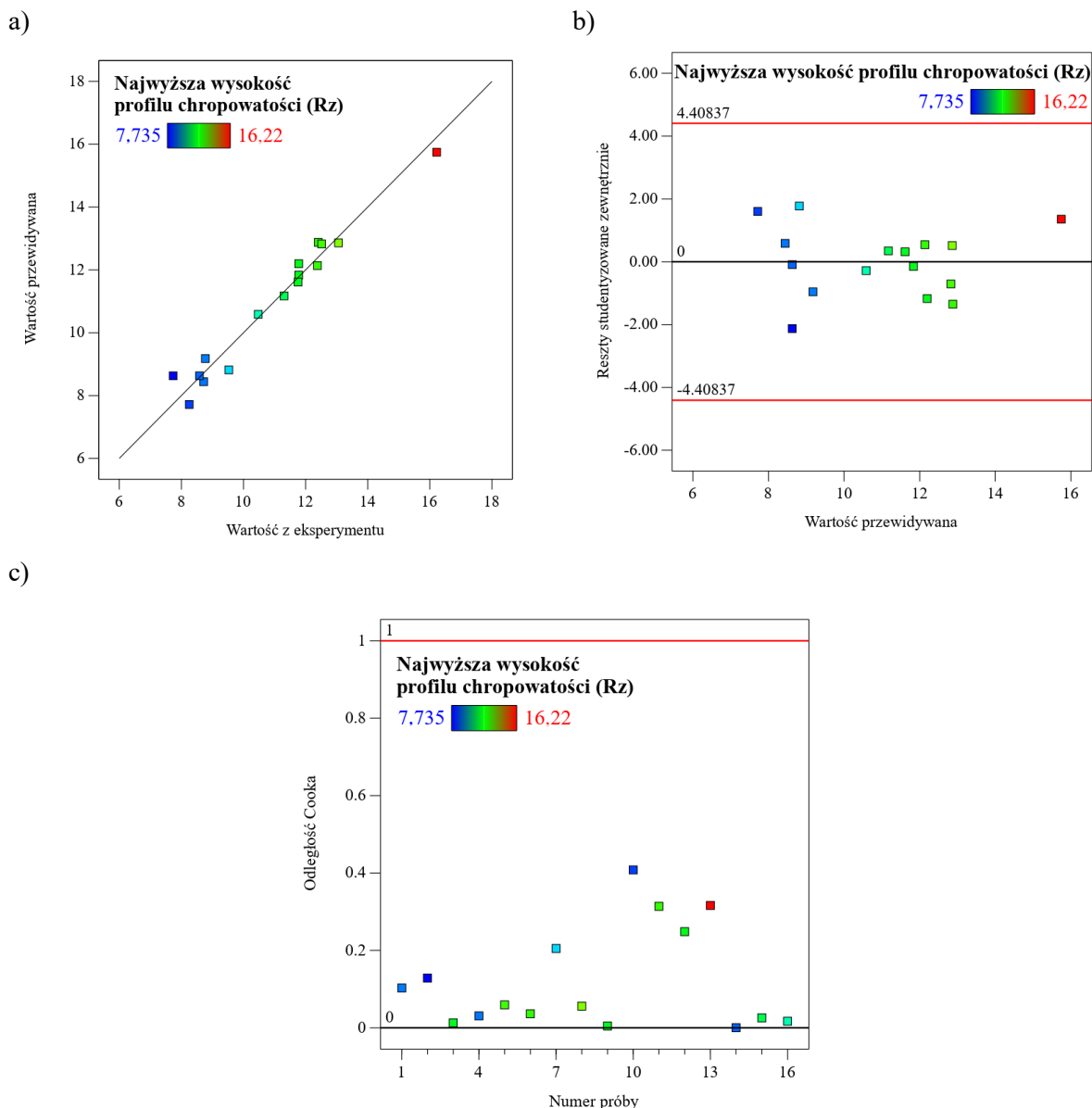
Składnik	Suma kwadratów	Stopnie swobody	Średni kwadrat	Wartość F	Wartość p	Istotność
Model	73,49	7	10,5	31,04	< 0,0001	istotny
A - Prędkość obrotowa narzędzia	2,43	1	2,43	7,19	0,0278	-
B - Posuw narzędzia	0,2329	1	0,2329	0,6886	0,4307	-
C - Podziałka ścieżki	14,51	1	14,51	42,89	0,0002	-
AB	7,59	1	7,59	22,43	0,0015	-
BC	16,97	1	16,97	50,16	0,0001	-
A ²	24,83	1	24,83	73,41	< 0,0001	-
C ²	7,93	1	7,93	23,45	0,0013	-
Reszta	2,71	8	0,3382	-	-	-
Brak dopasowania	2,35	7	0,3354	0,9373	0,664	nieistotny
Błąd czysty	0,3579	1	0,3579	-	-	-
Całkowita korelacja	76,2	15	-	-	-	-
R²						0,9645
Odchylenie standardowe			0,5816	Skorygowane R²		0,9334
Średnia			10,95	Przewidywane R²		0,8626
Współczynnik zmienności %			5,31	Precyzja adekwatności		19,5295

Korelację między wartościami zmierzonej najwyższej wysokości profilu chropowatości (Rz) a wartościami przewidywanymi przez model regresji liniowej przedstawiono na rys. 6.12a. Na wykresie przedstawiono porównanie wartości eksperymentalnych (oś pozioma) z wartościami przewidywanymi (oś pionowa). Proporcjonalny rozrzut danych wokół linii prezentującej pełną zgodność wartości eksperymentalnych i przewidywanych wskazuje na bardzo dobrą zgodność modelu z danymi empirycznymi. Kolorowe oznaczenia punktów

reprezentują ekstrema w zestawie danych: największą wartość Rz (czerwony punkt) i najmniejszą wartość Rz (niebieski punkt), przy czym zakres zmiennych przedstawiono na legendzie w górnej części wykresu. Wykres reszt z regresji liniowej dla najwyższej wysokości profilu chropowatości (Rz) przedstawiono na rys. 6.12b. Reszty modelu regresyjnego (oś pionowa) zostały zaprezentowane w funkcji przewidywanych wartości Rz (oś pozioma). Punkty leżące ponad i poniżej linii przecinającej wartość zerową reszt wskazują odpowiednio na przeszacowanie i niedoszacowanie parametru Rz przez model.

Analizę wpływu pojedynczych obserwacji na model regresji liniowej przy użyciu odległości Cooka przedstawia rysunek 6.12c. Odległość Cooka dla każdej z prób (oś pionowa) zestawiono z numerem próby (oś pozioma). Większość prób charakteryzuje się niskimi wartościami współczynnika tej odległości, co wskazuje na mały jej wpływ na model.

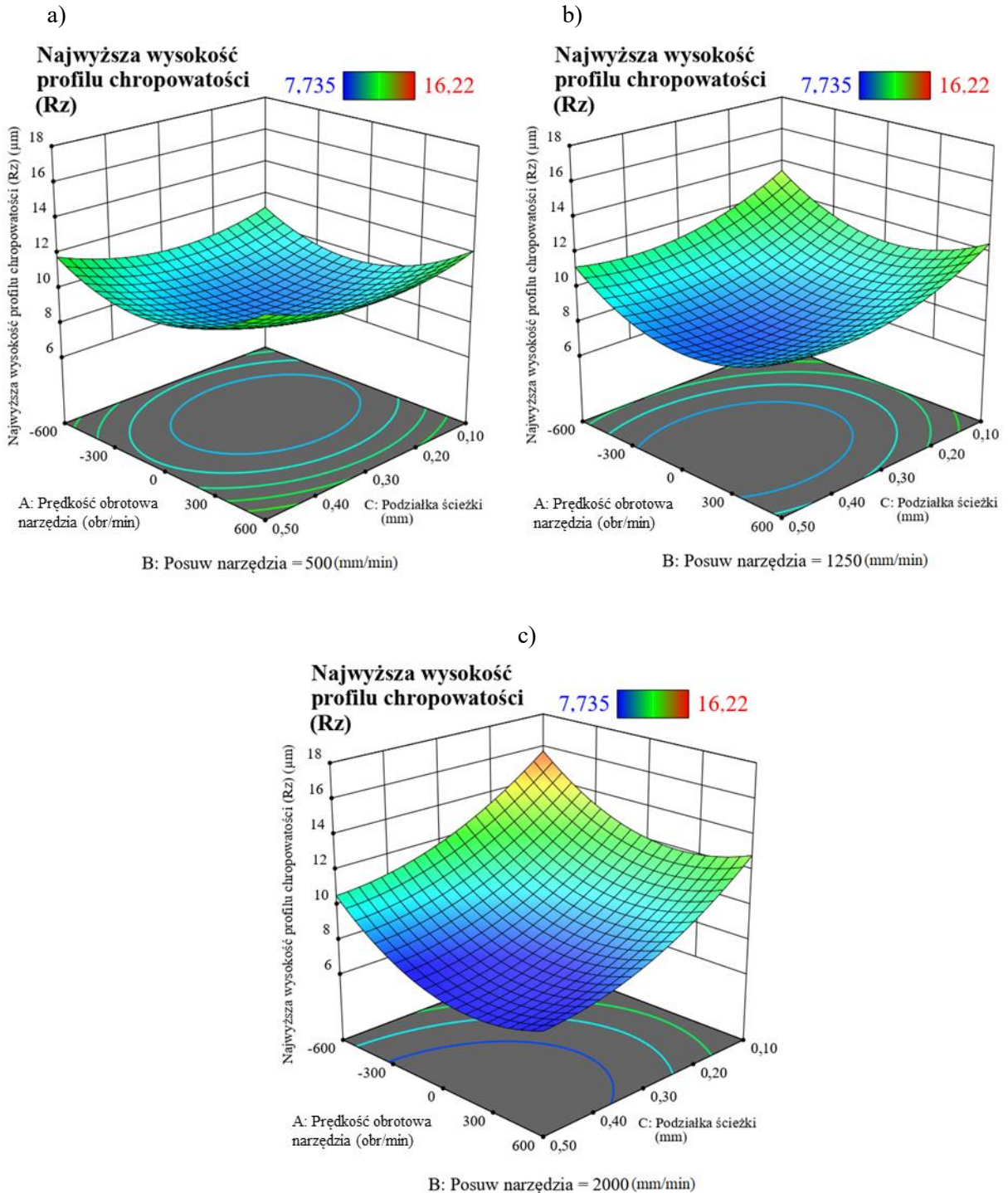
Wykresy powierzchni odpowiedzi (rys. 6.13) przedstawiają zależności parametru Rz chropowatości powierzchni wewnętrznej wytłoczek od obrotów narzędzia i podziałki ścieżki dla 3 poziomów posuwu (500 mm/min, 1250 mm/min, 2000 mm/min). Wraz ze wzrostem prędkości obrotowej wrzeciona, wartość parametru Rz zwiększa się. Wyniki te są zgodne z wynikami badań kształtowania wytłoczek o kształcie ściętego stożka z kołową tworzącą wykonanych z polichlorku winylu i poliwęglanu, przeprowadzonych przez Bagudanch i in. [257], którzy stwierdzili, że zwiększenie prędkości obrotowej wrzeciona silnie wpływa na pogorszenie wykończenia powierzchni wewnętrznej przedmiotu obrabianego. W zakresie zmienności posuwu narzędzia, parametr ten nie ma bezpośredniego wpływu na parametr Rz, ma on pośredni wpływ w formie interakcji z obrotami (AB) i posuwem narzędzia (BC). Powierzchnia odpowiedzi dla posuwu narzędzia o wartości 500 mm/min (rys. 6.13a) prezentuje zależność parametru chropowatości Rz od prędkości obrotowej narzędzia (A) i podziałki ścieżki (C). Zgodnie z równaniem (6.4), zarówno A, jak i C mają ujemne współczynniki liniowe, co oznacza, że zwiększenie ich wartości zmniejsza wartość Rz, co wskazuje na lepszą jakość powierzchni. Jednakże, czynnik kwadratowy A^2 z dodatnim współczynnikiem liniowym sugeruje, że po przekroczeniu pewnego poziomu obrotów prędkości obrotowej narzędzia, zwiększenie tej prędkości może zwiększać parametr Rz, co widać jako paraboliczną krzywiznę powierzchni odpowiedzi.



Rysunek 6.12. Wykresy diagnostyki dla modelu regresji odpowiadającego najwyższej wysokości profilu chropowatości (Rz): a) zależność między przewidywanymi i rzeczywistymi wartościami, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnątrznie studentyzowanymi resztami i c) odległość Cooka

Dla posuwu narzędzia o wartości 1250 mm/min (rys. 6.13b), kształt powierzchni odpowiedzi pozostaje podobny do tego z rysunku 6.13a, z parabolicznym wzrostem parametru Rz przy większych wartościach prędkości obrotowej narzędzia. Zwiększenie posuwu narzędzia powoduje nieznaczny wzrost wartości parametru Rz, co jest zgodne z ujemnym wpływem posuwu w równaniu modelu (6.4). Przy posuwie narzędzia wynoszącym 2000 mm/min (rys. 6.13c), powierzchnia odpowiedzi wyraźnie wskazuje na

wzrost parametru Rz przy zwiększaniu prędkości obrotowej narzędzia (A) i zmniejszaniu podziałki ścieżki (C), zwłaszcza w przeciwnieźnym zakresie obrotów narzędzia. Niska podziałka ścieżki narzędzia (C) znacząco zwiększa wartość parametru Rz.



Rysunek 6.13. Powierzchnie odpowiedzi dla parametru Rz chropowatości powierzchni wewnętrznej wytłoczek tytanowych CP-Ti Gr 2 dla posuwu narzędzia: a) $f = 500$ mm/min, b) $f = 1250$ mm/min, c) $f = 2000$ mm/min

6.2.3. Analiza sukcesu kształtowania

Kluczowym wskaźnikiem procesu jest odpowiedź w postaci procentowego sukcesu kształtowania, która określa w jakim procencie udało się uzyskać głębokość wytłoczki do momentu wystąpienia pęknięcia ścianki. Równanie (6.5) dla zredukowanego modelu kwadratowego, opisuje wpływ obrotów narzędzia na sukces kształtowania:

$$h = 28,3064 - 6,05368 \times A + 53,7502 \times A^2 \quad (6.5)$$

W celu opisu tego parametru wejściowego zbudowano kwadratowy model regresji. W wyniku eliminacji wstecznej, usunięte zostały czynniki dla składowych, które przekraczały próg $p = 0,05$, wskazując na ich statystyczną nieistotność, przy jednoczesnym zachowaniu hierarchii modelu (jeżeli A^2 jest istotne to A powinno też się znajdować w równaniu). Zgodnie z tabelą 6.8, w finalnym modelu istotne okazały się jedynie składowe A i A^2 odnoszące się do prędkości obrotowej narzędzia. Składowa A^2 wykazała szczególną istotność (wartość $p < 0,0001$), sugerując nieliniową zależność między obrotami narzędzia a sukcesem kształtowania.

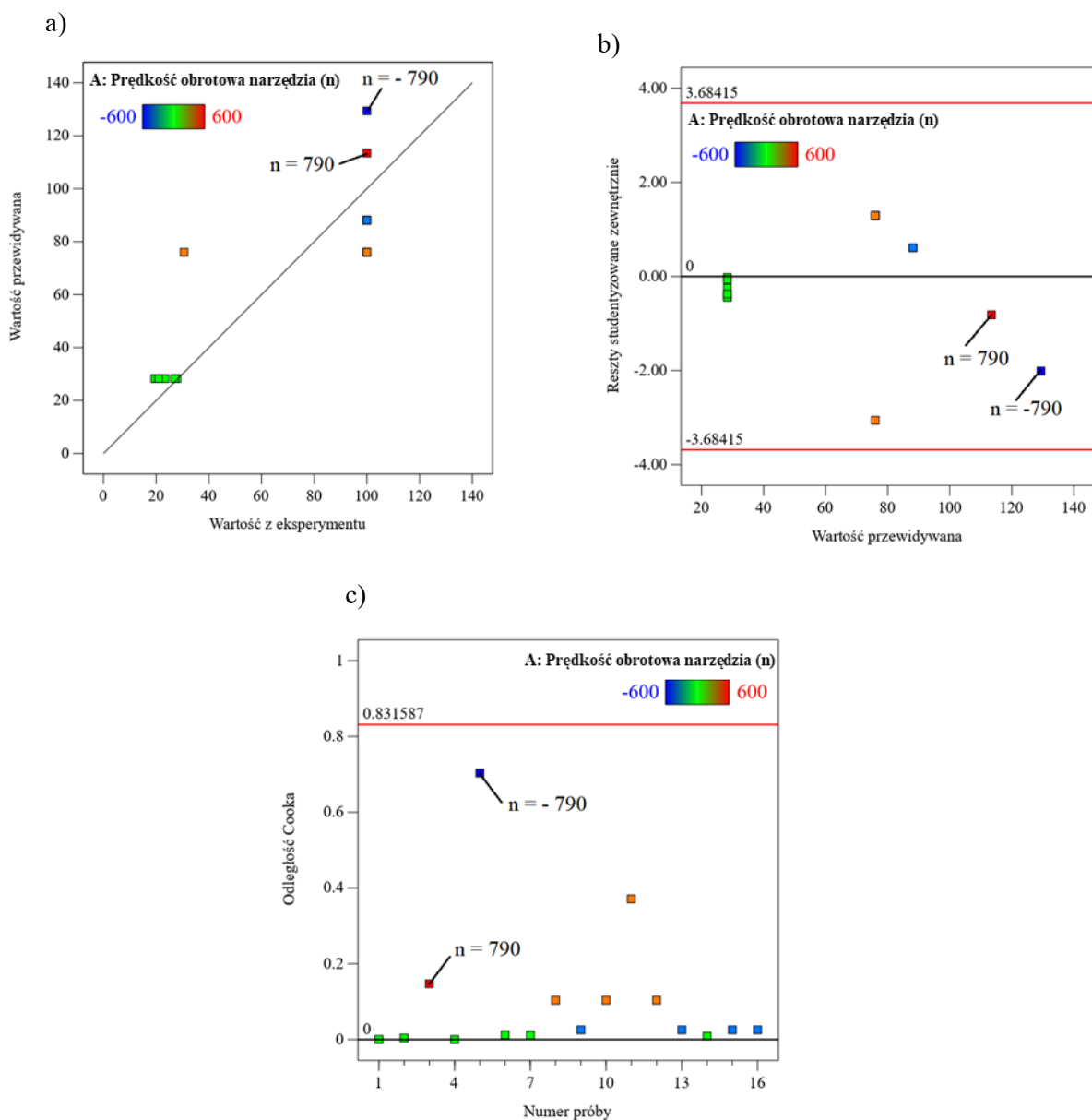
Model jako całość jest istotny (wartość $p = 0,0001$), wyjaśniając 75,28% wariacji sukcesu kształtowania, co potwierdza wysoki skorygowany współczynnik determinacji R^2 (0,7147). Reszta modelu oraz brak dopasowania nie wykazały istotności (wartość $p = 0,0637$), co wskazuje na dobrą jakość dopasowania modelu do danych.

Tabela 6.8. Statystyki dopasowania modelu regresji dla sukcesu kształtowania (h)

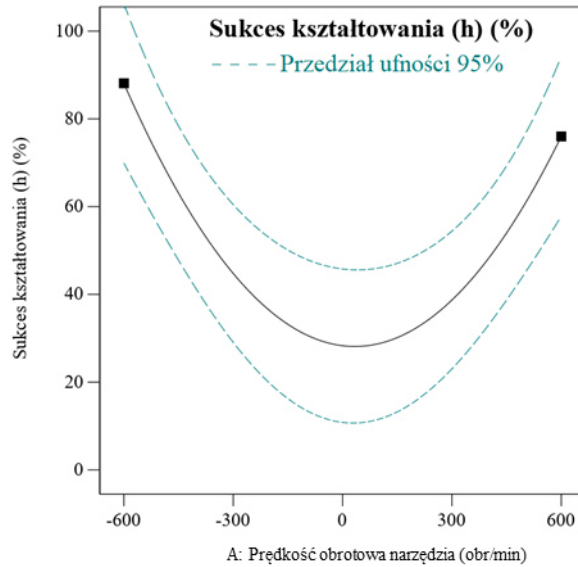
Składnik	Suma kwadratów	Stopnie swobody	Średni kwadrat	Wartość F	Wartość p	Istotność
Model	17136,07	2	8568,04	19,79	0.0001	istotny
A - Prędkość obrotowa narzędzia	420,13	1	420,13	0,9704	0,3426	-
A^2	16715,95	1	16715,95	38,61	< 0,0001	-
Reszta	5628,43	13	432,96	-	-	-
Brak dopasowania	5625,30	12	468,78	150,01	0,0637	nieistotny
Błąd czysty	3,13	1	3,13	-	-	-
Całkowita korelacja	22764,50	15	-	-	-	-
R²						0,7528
Odchylenie standardowe			20,81	Skorygowane R²		0,7147
Średnia			66,82	Przewidywane R²		0,5886
Współczynnik zmienności %			31,14	Precyzja adekwatności		11,2171

Rysunek 6.14a demonstruje dobrą korelację między wartościami przewidywanymi przez model regresji a wartościami eksperymentalnymi. Rozbieżności zaobserwowane dla wyższych wartości przewidywanych są spowodowane ograniczeniem eksperymentalnym, gdzie maksymalna możliwa wartość głębokości wytłoczki wynosi 100%. Model regresji nie uwzględnia tego ograniczenia, co skutkuje przewidywaniami wskazującymi na możliwość osiągnięcia wartości powyżej 100% przy zwiększaniu prędkości obrotowej narzędzia. Rysunek 6.14b przedstawia zewnętrznie studentyzowane reszty, które mieszczą się w założonych granicach. Na wykresie odległości Cooka (rys. 6.14c) wszystkie punkty mieszczą się poniżej wartości progowej, co wskazuje na to, że większość obserwacji nie wpływa nadmiernie na oszacowania modelu regresyjnego. Punkty, które zostały wyróżnione jako przekraczające wartość 100% głębokości wytłoczki, nie wykazują nadmiernego wpływowości wpływu na wartość przewidywaną, co świadczy o tym, że model jest dobrze dopasowany do większości danych, pomimo jego ekstrapolacyjnych prognoz przy wysokich wartościach prędkości obrotowej narzędzia. Obserwacje te są umiejscowione niewiele ponad przyjętą linią progową, co może wskazywać, że ich wpływ wynika głównie z ograniczenia możliwego do uzyskania sukcesu formowania do 100%. Zatem, chociaż przekraczają one ustaloną granicę, nie odbiegają znacząco od reszty danych i najprawdopodobniej ich wysoki wpływ jest efektem próby modelu osiągnięcia wartości poza fizycznie możliwym zakresem; ponadto w modelach regresji, punkty skrajne często mają większy wpływ na zmienną objaśnianą [258,259].

Rysunek 6.15 przedstawia zależność procentowego sukcesu kształtowania (h) od prędkości obrotowej narzędzia, ilustrując nieliniową relację między tymi dwiema zmiennymi. Czarna ciągła linia reprezentuje krzywą regresji, która pokazuje przewidywaną średnią wartość sukcesu kształtowania dla danej prędkości obrotowej narzędzia. Krzywa ta ma kształt paraboliczny, wskazujący na to, że zarówno przeciwbieżny i współbieżny kierunek obrotów narzędzia prowadzą do wyższego sukcesu kształtowania, podczas gdy obniżone obroty wykazują niski sukces kształtowania. Przerwane linie oznaczają 95% przedział ufności dla średniej przewidywanej, co pozwala na ocenę niepewności oszacowań modelu. Interpretacja rysunku 6.15 pozwala stwierdzić, że w przeciwbieżnym zakresie obrotów narzędzia, sukces kształtowania jest większy niż dla obrotów współbieżnych. Może to być skutkiem prędkości względnej narzędzia w stosunku do kierunku posuwu, gdzie w przypadku obrotów przeciwbieżnych prędkość posuwu relatywnie wpływa na względną prędkość pomiędzy narzędziem a blachą.



Rysunek 6.14. Wykresy diagnostyki dla modelu dla sukcesu kształtowania (h) wylózek z tytanu CP-Ti Gr 2: a) zależność między przewidywanymi i rzeczywistymi wartościami, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnętrznymi studentyzowanymi resztami i c) odległość Cooka dla każdej z prób

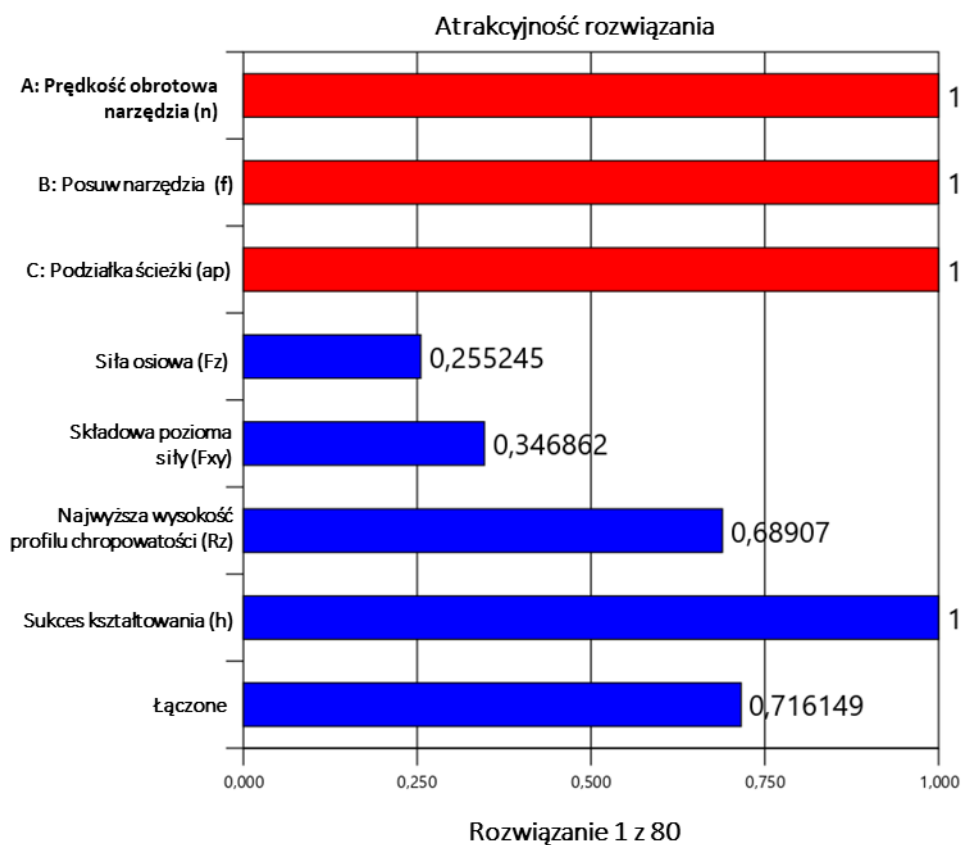


Rysunek 6.15. Wpływ prędkości obrotowej narzędzia na sukces kształtowania (h)

6.2.4. Wielokryterialna optymalizacja parametrów wejściowych

Na podstawie uzyskanych modeli regresji, dokonano próby optymalizacji parametrów wejściowych procesu w celu uzyskania optymalnego rozwiązania według zadanego kryterium. W wyniku optymalizacji otrzymano 80 rozwiązań z czego wybrano rozwiązanie najbardziej atrakcyjne tj. najbardziej spełniające łączone kryterium optymalizacji.

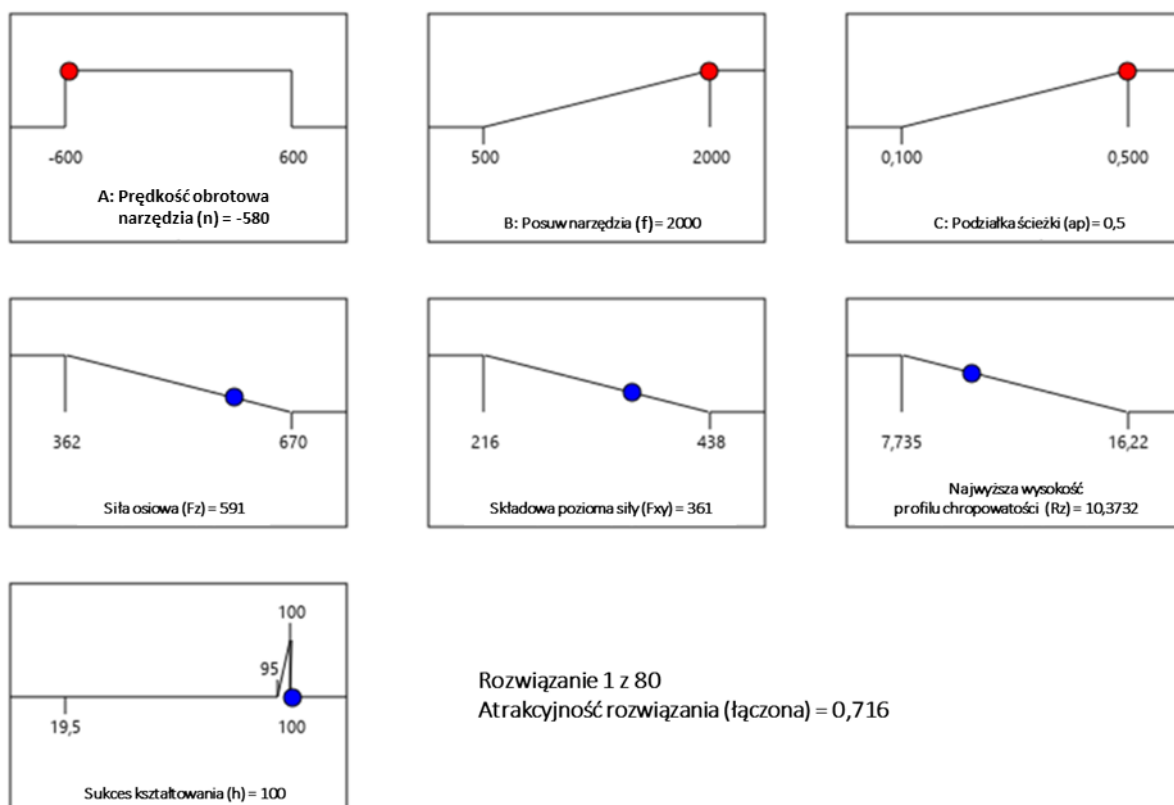
Wykres słupkowy (rys. 6.16) przedstawia graficzne zestawienie wyników optymalizacji numerycznej dla każdego z rozważanych rozwiązań. Na wykresie każdy słupek reprezentuje atrakcyjność poszczególnych parametrów lub odpowiedzi modelu. Atrakcyjność jest wyrażona jako liczba od 0 do 1, gdzie wartość 1 oznacza idealne spełnienie kryterium lub idealne ustawienie - to jest maksymalnie pożądane rozwiązanie. Wartość 0 oznacza, że dany parametr lub odpowiedź w ogóle nie spełnia kryteriów. Czerwone słupki oznaczają atrakcyjność ustawień optymalnych czynników procesowych i są równe 1, co oznacza, że te ustawienia są idealne lub najbliższe ideału z punktu widzenia modelu optymalizacji.



Rysunek 6.16. Wykres słupkowy prezentujący atrakcyjność wybranego rozwiązania optymalizacji

Niebieskie słupki reprezentują atrakcyjność przewidywanych wartości odpowiedzi, które są wynikiem optymalnych ustawień czynników. Wartości te są różne od 1, co wskazuje na to, że choć są dobrymi wynikami w ramach modelu, nie są one idealne. Otrzymane wartości wejściowe procesu wraz z przewidywanymi przez model rezultatami przedstawia rysunek 6.17.

Uzyskane optymalne parametry nastawcze procesu poddano procesowi walidacji. W tym celu wykonano próbę kształtowania z otrzymanymi optymalnymi parametrami, następnie odczytano poszczególne odpowiedzi i porównano z predykcjami otrzymanych modeli (tabela 6.9). Rozbieżności pomiędzy porównywanymi wartościami były poniżej 5%, stąd optymalne rozwiązanie uznano za satysfakcjonujące.



Rysunek 6.17. Optymalne parametry kształtowanie wytłoczek stożkowych CP-Ti Gr 2 wraz z przewidywaniami otrzymanymi z modeli regresji

Tabela 6.9. Porównanie przewidywanych wartości z wartościami uzyskanymi dla optymalnych parametrów kształtowania w procesie walidacji

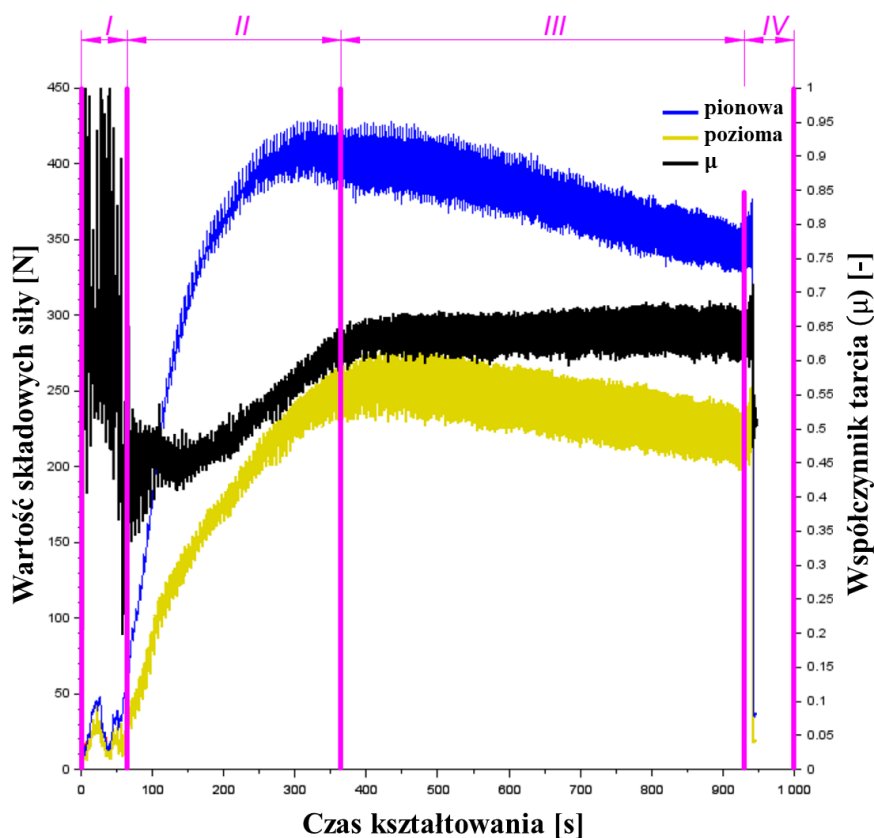
Parametr	Wartość przewidywana	Wartość uzyskana	Różnica
Siła osiowa (F_z)	591 N	601 N	1,69 %
Składowa pozioma siły (F_{xy})	361 N	376 N	4,16 %
Najwyższa wysokość profilu chropowatości (Rz)	10,37 μm	10,14 μm	2,25 %
Sukces kształtowania (h)	100 %	100 %	zgodność

6.2.5. Wyznaczanie wartości współczynnika tarcia

Wyznaczanie współczynnika tarcia w procesie jednopunktowego formowania przyrostowego jest niezbędne do wyjaśnienia charakteru kontaktu dla pary ciernej narzędzie-

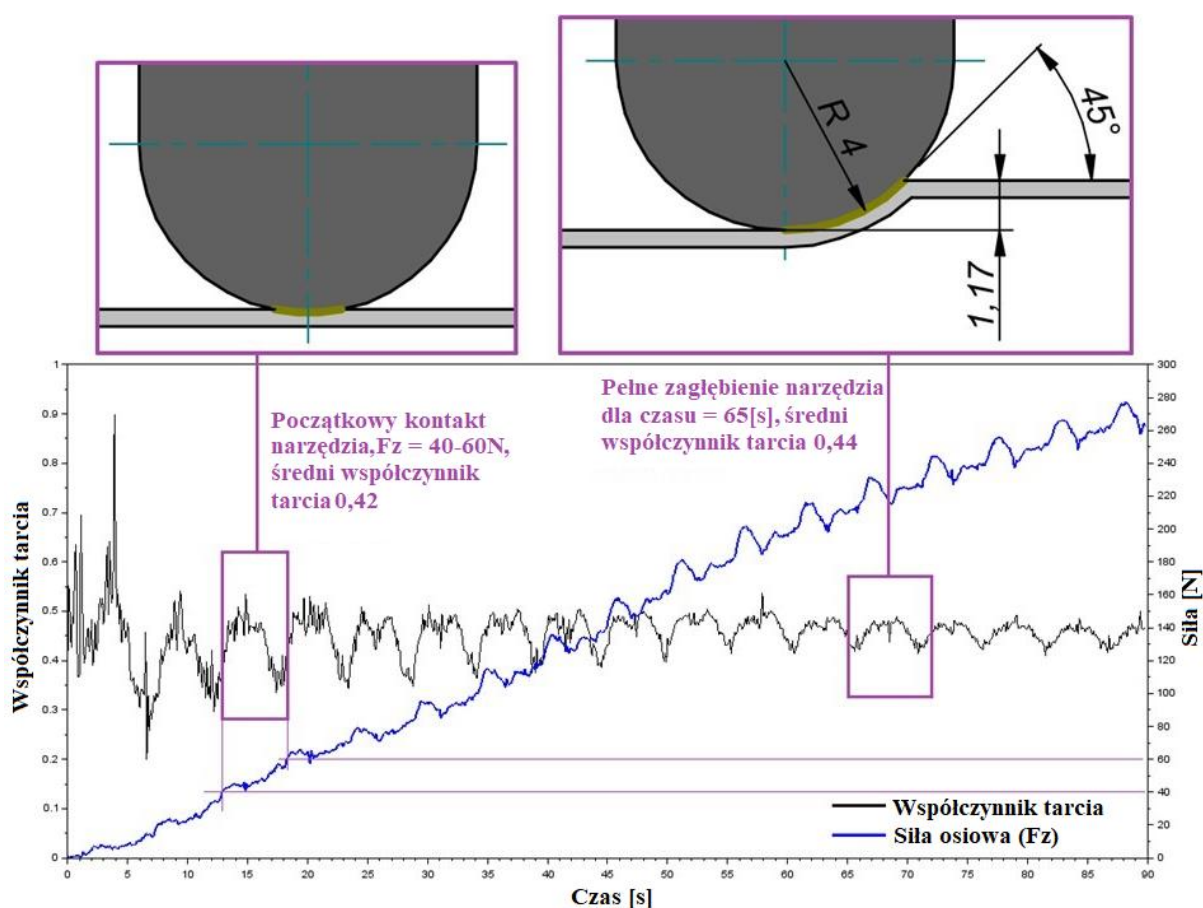
kształtowana blacha. W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki wyznaczania wartości współczynnika tarcia podczas kształtowanie wytłoczek stożkowych wykonanych z blachy tytanowej CP-Ti Gr 2.

Przy analizie wartości współczynnika tarcia w procesie SPIF zidentyfikowano cztery etapy procesu kształtowania (rys. 6.18). Strefa II może być użyteczna do oszacowania tego parametru podczas wstępnego kontaktu narzędzia z arkuszem. Strefa III, charakteryzuje się stabilnością procesu formowania. Wzrost współczynnika tarcia pomiędzy strefą II i strefą III może być spowodowany zwiększeniem temperatury kształtowania, skutkującego m.in. powstawaniem narostu na narzędziu oraz większą powierzchnią styku pomiędzy narzędziem a kształtowaną blachą. Strefa I (etap podjazdu narzędzia) i strefa IV (etap wycofywania narzędzia) powinny być wyłączone z analizy z powodu niestabilnych warunków kontaktu.



Rysunek 6.18. Składowe siły kształtowania F_{xy} oraz F_z oraz odpowiadająca im wartość współczynnika tarcia, zarejestrowane dla wytłoczki kształtowanej z następującymi parametrami: prędkość obrotowa narzędzia $n = -600$ obr/min, posuw narzędzia $f = 2000$ mm/min, podziałka ścieżki $a_p = 0,1$ mm, kształtowanie przeciwbieżne (I – faza dojścia narzędzia, II – etap stabilizacji procesu kształtowania, III – etap kształtowania stabilnego, IV – faza wycofania narzędzia)

Do przeprowadzenia analiz wybrano zakres zmian współczynnika tarcia z początkowego etapu kształtowania (strefa II), ponieważ umożliwia to wyznaczenie współczynnika tarcia dla każdej z prób, również w przypadku pękniętych wytłoczek. W większości wykonanych prób, wartość współczynnika tarcia dla strefy II nie odbiegała znacząco od strefy III (rys. 6.19). W celu zbadania wpływu czynników takich jak prędkość obrotowa, posuw narzędzia oraz podziałka ścieżki na wartość współczynnika tarcia, wykonano analizę wariancji (ANOVA). Analiza ANOVA wykazała, że uzyskany model nie jest istotny statystycznie, co oznacza, że zmienne wejściowe nie mają znaczącego wpływu na wartość współczynnika tarcia. W przeprowadzonych badaniach, przyjęto więc wartość średnią tego współczynnika między narzędziem a obrabianym przedmiotem, na podstawie wykonanych 16 prób, która wyniosła 0,4 dla równania (5.8) w początkowym etapie kształtowania (rys. 6.19).



Rysunek 6.19. Odczyt wartości współczynnika tarcia w początkowym etapie kontaktu narzędzia z blachą oraz przy jego pełnym zagłębieniu dla próby numer 13

Wyznaczenie współczynnika tarcia w procesie kształtowania SPIF jest niezbędne do analizy procesu kształtowania m.in. z zastosowaniem metody elementów skończonych. W początkowym etapie procesu kształtowania, dla próby numer 13 (tabela 6.4) wartość współczynnika tarcia wyniosła $\mu = 0,42$, a przy pełnym zagłębieniu narzędzia $\mu = 0,44$ (rys. 6.19).

6.2.6. Analiza fraktograficzna zerwanej wytłoczki

Do celów badań fraktograficznych wybrano wytłoczkę uzyskaną podczas próby numer 11 o głębokości 8,7 mm (rys. 6.20), utworzoną przy następujących parametrach obróbki: prędkość obrotowa narzędzia $n = 600$ obr/min, posuw narzędzia $f = 2000$ mm/min, podziałka ścieżki $a_p = 0,1$ mm, strategia współbieżna.

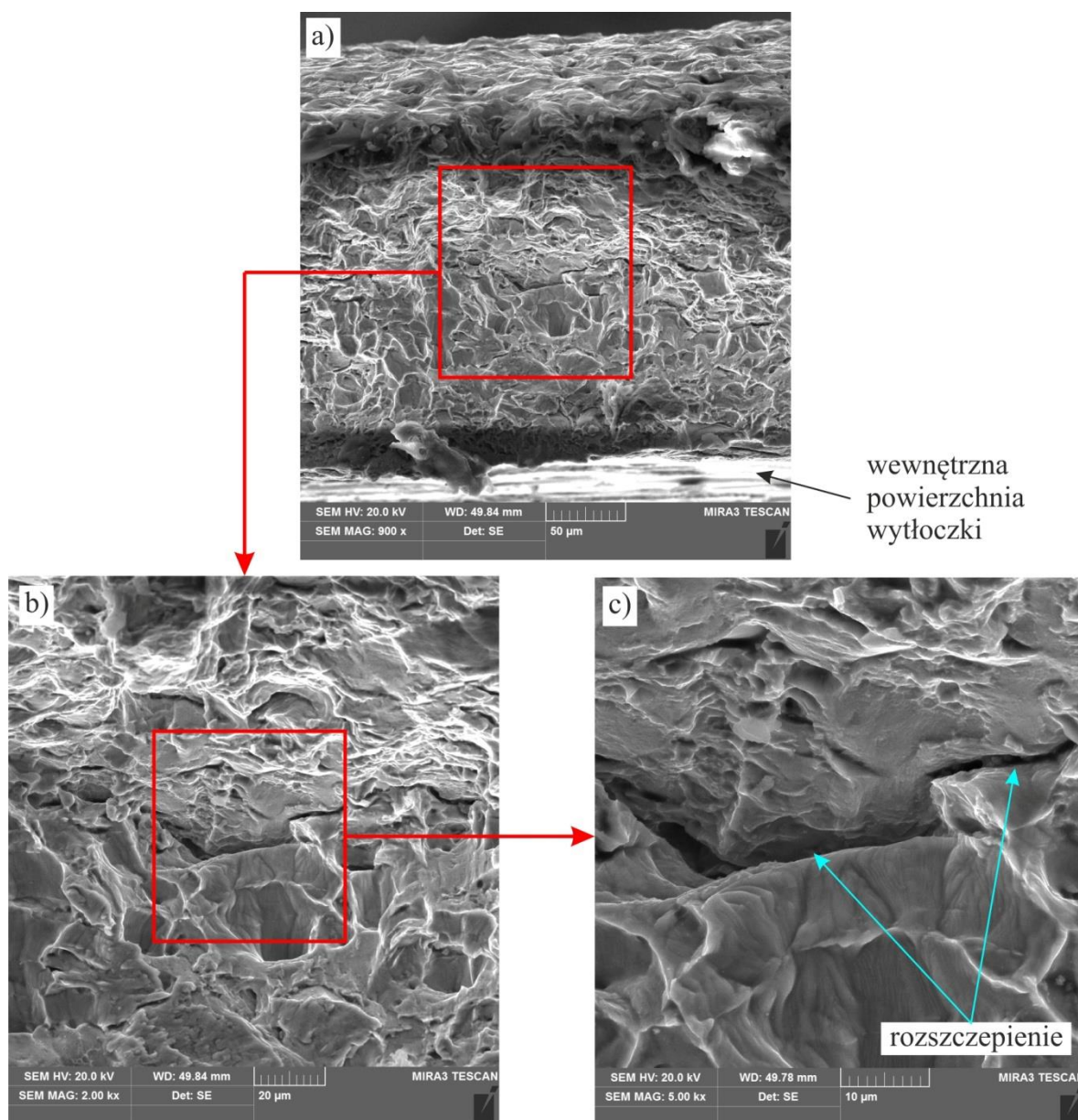


Rysunek 6.20. Widok wytłoczki z CP-Ti Gr 2 kształtowanej z następującymi parametrami obróbki: $n = 600$ obr/min, $f = 2000$ mm/min, $a_p = 0,1$ mm

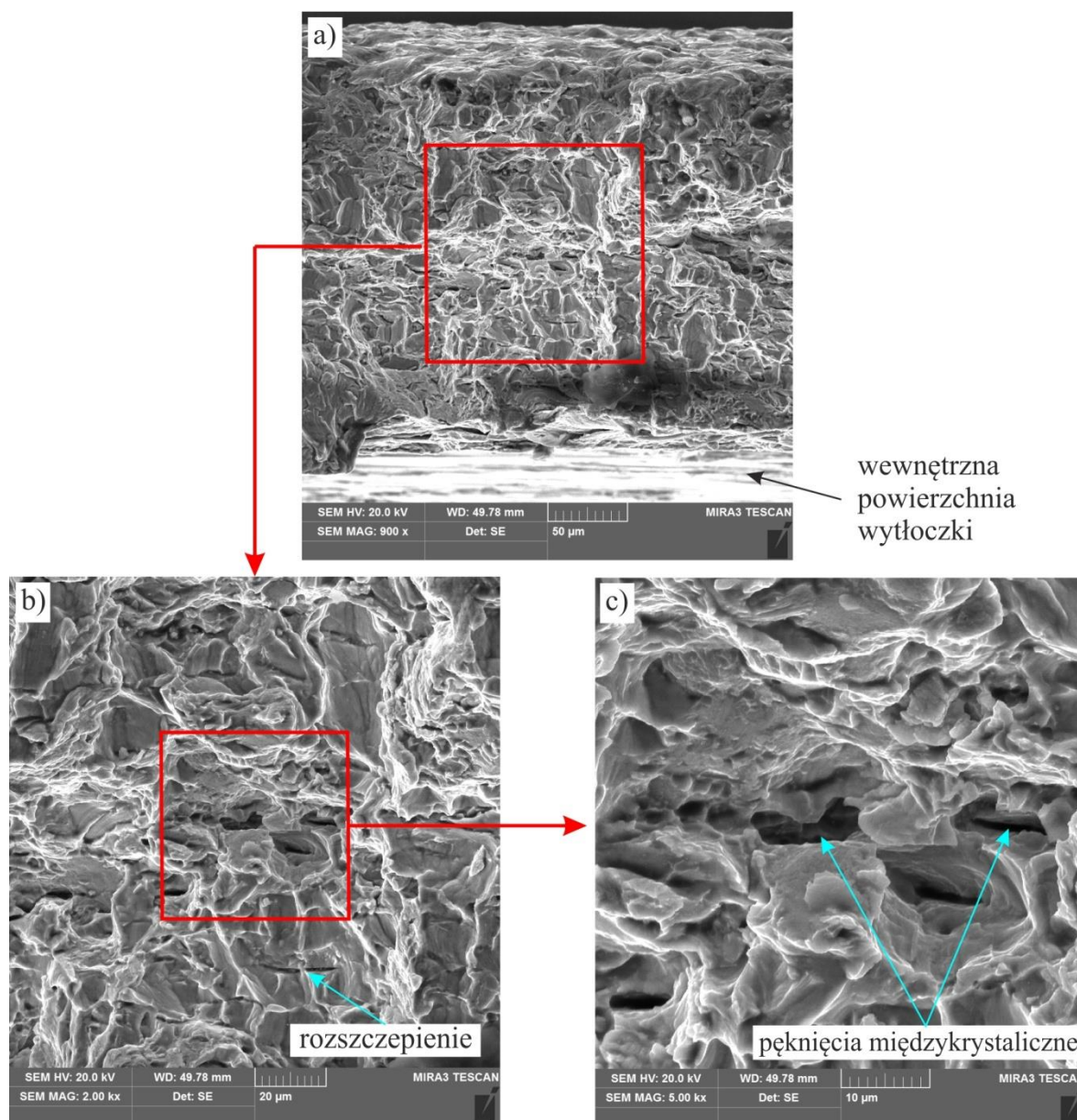
Na rysunkach 6.21 i 6.22 przedstawiono mikrofotografie SEM powierzchni pęknięcia wytłoczki z CP-Ti Gr 2 w dwóch wybranych miejscach. Mikrofotografie wykonano za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego MIRA3 (TESCAN, Brno). Powierzchnie przelomu pęknięcia wykazują charakter pęknięcia ciągłego powstałego przez koalescencję mikropustek. Podczas zniszczenia materiałów ciągłych w wyniku dużych odkształceń plastycznych dochodzi do tworzenia (zarodkowania) w materiale pustek, które na powierzchni pęknięcia ujawniają się jako zagłębienia o miseczkowatym kształcie.

Przy dużym powiększeniu ujawniają się małe powierzchnie łupliwości (ang. *cleavage facets*) będące wyznacznikiem przelomu kruchego. Mogą one być jednak wynikiem pęknięcia

międzykrystalicznego wywołującego powstanie gładkich, płaskich mikropowierzchni. Na powierzchni pęknięcia można zauważyć małe pęknięcia prowadzące wgląd materiału, powstałe w wyniku jego rozszczepienia (rys. 6.21c, 6.22b). Pęknięcia te, powstałe w materiale, który intensywnie umacnia się odkształceniowo, mogą być wynikiem cyklicznych naprężeń o zmiennej wartości wynikających z ruchu narzędzia po zadanej trajektorii o skoku a_p . Na powierzchni pęknięcia położonej bliżej wewnętrznej powierzchni wytłoczki zaobserwować można wydłużone zagłębienia (rys. 6.21a, 6.22a), charakterystyczne dla przełomu ciągliwego, tymczasem po stronie zewnętrznej powierzchnia pęknięcia ma charakter bardziej wygładzony.



Rysunek 6.21. Mikrofotografia SEM powierzchni przełomu wytłoczki z blachy CP-Ti Gr 2 o głębokości $h_w = 8,7$ mm, pod różnymi powiększeniami: a) 900 \times , b) 2000 \times oraz c) 5000 \times



Rysunek 6.22. Mikrofotografia SEM powierzchni przełomu wytłoczki z blachy CP-Ti Gr 2 o głębokości $h_w = 8,7$ mm, pod różnymi powiększeniami: a) 900 \times , b) 2000 \times oraz c) 5000 \times

6.2.7. Analiza topografii wewnętrznej i zewnętrznej powierzchni wytłoczek

W wyniku przeprowadzonych eksperymentów, których plan przedstawiono w rozdziale 5.2.1, uzyskano 9 wytłoczek o zadanej, pełnej głębokości (28,3 mm). Następnie wytłoczki poddano ocenie chropowatości powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej na podstawie parametrów chropowatości powierzchni Ssk, Sku, Spk, Sa, Sdq oraz Sz. Parametry Sa i Sq (lub odpowiednio Ra i Rq) są powszechnie stosowane w analizie zmian topografii powierzchni wytłoczek kształtowanych metodami przyrostowymi [230,260,261]. Parametry Ssk i Sku są reprezentatywne w analizie topografii powierzchni powstałej w wyniku tarcia

w warunkach smarowania [262]. Parametry Spk i Sdq wybrano do dodatkowego rozpoznania potencjalnego wpływu parametrów obróbki na jakość powierzchni wytłoczek. Skupiono się na parametrach przestrzennych dlatego, że zmiana topografii powierzchni wytłoczek kształtowanych przyrostowo ma charakter wielokierunkowy.

Wytłoczki wykonane z prędkością obrotową narzędzia $n = 0$ obr/min uległy uszkodzeniu w trakcie początkowego kształtowania, stąd analiza efektu zmiany obrotów na jakość powierzchni nie była możliwa (a czynnik ten był istotni w przypadku modelowania parametru Rz chropowatości). Do analiz dołączono 3 (wykonane na pełną głębokość) z 4 dodatkowych prób przedstawionych w tabeli 6.10, przeprowadzone przy takich samych warunkach kształtowania.

Tabela 6.10. Parametry dodatkowych prób dołączonych do analiz

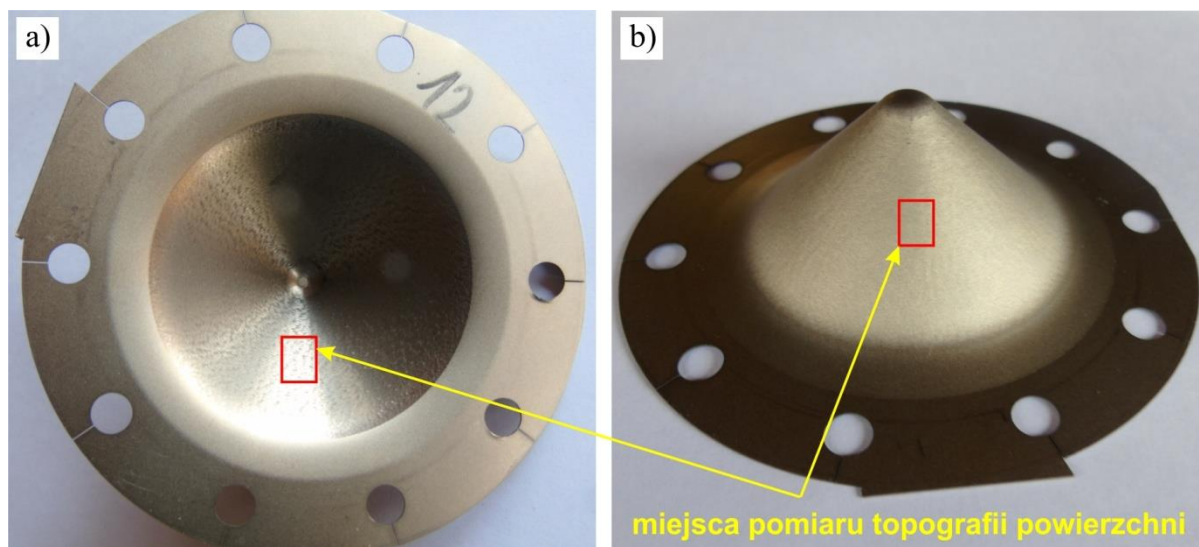
	Czynnik 1	Czynnik 2	Czynnik 3	Odpowiedź 4
Lp.	A: Prędkość obrotowa narzędzia (n) [obr/min]	B: Posuw narzędzia (f) [mm/min]	C: Podziałka ścieżki (a_p) [mm]	Sukces kształtowania (h) [%]
17	200	1250	0,3	24 – odrzucono z analiz
18	-200	1250	0,3	100
19	400	1250	0,3	100
20	-400	1250	0,3	100

Przeprowadzono analizę wariancji, aby ocenić adekwatność utworzonego modelu regresji i wpływ parametrów procesu obróbki na wybrane parametry chropowatości powierzchni wytłoczek. W analizie ANOVA uwzględniono tylko te wytłoczki, które zostały ukształtowane do pełnej wysokości 28,3 mm, zgodnie z założonym kątem pochylenia ścianki $\alpha_w = 45^\circ$ (rys. 5.4a). Do weryfikacji jakości modelu regresji zastosowano test F na poziomie istotności $\alpha = 0,05$. Istotność zmiennych wejściowych określono dla prawdopodobieństwa $p = 0,05$.

Do analizy zmian topografii powierzchni wytłoczek wykonanych z tytanu CP-Ti Gr2 wykorzystano wytłoczki z przeprowadzonego centralnego planu kompozycyjnego (tabela 6.4) oraz dodatkowe próby (tabela 6.10) uwzględniające formowanie łącznie 12 wytłoczek.

Parametry chropowatości powierzchni mierzono przy użyciu interferometru światła białego Talysurf CCI Lite o rozdzielczości pionowej 0,01 nm. Pomiarów przeprowadzono zgodnie z normą ISO 25178-2 [206]. Morfologię powierzchni wewnętrznej wytłoczek badano także przy użyciu skaningowego mikroskopu elektronowego S-3400 Phenom ProX.

Parametry chropowatości powierzchni mierzono na pomyślnie uformowanych wytłoczkach. Widok wytłoczki o głębokości 28,3 mm przedstawiono na rysunku 6.20. Parametry chropowatości powierzchni mierzono na obszarze $2,5 \times 3,0$ mm w miejscu znajdującym się w połowie wysokości wytłoczek (rys. 6.23).



Rysunek 6.23. Widok powierzchni a) wewnętrznej i b) zewnętrznej wytłoczki o wysokości 28,3 mm (parametry kształtowania: prędkość obrotowa narzędzia 600 obr/min, posuw narzędzia 500 mm/min, podziałka ścieżki $a_p = 0,1$ mm)

Parametry chropowatości powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej wytłoczek przedstawiono odpowiednio w tabelach 6.11 i 6.12. Rysunki 6.21-6.23 przedstawiają morfologię powierzchni wewnętrznej wybranych wytłoczek. Podczas formowania przy użyciu strategii przeciwbieżnej (rys. 5.7a) narzędzie oddziałuje silniej na powierzchnię blachy niż przy użyciu strategii współbieżnej (rys. 5.7b). Podczas obróbki współbieżnej tarcie jest mniejsze niż podczas obróbki przeciwbieżnej dlatego, że narzędzie „obtacza się” po powierzchni kształtowanej blachy [263].

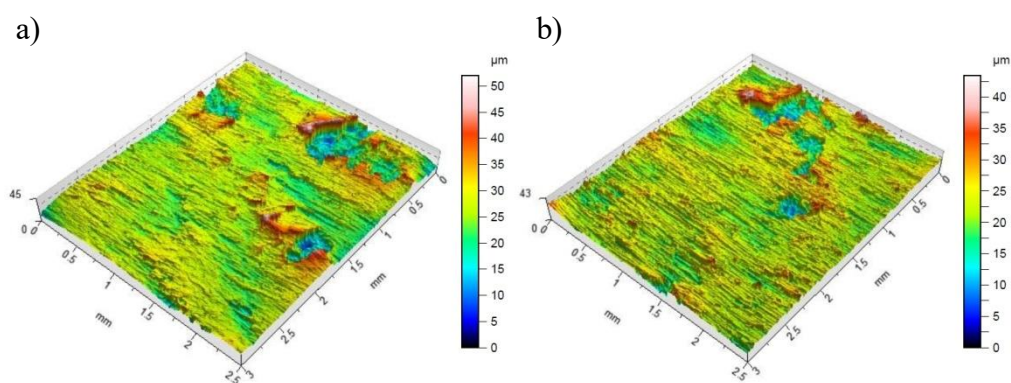
Chociaż obszary o bardziej zróżnicowanej wysokości profilu powierzchni są widoczne na wytłoczkach kształtowanych z udziałem przeciwbieżnej strategii obróbki (rys. 6.24a, 6.25a i 6.26a) w porównaniu do tych utworzonych za pomocą strategii współbieżnej (rys. 6.24b, 6.25b i 6.26b), wysokość profilu powierzchni jest porównywalna dla obydwu strategii. Z porównania rysunków 6.24 i 6.25 wynika, że zwiększenie prędkości obrotowej narzędzia, przy stałych pozostałych parametrach, prowadzi do bardziej intensywnego pogarszania się powierzchni wewnętrznej wytłoczek objawiającej się w powstaniu poszarpanych zadziorów (rys. 6.24) wynikających ze zjawiska zacierania.

Tabela 6.11. Wybrane parametry chropowatości powierzchni wewnętrznej wytłoczek

Lp.	Ssk	Sku	Sz, μm	Sa, μm	Sdq	Spk, μm
3	0,295	5,42	45,2	2,95	0,272	5,65
5	-0,151	5,95	43,4	2,59	0,301	4,04
8	-0,138	3,51	39	2,79	0,3	3,11
9	0,152	3,86	43,3	2,65	0,339	3,63
10	-0,162	3,33	34,4	1,44	0,199	1,27
12	0,063	3,78	48,3	2,83	0,306	3,22
13	-1,13	8,93	42,3	1,94	0,245	2,98
15	-0,035	5,1	50,4	2,75	0,325	3,69
16	0,231	4,85	43,7	2,21	0,28	3,59
18	0,347	3,91	33,4	2,2	0,318	3,22
19	0,51	5,07	38,3	1,98	0,258	3,99
20	0,215	3,96	44,1	2,1	0,299	2,81

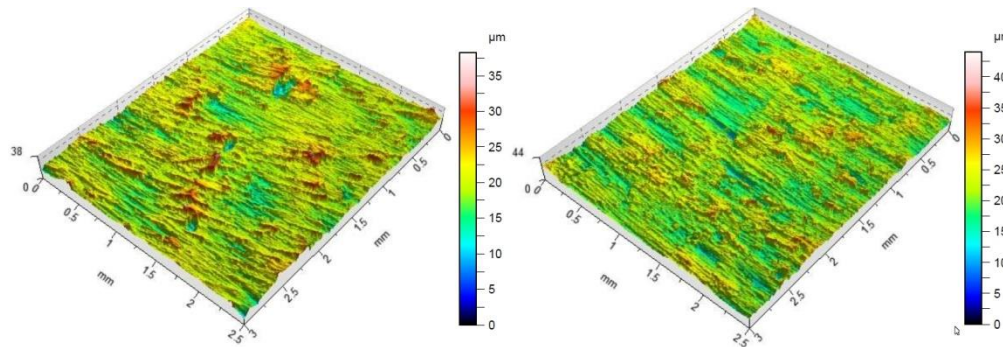
Tabela 6.12. Wybrane parametry chropowatości powierzchni zewnętrznej wytłoczek

Lp.	Ssk	Sku	Sz, μm	Sa, μm	Sdq	Spk, μm
3	-0,447	13,6	195	3,55	0,91	4,03
5	-0,47	6,22	108	3,4	0,657	3,35
8	-0,294	15,3	168	3,7	1,19	4,82
9	-0,239	4,42	103	3,38	0,622	3,24
10	-0,369	4,74	74	2,83	0,542	2,68
12	-0,199	4,47	100	3,42	0,622	2,88
13	-0,195	8,54	136	3,98	1,01	4,15
15	-0,396	8,43	142	3,45	0,835	3,3
16	-0,455	19,5	149	3,38	1,18	4,36
18	-0,186	3,85	74,3	2,77	0,473	2,84
19	-0,306	4,61	74,8	2,95	0,592	2,89
20	-1,29	37,5	239	3,21	1,17	4,35

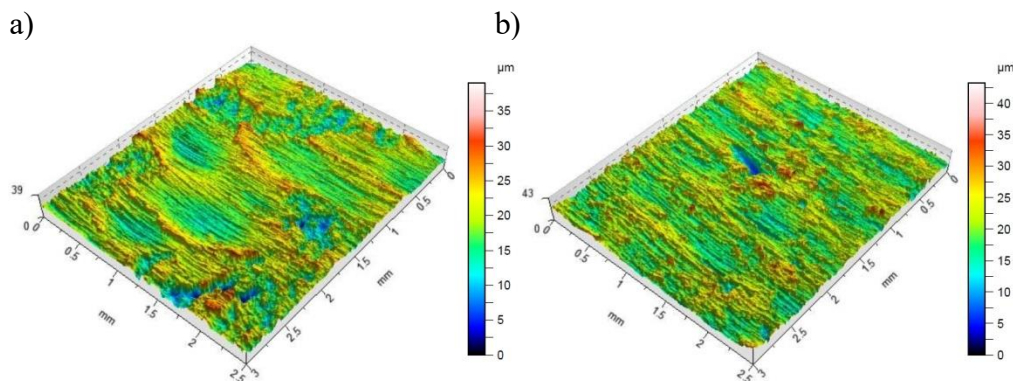


Rysunek 6.24. Topografia powierzchni wewnętrznej wytłoczki kształtowanej w następujących warunkach $n = 790$ obr/min, $f = 1250$ mm/min, $a_p = 0,3$ mm i strategii kształtowania: a) przeciwbieżnej, b) współbieżnej

b)

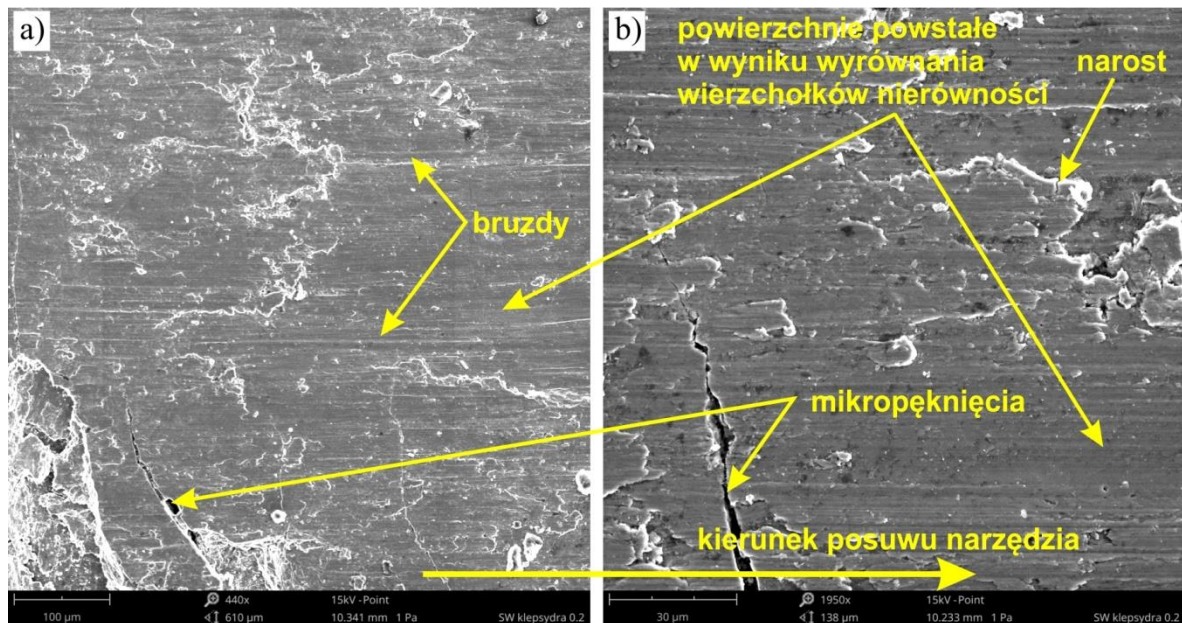


Rysunek 6.25. Topografia powierzchni wewnętrznej wytłoczki kształtowanej w następujących warunkach $n = 400$ obr/min, $f = 1250$ mm/min, $a_p = 0,3$ mm i strategii kształtowania: a) przeciwbieżnej, b) współbieżnej



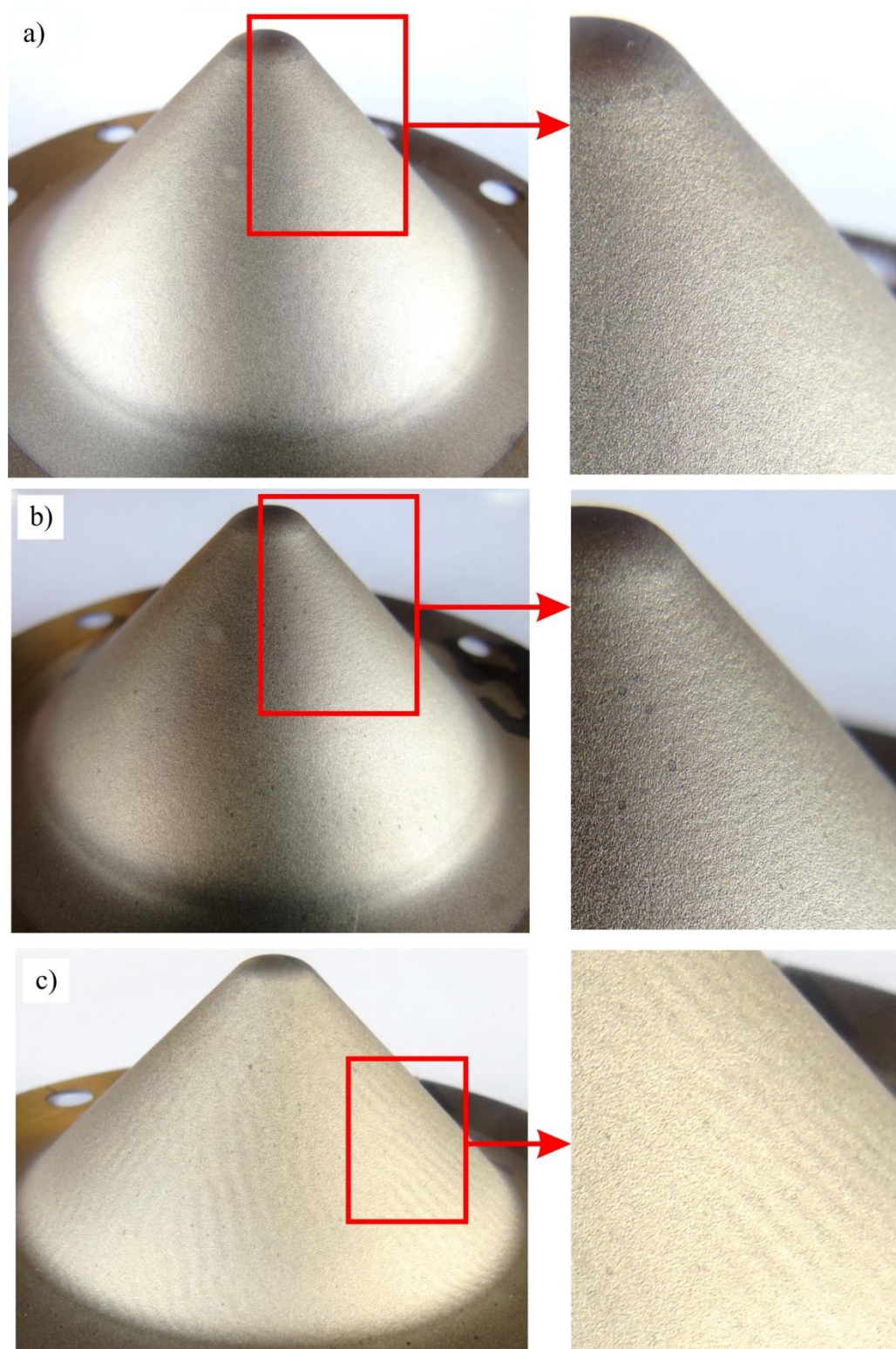
Rysunek 6.26. Topografia powierzchni wewnętrznej wytłoczki kształtowanej w następujących warunkach $n = 600$ obr/min, $f = 500$ mm/min, $a_p = 0,5$ mm i strategii kształtowania: a) przeciwbieżnej, b) współbieżnej

Analiza morfologii powierzchni wewnętrznej wytłoczek kształtowanych w ramach wszystkich eksperymentów wykazała znaczny udział mechanizmu wyrównywania wierzchołków nierówności we współpracy narzędzia i blachy. Na mikrofotografii SEM powierzchni wewnętrznej wybranej wytłoczki (rys. 6.27) widoczne są efekty mechanizmu zacierania powierzchni blachy (rys. 6.27b), o znacznie mniejszej wytrzymałości niż materiał narzędzia. Znaczne umocnienie odkształceniowe występujące w warstwie przypowierzchniowej blachy, wynikające z dużych nacisków jednostkowych wytwarzanych przez „punktowo” kontaktujące się narzędzie powoduje również powstanie lokalnych mikropęknięć (rys. 6.27a), cyklicznie występujących wzdłuż ścieżek przejścia narzędzia. Gęstość defektów i wysokość profilu powierzchni zwiększają się wraz ze wzrastającym odkształceniem materiału blachy [264].



Rysunek 6.27. Mikrofotografia SEM powierzchni wewnętrznej wytłoczki kształtowanej z następującymi parametrami obróbki $n = 600$ obr/min, $f = 2000$ mm/min i $a_p = 0,1$ mm. Powiększenie a) $440\times$ i b) $1950\times$

Zewnętrzna powierzchnia wytłoczki, podczas interakcji narzędzia z wewnętrzną jej powierzchnią, jest poddawana lokalnym obciążeniom zginającym oraz rozciągającym [265]. Wystąpienie obciążeń o takim charakterze sprzyja wystąpieniu wad powierzchni blachy w postaci pustek, mikropęknięć oraz skórki pomarańczowej (*ang. orange peel*). Efekt skórki pomarańczowej, przedstawiony na zdjęciach powierzchni wybranych wytłoczek kształtowanych przyrostowo (rys. 6.28), został po raz pierwszy opisany przez Hosford i Caddell [266].

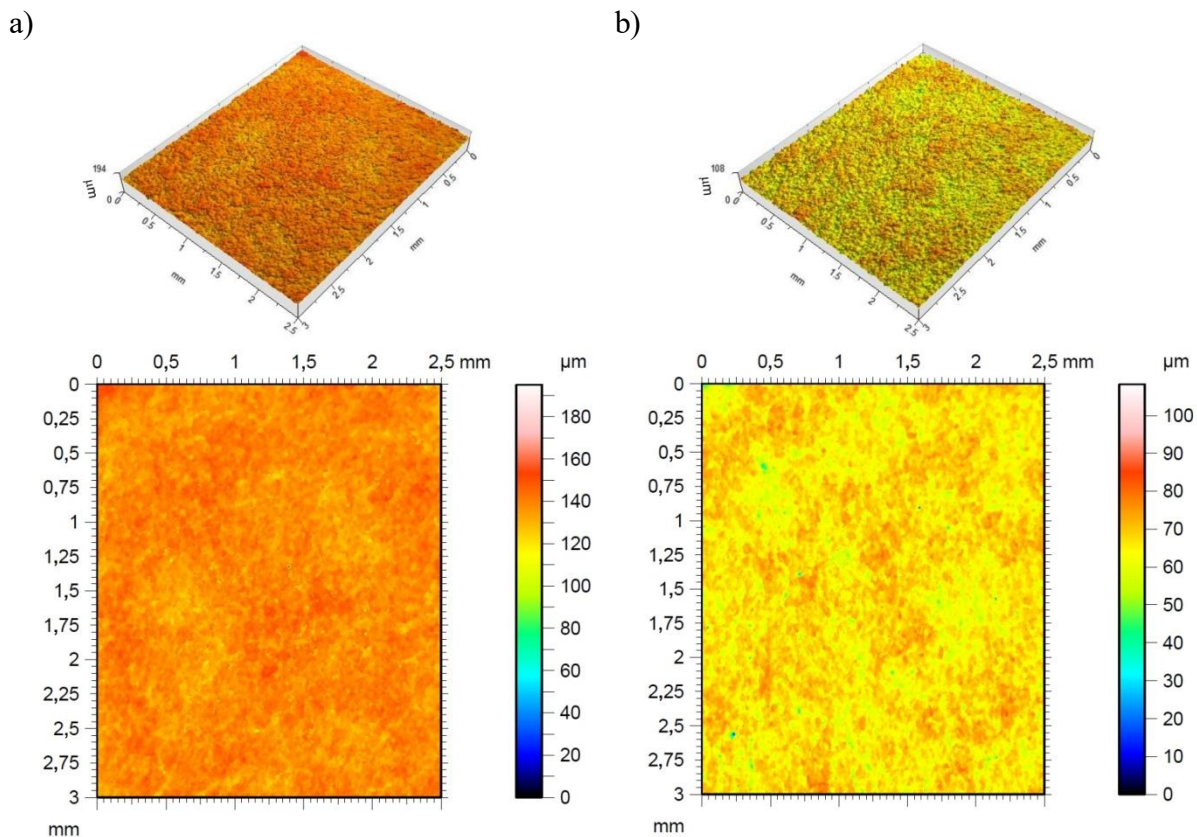


Rysunek 6.28. Widok powierzchni zewnętrznej wytłoczek kształtowanych w następujących warunkach obróbki: a) $n = 400$ obr/min, $f = 1250$ mm/min, $a_p = 0,3$ mm, strategia współbieżna; b) $n = 600$ obr/min, $f = 2000$ mm/min, $a_p = 0,5$ mm, strategia przeciwbieżna; c) $n = 600$ obr/min, $f = 500$ mm/min, $a_p = 0,1$ mm, strategia przeciwbieżna

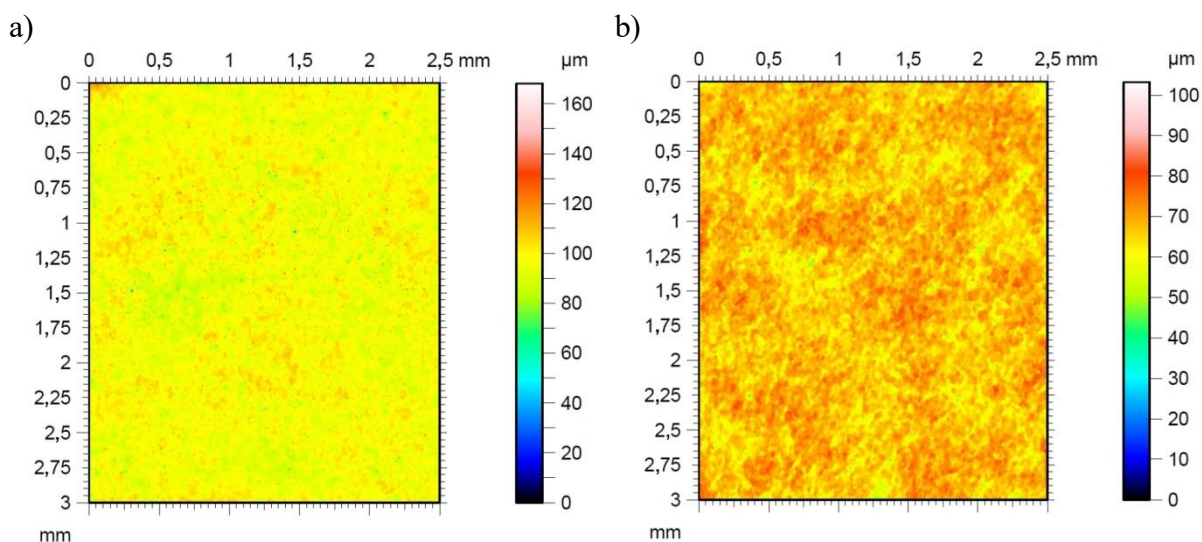
Jest to defekt powierzchni kształtowanych metodą SPIF, który występuje na powierzchni wytłoczki przeciwnej do powierzchni współpracującej z narzędziem. Podczas obróbki SPIF ziarna struktury wewnętrznej materiału blachy mają tendencję do rozrzedzania się lub zmiany orientacji. Powierzchnia zewnętrzna wytłoczki przybiera chropowaty wygląd z powodu różnych orientacji sąsiadujących ziaren na powierzchni [267]. Ze względu na charakter skórki pomarańczowej powierzchni zewnętrzne uzyskanych wytłoczek można podzielić na trzy grupy:

- powierzchnie o równomiernej powierzchni o małej chropowatości (rys. 6.28a),
- powierzchnie obejmujące poziome ślady odpowiadające współpracy narzędzia po stronie powierzchni wewnętrznej wytłoczki (rys. 6.28b),
- powierzchnie o dużej chropowatości z nierównomiernymi zagłębieniami (rys. 6.28c).

Porównanie morfologii powierzchni zewnętrznych wytłoczek kształtowanych ze strategią współbieżną i przeciwbieżną przedstawiono na rysunkach 6.29 i 6.30. Wyraźny efekt skórki pomarańczowej, objawiający się większym lokalnym zróżnicowaniem wysokości profilu, zaobserwowano dla wariantu obróbki przeciwbieżnej (rys. 6.29b i 6.30b). Podczas stopniowej deformacji materiału wzdłuż obwodu wytłoczki i wzdłuż tworzącej stożka z różnymi parametrami obróbki, materiał blachy ma zmienną tendencję do lokalnej zmiany grubości. Hamilton i Jeswiet [268] stwierdzili, że najbardziej wrażliwymi parametrami dla zakresu powstawania skórki pomarańczowej jest stosunek wielkości podziałki ścieżki do kąta formowania. Wysokość profilu powierzchni zewnętrznej wytłoczek jest większa dla strategii przeciwbieżnej (6.26a, 6.27a) w stosunku do strategii współbieżnej (rys. 6.29b, 6.30b). Wyniki są w zgodności z wnioskami Durante i in. [269], którzy określili, że strategia obróbki (współbieżna, przeciwbieżna) mają istotny wpływ na chropowatość powierzchni wytłoczek kształtowanych metodą SPIF.



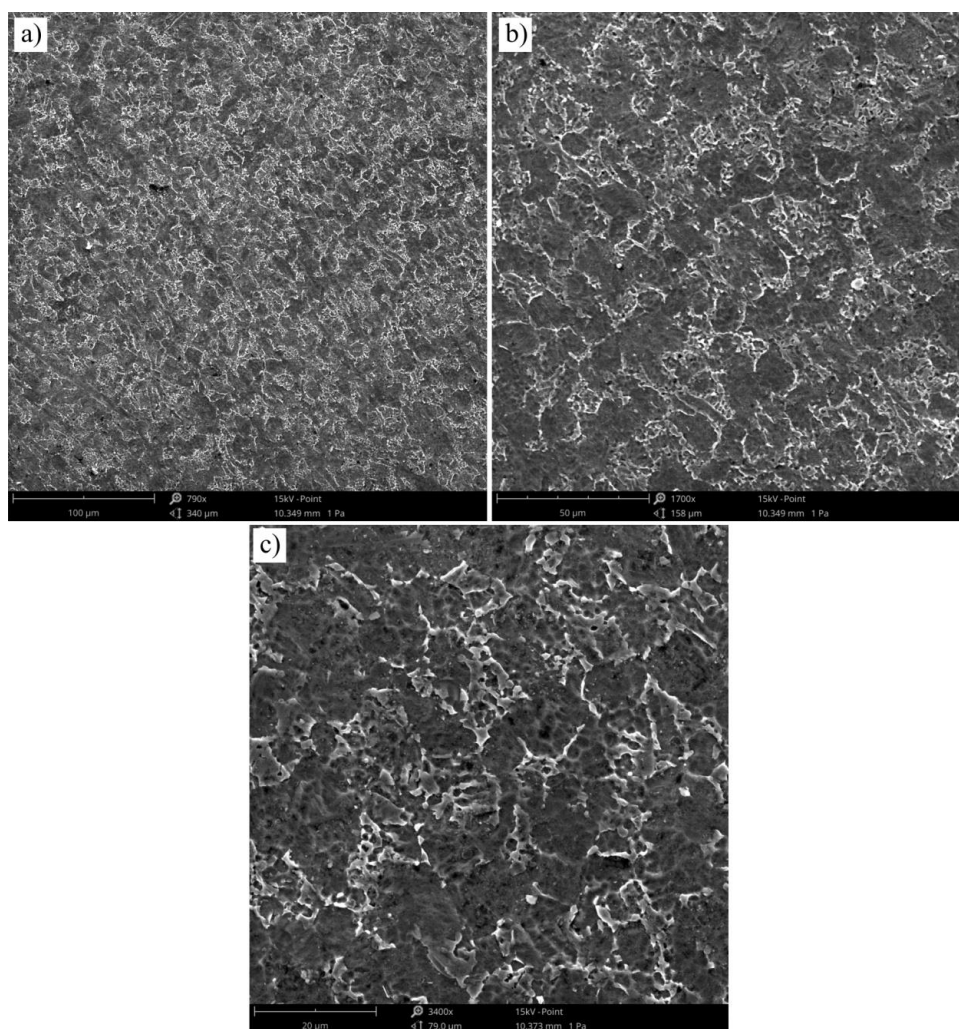
Rysunek 6.29. Topografia powierzchni zewnętrznej wylócek kształtowanych przy następujących parametrach obróbkowych: $n = 790$ obr/min, $f = 1250$ mm/min, $a_p = 0,3$ mm w ramach strategii a) przeciwbieżnej i b) współbieżnej



Rysunek 6.30. Topografia powierzchni zewnętrznej wylócek kształtowanych przy następujących parametrach obróbkowych: $n = 600$ obr/min, $f = 500$ mm/min, $a_p = 0,5$ mm w ramach strategii a) przeciwbieżnej i b) współbieżnej.

Analiza SEM potwierdziła ‘ziarnistą’ nierównomierną strukturę (rys. 6.31) powierzchni zewnętrznej wylócek. Powierzchnia ta jest bardzo szorstka, o cechach wizualnych skórki

pomarańczowej [270]. Morfologia tej powierzchni pod dużym powiększeniem, jest podobna do powierzchni pęknięcia ciągliwego składającej się z siatki zagłębień o różnych rozmiarach (rys. 6.31c). Zmiana chropowatości powierzchni jest wyraźnie związana z mikrostrukturą ziaren materiału. Odształcenie plastyczne powierzchni materiału wytworzyło małe wgłębienia, które przy odpowiednio dużym odkształceniu plastycznym mogą być źródłem inicjacji mikropęknięć, zwłaszcza w przypadku formowania materiałów trudno odkształcalnych i silnie umocnionych przez zgniot [264]. Należy też zwrócić uwagę, że w procesie SPIF dochodzi do cyklicznych odkształceń sprężysto-plastycznych materiału. Pomimo „punktowego” charakteru kontaktu narzędzia z blachą, w trakcie procesu kształtowania w całej objętości materiału panują naprężenia o zmiennej wartości, które również mogą przyczyniać się do przedwczesnego zniszczenia materiału na skutek występowania naprężeń o cyklicznie zmiennej wartości.



Rysunek 6.31. Mikrofotografie SEM powierzchni zewnętrznej wytłoczki kształtowanej z następującymi parametrami obróbki: $n = 600$ obr/min, $f = 2000$ mm/min, $a_p = 0,1$ mm; powiększenie: a) $790\times$ b) $1700\times$, c) $3400\times$

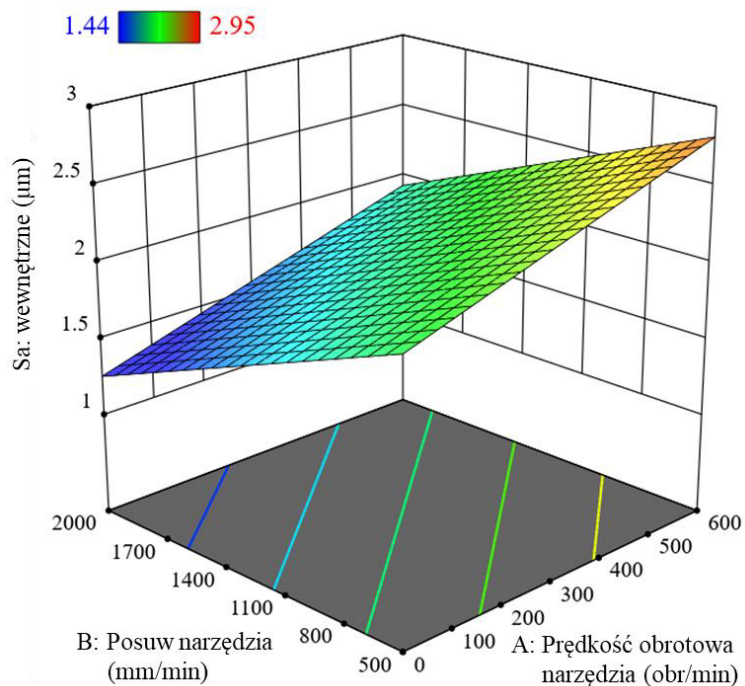
Tabela 6.13 przedstawia porównanie statystyk modeli regresji dla wszystkich analizowanych parametrów chropowatości. Po etapie budowy modeli regresji kwadratowej dokonano eliminacji wstecznej nieistotnych czynników (dla których wartość p przekraczała 0,05). W związku z tym modele regresji dla parametrów Ssk, Sku i Spk mierzonych po wewnętrznej stronie wytłoczki oraz dla parametrów Ssk, Sku, Sz, Sdq, Spk mierzonych po zewnętrznej stronie wytłoczek są nieistotne (wyeliminowane zostały wszystkie czynniki modelu regresji), a więc nie mogą być użyte do oceny wpływu parametrów obróbki na te parametry. Biorąc pod uwagę uzyskane modele, parametry SPIF są lepiej skorelowane z parametrami chropowatości mierzonymi po wewnętrznej stronie wytłoczki. Wartość F modelu i precyzja adekwatności wskazują, że modele ANOVA dla Sa, Sdq i Sz mierzonych na wewnętrznej stronie wytłoczki, oraz dla parametru Sa mierzonego na zewnętrznej powierzchni wytłoczek, mogą być użyte do analizy wpływu parametrów obróbki na te parametry. Istnieje tylko od 0,101% (Sdq) do 3,2% (Sz) szansy, że tak duża wartość F może wystąpić z powodu szumu. Wartości p modelu mniejsze niż 0,05 oznaczają, że modele są istotne.

Tabela 6.13. Statystyki dopasowania modeli ANOVA do danych doświadczalnych

Strona wytłoczki	Zmienna objaśniana	Suma kwadratów	Średni kwadrat	Wartość F	Wartość p	Ocena modelu	R ²	Znaczące parametry wejściowe
wewnętrzna	Ssk	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Sku	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Spk	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Sa	1,73	0,867	13,21	0,002	istotny	0,75	Prędkość obrotowa narzędzia, posuw narzędzia
	Sdq	0,015	0,007	37,4	< 0,0001	istotny	0,89	Strategia kształtowania, posuw narzędzia
	Sz	152,75	76,38	5,17	0,032	istotny	0,53	Prędkość obrotowa narzędzia, podziałka ścieżki
zewnętrzna	Ssk	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Sku	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Spk	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Sa	1,11	0,278	7,73	0,0104	istotny	0,82	Wszystkie czynniki
	Sdq	-	-	-	-	nieistotny	-	-
	Sz	-	-	-	-	nieistotny	-	-

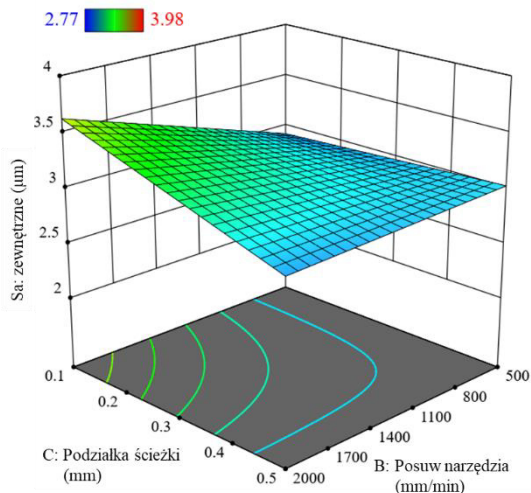
W całym zakresie zmian wartości posuwu narzędzia, zwiększenie prędkości obrotowej narzędzia powoduje zwiększenie wartości parametru S_a (rys. 6.32). Charakter zmian powierzchni odpowiedzi dla parametru S_a jest bardzo podobny dla obu strategii ścieżki narzędzia. Zmniejszenie parametru S_a wraz ze zmniejszeniem prędkości obrotowej narzędzia (rys. 6.32) zaobserwowano również w pracy [271]. Powierzchnię o najmniejszej chropowatości można uzyskać przy dużej prędkości posuwu i małej prędkości obrotowej narzędzia (rys. 6.32).

Podczas obróbki współbieżnej, dla największej badanej wartości podziałki ścieżki $a_p = 0,5$ mm zmiana prędkości posuwu narzędzia nie wpływa na wartość parametru S_a (rys. 6.33a). Tę samą zależność zaobserwowano dla strategii przeciwbieżnej, jednak dla najmniejszej wartości podziałki ścieżki $a_p = 0,1$ mm (rys. 6.33b). Najmniejszą wartość parametru S_a na zewnętrznej powierzchni wytłoczki wytwarzanej w strategii przeciwbieżnej uzyskano dla najwyższych wartości zarówno prędkości posuwu, jak i prędkości obrotowej narzędzia (rys. 6.33b). Prędkość posuwu odgrywa kluczową rolę w różnicy w parametrze S_a powierzchni wytłoczki uformowanej w ramach różnych strategii kierunku posuwu względem kierunku obrotów narzędzia. Podczas formowania z małą wartością podziałki ścieżki ($a_p = 0,1$ mm) w konwencjonalnej strategii ścieżki narzędzia, zaobserwowano wyraźny wzrost wartości parametru S_a wraz ze wzrostem prędkości posuwu narzędzia (rys. 6.33a). Podczas obróbki ze strategią przeciwbieżną z małą podziałką ścieżki, wpływ prędkości posuwu na wartość parametru S_a jest niewielki (rys. 6.33b). Dopiero wpływ ten staje się wyraźniejszy ze wzrostem wartości podziałki ścieżki. Przy małym rozmiarze podziałki ścieżki nakładanie się powierzchni kontaktu narzędzia formującego między dwiema kolejnymi ścieżkami narzędzia wpływa na intensywniejsze zmniejszanie wysokości nierówności na formowanej powierzchni, poprawiając w ten sposób wykończenie (zmniejszenie chropowatości) powierzchni [272].

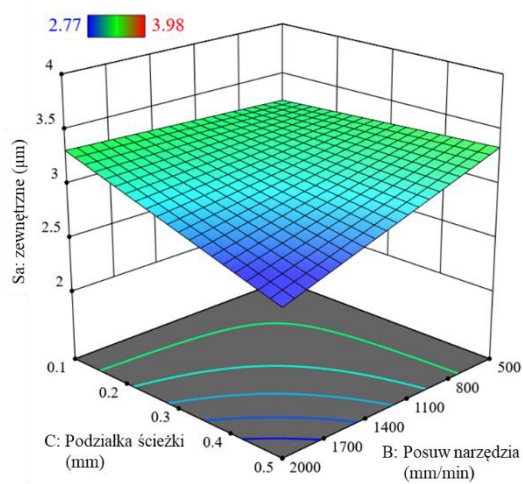


Rysunek 6.32. Powierzchnia odpowiedzi interakcji pomiędzy prędkością posuwu i prędkością obrotową narzędzia, wpływających na średnią arytmetyczną wysokość powierzchni S_a mierzona po wewnętrznej stronie wytłoczki

a)



b)

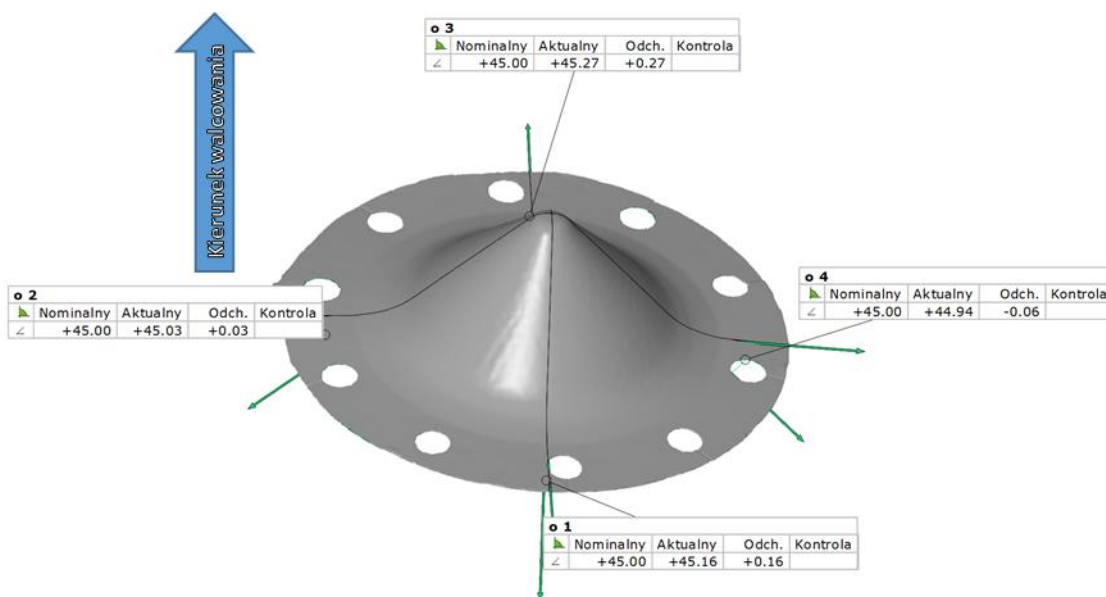


Rysunek 6.33. Powierzchnie odpowiedzi interakcji pomiędzy prędkością posuwu i prędkością obrotową narzędzia, wpływających na średnią arytmetyczną wysokość powierzchni S_a mierzona po zewnętrznej stronie wytłoczki dla prędkości obrotowej narzędzia $n = 400$ obr/min i strategii: a) przeciwbieżnej, b) współbieżnej

6.2.8. Pomiary fotogrametryczne geometrii wytłoczek

W ramach badań nad dokładnością kształtu elementów uzyskanych w procesie jednopunktowego przyrostowego formowania (SPIF), przeprowadzono zaawansowane pomiary fotogrametryczne za pomocą systemu ARGUS. System ten pozwala na tworzenie wysokiej jakości modeli 3D opartych na skanach powierzchni wytłoczek, umożliwiając dokładną ocenę odchyłek geometrycznych i rozkładu grubości blachy. Pomiar lokalnych odkształceń blachy polega na pomiarze położenia charakterystycznych punktów na badanym obiekcie. Dokładność pomiaru odkształceń deklarowana przez producenta wynosi do 0,01% [273].

Analiza fotogrametryczna została przeprowadzona dla wytłoczki stożkowej (CP-Ti Gr 2) wykonanej z optymalnymi parametrami wyznaczonymi przy zadanych kryteriach. Za pomocą systemu ARGUS, który umożliwia tworzenie dokładnych modeli 3D na podstawie skanów fotogrametrycznych, wykonano analizę różnicy kątów ścian wytłoczek. Wyodrębnione przekroje 2D pozwoliły na porównanie kątów ścianki w różnych kierunkach względem kierunków walcowania blachy w stanie dostawy, co przedstawiono na rysunku 6.34.



Rysunek 6.34. Wizualizacja geometrii wytłoczki oraz wartości kąta ścianki wytłoczki (przy wyznaczonych optymalnych parametrach kształtowania: $n = -580$ obr/min, $f = 2000$ mm/min oraz $a_p = 0,5$ mm) uzyskane za pomocą urządzenia ARGUS

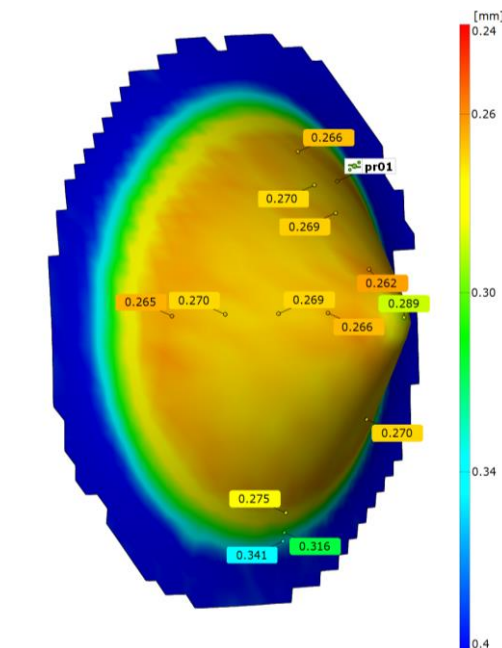
Skanowanie wykazało, że wynikowe kąty ścianek w kierunku walcowania wynoszą $45,27^\circ$ i $45,16^\circ$, a prostopadle do kierunku walcowania — $44,94^\circ$ i $45,03^\circ$. Różnica w wartości kątów dla kierunku walcowania i kierunku do niego prostopadłego wynosi około 0,5%. Na tej podstawie można założyć izotropowość odkształcenia materiału przy zastosowanych warunkach technologicznych obróbki. Cecha ta zostanie wykorzystana podczas modelowania numerycznego kształtowania wytłoczek.

Kolejnym krokiem było zbadanie rozkładu grubości ścianki, co przedstawiono na rysunku 6.35. Zmierzono początkową grubość blachy, która wyniosła 0,38 mm. Zgodnie z zasadą stałej objętości, tj. objętość półfabrykatu przed przeróbką plastyczną powinna się równać objętości gotowego wyrobu, zależność grubości ścianki można przedstawić wzorem [274]:

$$g = g_0 \times \sin(90^\circ - \alpha_w) \quad (6.6)$$

gdzie g to wynikowa grubość ścianki wytłoczki w strefie kształtowania, g_0 to początkowa grubość blachy, α_w to kąt ścianki wytłoczki.

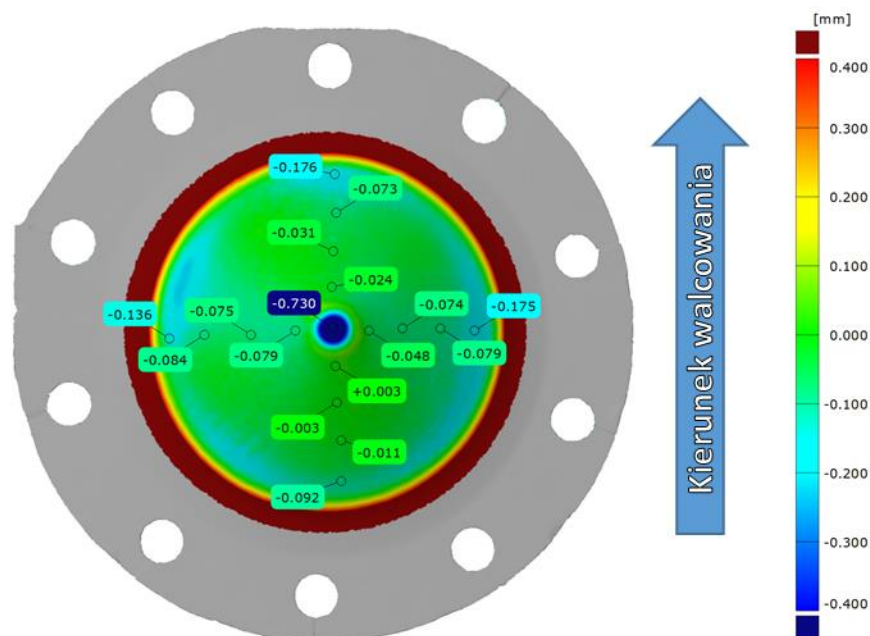
Zgodnie z tą zasadą, grubość ścianki wytłoczki powinna wynosić 0,269 mm. Wyniki pomiarów potwierdziły zgodność teoretycznej grubości ścianki z uzyskaną eksperymentalnie.



Rysunek 6.35. Rozkład grubości ścianki wytłoczki stożkowej kształtowanej (przy wyznaczonych optymalnych parametrach kształtowania: $n = -580$ obr/min, $f = 2000$ mm/min oraz $a_p = 0,5$ mm) zmierzony z wykorzystaniem systemu ARGUS

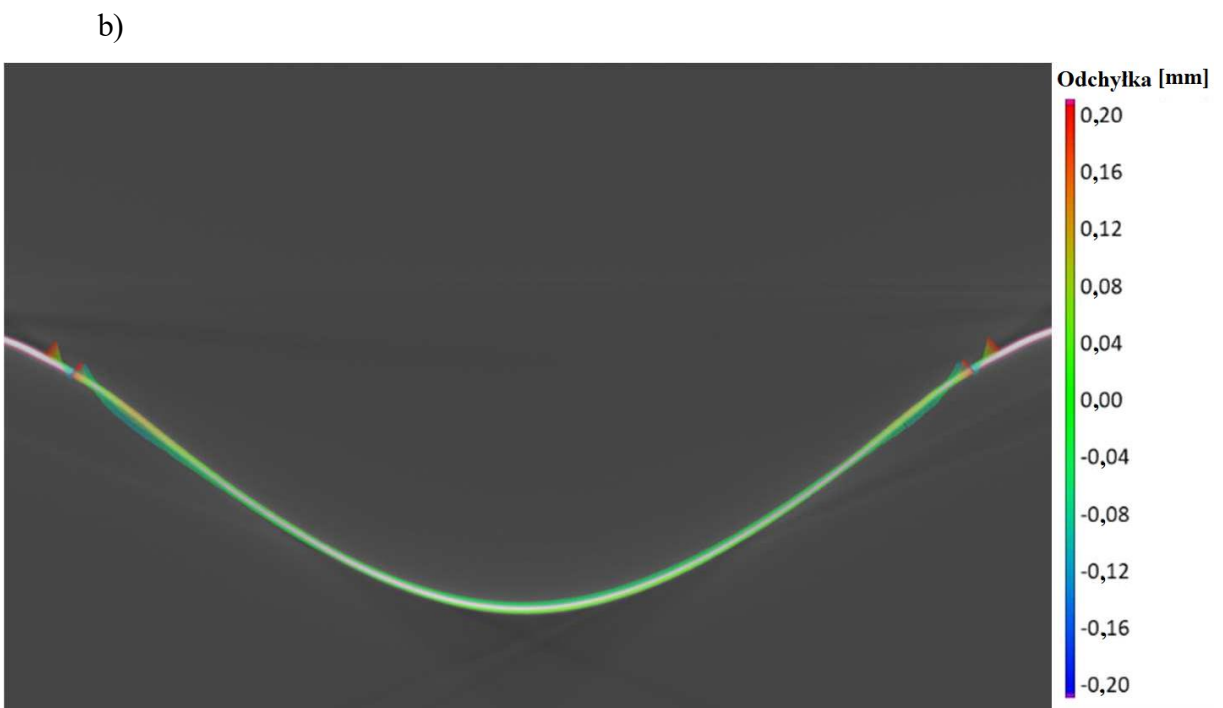
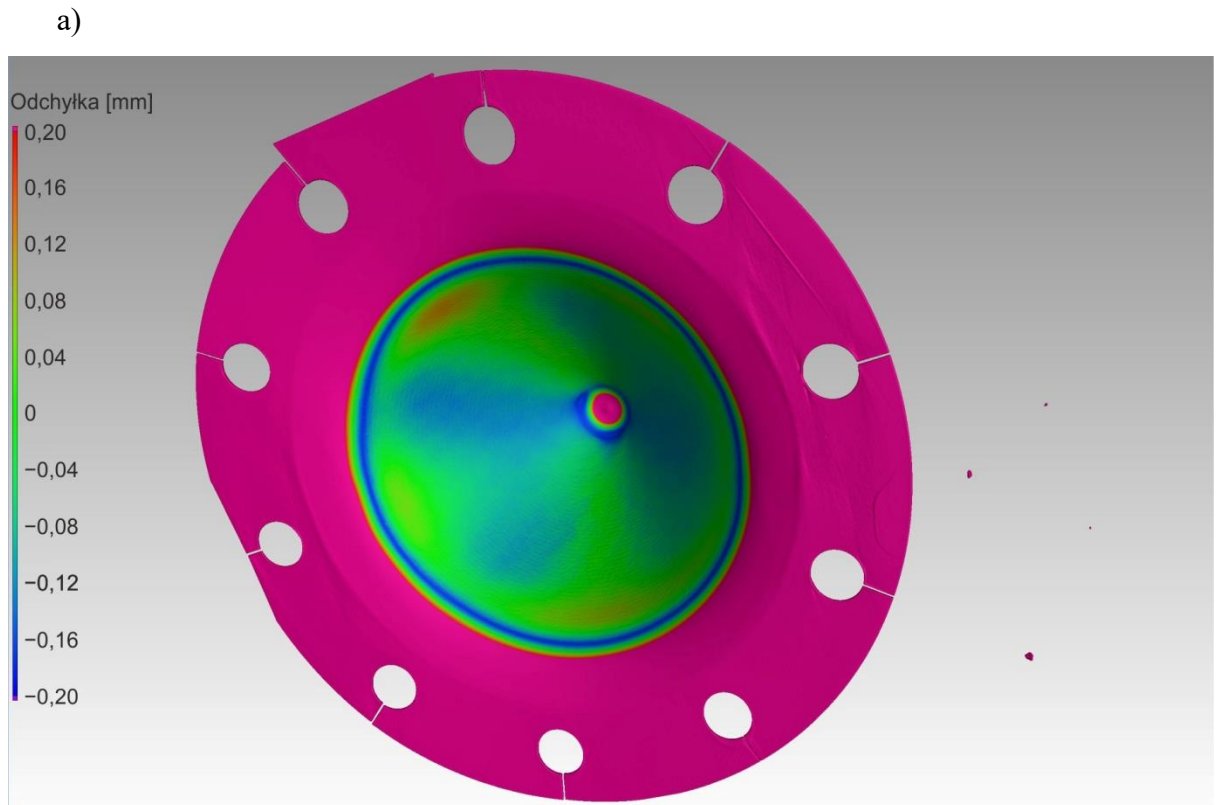
Niedokładność geometrii wytłoczek w stosunku do modelu CAD, spowodowana głównie efektem sprężynowania, została ujawniona przez analizę odchylen profilu wytłoczek

zeskanowanych za pomocą systemu ARGUS (rys. 6.36). Duże rozbieżności zostały zlokalizowane w strefie podlegającej kształtowaniu na początkowym etapie formowania. Jest to obszar kołnierza, podlegający głównie gięciu, z dominującym udziałem odkształceń sprężysto-plastycznych. Strefa gięcia jest częścią arkusza, w której nie występuje kontakt narzędzia z przedmiotem obrabianym, jednak arkusz ugina się pod wpływem nacisku wywieranego przez trzpieniowe narzędzie. Strefa wierzchołka wyciąganego elementu jest również obciążona błędem kształtu spowodowanym cofaniem się narzędzia od przedmiotu obrabianego (odciążeniem), a także dużymi wibracjami wynikającymi z przyspieszenia wymaganego przez maszynę CNC w celu osiągnięcia ustawionej prędkości posuwu na końcowym odcinku ścieżki o małym promieniu. Szybka zmiana kierunku ruchu wytłoczki zamocowanej na stole obrabiarki CNC powoduje również wibracje całego układu, co negatywnie wpływa na dokładność. Należy również wziąć pod uwagę, że w końcowej fazie kształtowania (wierzchołek wytłoczki) dochodzi do pełnego kontaktu sferycznej końcówki narzędzia w celu odwzorowania kształtu, a nie tylko jej części jak to się odbywa podczas kształtowania ścianki wytłoczki, co może być przyczyną zwiększonej odchyłki kształtu. W celu poprawy dokładności tej części wytłoczki, należałoby zastosować narzędzie o mniejszym promieniu zaokrąglenia niż promień wymagany na wyrobie lub zwiększyć zaokrąglenie dna wytłoczki.



Rysunek 6.36. Odchyłki wytłoczki stożkowej (przy wyznaczonych optymalnych parametrach kształtowania: $n = -580$ obr/min, $f = 2000$ mm/min oraz $a_p = 0,5$ mm) względem kształtu wzorcowego

Wykorzystując tomograficzne urządzenia rentgenowskie GE V | TOME | X M300 będące na wyposażeniu Akademii Górniczo Hutniczej im. Stanisława Staszica w Krakowie, możliwa była analiza przekrojów mierzonej części w wysokiej rozdzielczości (rys. 6.37), co pozwoliło na kontrolę części pod kątem wewnętrznych pęknięć lub uszkodzeń. Przeprowadzona analiza tomografii potwierdziła, że w wytłoczce nie wystąpiły wewnętrzne defekty, co dodatkowo potwierdza integralność strukturalną elementu.



Rysunek 6.37. a) widok wytłoczki oraz b) jeden z przekrojów wytłoczki stożkowej wykonanej wykorzystując wyznaczone optymalne parametry kształtowania z zaznaczonymi odchyłkami wyznaczonymi za pomocą tomografii rentgenowskiej

6.2.9. Modyfikacja materiału i geometrii narzędzia kształtującego

W wyniku poszukiwania nowych, lepszych rozwiązań narzędziowych do jednopunktowego kształtowania tytanu CP-Ti Gr 2, przeprowadzono kolejno 20 prób (tabela 6.14) według parametrów wejściowych eksperymentu przedstawionych w tabeli 5.9.

Tabela 6.14. Plan eksperymentu mający na celu modyfikację narzędzi

	Czynnik 1	Czynnik 2	Czynnik 3
Lp.	A: Smarowanie	B: Typ narzędzia	C: Sposób nagrzewania
1	Olej rzepakowy	Ceramika Al ₂ O ₃ wzmocniana whiskerami SiC	Grzanie tarciove
2	MoS ₂		
3	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, gładka końcówka	
4	MoS ₂		
5	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, rowki wzdłużne na końcówce	
6	MoS ₂		
7	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, rowki spiralne 45° na końcówce	
8	MoS ₂		
9	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, rowki spiralne na końcówce, podziałka spirali 0,5 mm	
10	MoS ₂		
11	Olej rzepakowy	Ceramika Al ₂ O ₃ wzmocniana whiskerami SiC	Olej grzewczy
12	MoS ₂		
13	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, gładka końcówka	
14	MoS ₂		
15	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, rowki wzdłużne na końcówce	
16	MoS ₂		
17	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, rowki spiralne 45° na końcówce	
18	MoS ₂		
19	Olej rzepakowy	Węglik spiekany, rowki spiralne na końcówce, podziałka spirali 0,5 mm	
20	MoS ₂		

Rezultatem przeprowadzonych eksperymentalnie 20 prób z wyznaczonymi w rozdziale 6.2.4 optymalnymi parametrami, było uzyskanie 10 wytłoczek na pełną głębokość, podczas gdy pozostałe 10 uległo uszkodzeniu (tabela 6.15). Można zaobserwować, że rowki które miały przyczynić się do poprawienia smarowania, pogarszały jakość powierzchni uzyskiwanych wytłoczek. W przypadku grzania tarciove, nie udało się wykonać żadnej próby narzędziami z rowkami, tak aby uzyskać pełną zaplanowaną głębokość wytłoczki. Rowki w których planowano aby zbierał się olej, powodowały iż narzędzie frezowało kształtowaną blachę (rys. 6.40). W wariancie gdy wsad nagrzewano olejem grzewczym, tylko jeden typ narzędzia z rowkami (próba numer 17 i 18) był w stanie ukształtować pełną głębokość wytłoczki.

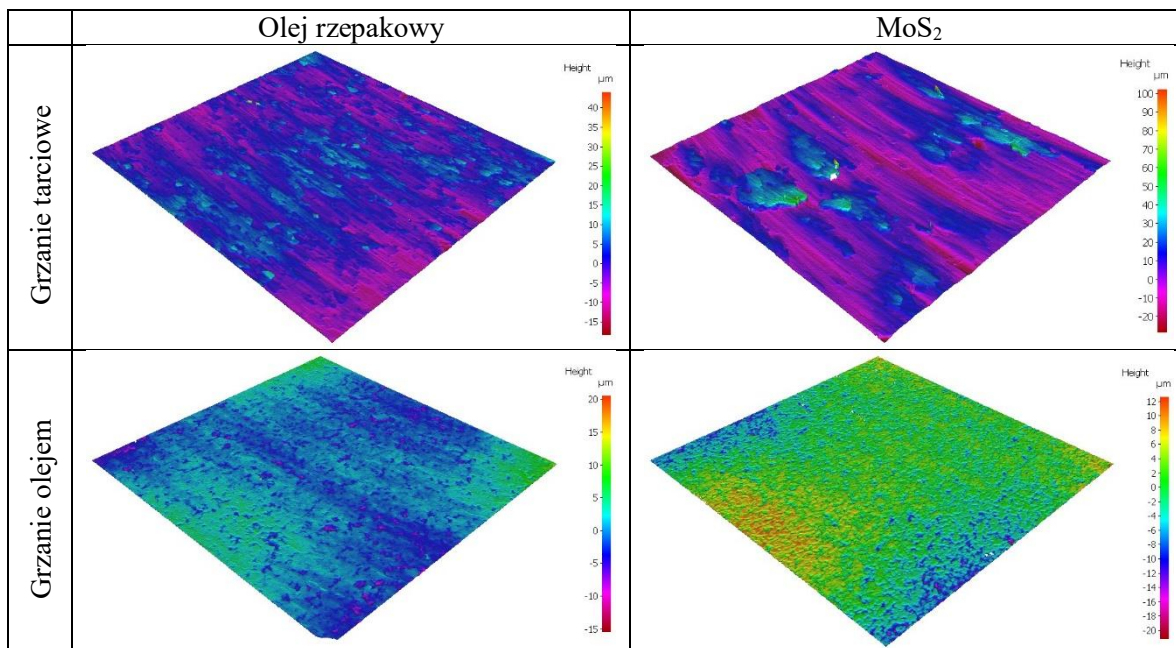
Tabela 6.15. Wyniki przeprowadzonych prób

	Odp. 1	Odp. 2	Odp. 3	Odp. 4	Odp. 5	Odp. 6	Odp. 7
Lp.	Składowa pozioma siły [N]	Siła osiowa [N]	Sa [μm]	Sz [μm]	Ssk	Sku	Sdq
1	376	584	2,0428	48,1239	0,452	4,199	0,2336
2	335	607	4,1529	114,284	0,728	10,5454	0,5424
3	403	578	2,4133	26,782	0,3881	3,4459	0,2685
4	340	608	3,5403	95,7812	1,0384	7,4427	0,4059
5	Uszkodzenie wytłoczki						
6	Uszkodzenie wytłoczki						
7	Uszkodzenie wytłoczki						
8	Uszkodzenie wytłoczki						
9	Uszkodzenie wytłoczki						
10	Uszkodzenie wytłoczki						
11	503	616	1,0327	34,8175	-1,3321	7,626	0,1722
12	301	661	2,0977	23,7304	-0,7423	3,4515	0,3172
13	514	628	1,1045	19,8124	-1,2664	5,9015	0,166
14	331	718	1,9691	40,8025	-0,164	4,6367	0,2908
15	Uszkodzenie wytłoczki						
16	Uszkodzenie wytłoczki						
17	452	608	4,1132	118,7419	2,0153	16,6731	0,5702
18	407	637	3,8838	80,6284	1,3021	10,9218	0,5408
19	Uszkodzenie wytłoczki						
20	Uszkodzenie wytłoczki						

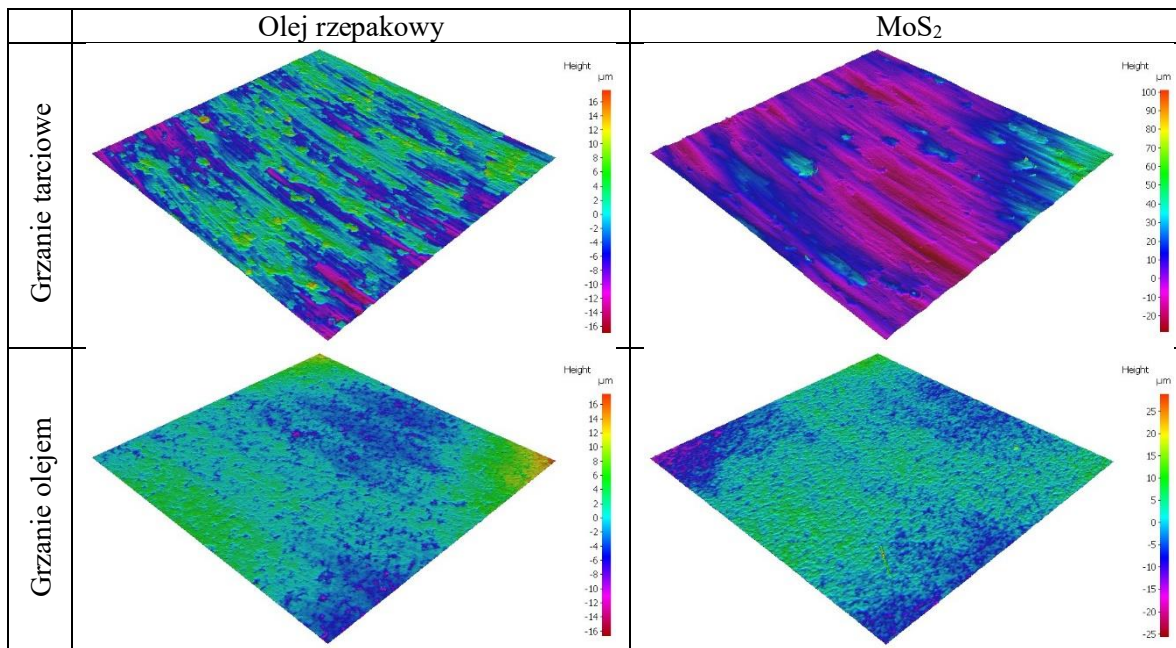
Można zaobserwować, iż zastosowanie ceramiki Al_2O_3 wzmocnionej whiskerami SiC(w), grzanie olejem wraz z smarowaniem olejem rzepakowym przyczynia się do najlepszej jakości powierzchni wytłoczki pod względem parametru Sa w odniesieniu do innych prób (rys. 6.38-6.40). Najniższy parametr Sz powierzchni uzyskano dla prób narzędziem z węgla spiekane z gładką końcówką stosując olej rzepakowy zarówno dla wariantu grzania tarcowego i grzania olejem. Najniższa wartość siły osiowej i składowej poziomej siły kształtowania została osiągnięta dla narzędzia z końcówką z kompozytu ceramicznego Al_2O_3 + SiC(w).

Zastosowanie grzania olejem jest bardziej pracochłonne i energochłonne w porównaniu do nagrzewania wspomaganego tarcem. Podejście to wymaga odpowiedniego nastawienia zaworu upustowego, nagrzanie przyrządu i wsadu do zadanej temperatury. Zaletą jest lepsza jakość powierzchni wytłoczki dla wszystkich z prób przy tych samych pozostałych czynnikach procesu. Rozwiązanie to jest mniej ekologiczne, niezbędny jest olej grzewczy do procesu, który wymaga utylizacji. W przypadku błędnie dobranych parametrów procesu obróbki, gdy blacha ulegnie uszkodzeniu (rys. 6.40b), rozgrzany olej w wyniku panującego

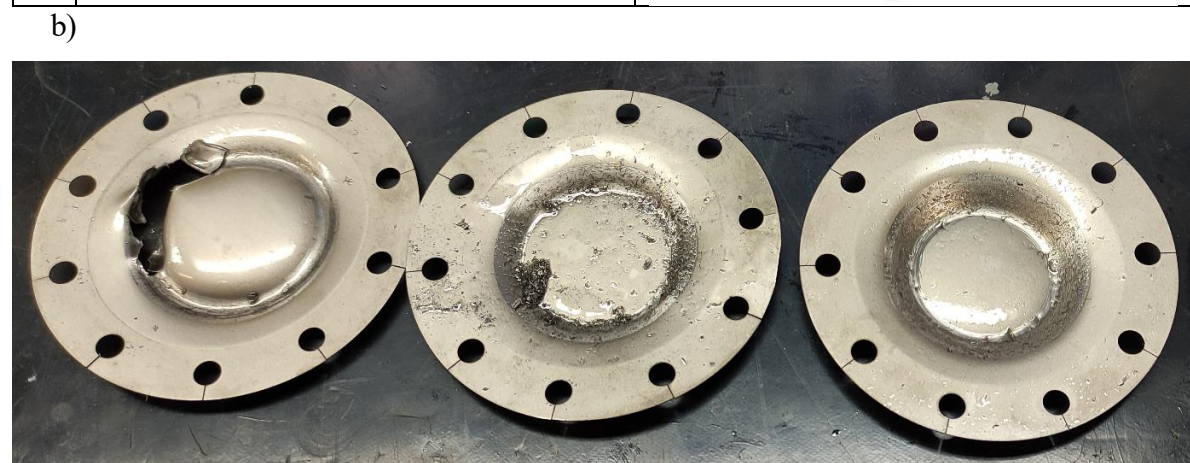
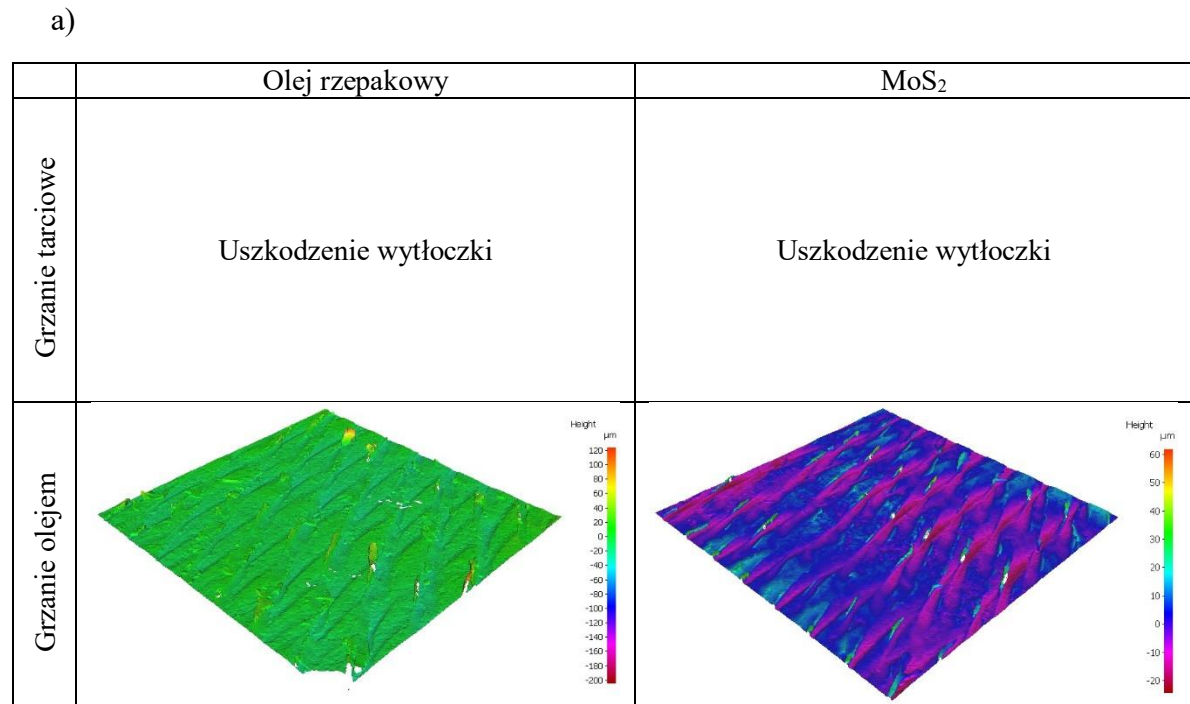
ciśnienia w niecce, wydostaje się na zewnątrz i może stanowić zagrożenie dla operatora lub spowodować uszkodzenie maszyny. Ponadto podczas wymiany wsadu, rozgrzany olej ulatnia się do atmosfery.



Rysunek 6.38. Skany powierzchni wytłoczek wykonanych narzędziem z końcówką z kompozytu ceramicznego Al₂O₃ + SiC(w)



Rysunek 6.39. Skany powierzchni wytłoczek wykonanych narzędziem z węgla spiekane, o gładkiej (nierowkowanej) końcówce



Rysunek 6.40. a) Skany powierzchni wytłoczek wykonanych narzędziem z węgla spiekane o końcówce zawierającej spiralne rowki, b) uszkodzone wytłoczki w wyniku zastosowania narzędzi z rowkami smarującymi

6.2.10. Wnioski z przeprowadzonych badań kształtowania blach CP-Ti Gr 2

Na podstawie przeprowadzonych eksperymentów, których wyniki przedstawiono w rozdziale 6.2 można sformułować następujące główne wnioski:

- Głównymi czynnikami wpływającymi na siły w procesie kształtowania przyrostowego blach wykonanych z tytanu CP-Ti Gr 2 są prędkość obrotowa narzędzia i podziałka ścieżki. Wzrost obrotów prowadzi do obniżenia sił w procesie obróbki, podczas gdy zwiększenie podziałki ścieżki zwiększa wartość siły w tym procesie. Większa prędkość obrotowa narzędzia przyczynia się do wzrostu temperatury blachy, co skutkuje zmniejszeniem składowych siły formowania. Zwiększenie podziałki ścieżki przyspiesza proces kształtowania, lecz praca niezbędna do odkształcenia jest rozkładana w krótszym czasie, co skutkuje większą wartością składowych sił.
- Jakość powierzchni wytłoczki jest parametrem złożonym pod względem czynników wejściowych procesu. Zwiększona prędkość obrotowa narzędzia przyczynia się do obniżenia jakości powierzchni, przy czym jest to parametr zależny synergicznie również od strategii kształtowania, podziałki ścieżki i posuwu narzędzia. Powstający pył wynikający ze ścinania wierzchołków nierówności blachy przemieszcza się w zależności od strategii kształtowania, do środka wytłoczki (części jeszcze nie odkształconej) lub na zewnątrz wytłoczki (części odkształconej). W wyniku dalszej interakcji narzędzia z blachą może pogarszać jakość powierzchni (wewnętrznej i zewnętrznej), stąd dobór odpowiedniej strategii jest kluczowy.
- Na sukces kształtowania wpływ mają jedynie prędkość obrotowa narzędzia i strategia kształtowania. Zwiększenie prędkości obrotowej narzędzia powoduje zwiększenie temperatury blachy, przyczyniając się do lepszej odkształcalności.
- Wyznaczone, optymalne parametry kształtowania dla blach CP-Ti Gr 2 w zakresie parametrów analizowanych eksperymentalnie to: prędkość obrotowa narzędzia –580 obr/min (strategia przeciwbieżna), posuw narzędzia 2000 mm/min, podziałka ścieżki 0,5 mm. Walidacja eksperymentalna optymalnych parametrów była zgodna z modelem, błąd oszacowania wartości wynikowych siły osiowej, składowej poziomej siły kształtowania oraz najwyższej wysokości profilu chropowatości był poniżej 5%.
- Parametry wejściowe procesu nie mają wpływu na zmianę współczynnika tarcia pomiędzy blachą a narzędziem. Wyznaczony uśredniony współczynnik tarcia wyznaczony eksperymentalnie podczas kształtowania wytłoczek z blachy CP-Ti Gr2 wyniósł 0,4.
- Kształt wytłoczki spełnia założone kryteria tolerancji przedstawione w literaturze,

a grubość blachy może być wyznaczona korzystając z zasady stałej objętości materiału.

- Zastosowanie narzędzi z rowkami z miejscem na smarowanie nie było korzystne dla procesu. Ceramika Al_2O_3 wzmocniana whiskerami SiC może być korzystną alternatywą dla narzędzia z węgla spiekane. Ekologiczne smary pochodzenia naturalnego mogą być rozsądną alternatywą dla smarów przemysłowych, podczas gdy grzanie olejem jest bardziej energochłonnym rozwiązaniem niż wspomagane tarciowo nagrzewanie wsadu.

6.3. Kształtowanie wytłoczek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V

6.3.1. Wpływ materiału narzędziowego na przebieg procesu kształtowania blach

W kontekście procesu kształtowania przyrostowego dla wytłoczek wykonanych z tytanu lub jego stopów, jednym z kluczowych wyzwań jest zapewnienie wysokiej dokładności kształtowo-wymiarowej oraz wysokiej jakości powierzchni produktu końcowego. Wybór i zastosowanie narzędzi, zarówno z powłokami, bez powłok, jak i ceramiki wzmocnionej whiskerami, ma zasadnicze znaczenie dla osiągnięcia pożądaných efektów. W wyniku przeprowadzonych prób kształtowania z zastosowaniem różnych wariantów materiału narzędziowego, zdefiniowano dwa dominujące kryteria zużycia narzędzia: zużycie katastroficzne wraz z przerwaniem ciągłości materiału blachy – po przekroczeniu wartości prędkości obrotowej wynoszącej 1000 obr/min oraz zużycie poprzez tworzenie narostu – wynikające z kontaktu (tarcia) powierzchni narzędzia oraz kształtowanej blachy. Adhezja materiału na narzędziu może prowadzić do znaczących problemów z dokładnością wymiarową, ponieważ narzędzie z narostem zmienia swój kształt, dla którego została zaprogramowana trajektoria jego ruchu. Ponadto narost intensywnie oddziałuje na chropowatość powierzchni wewnętrznej wytłoczki.

Powłoki narzędziowe odgrywają kluczową rolę w ochronie narzędzi przed przyspieszonym zużyciem, szczególnie w warunkach podwyższonych temperatur. Powłoki na bazie azotku tytanu (TiN) czy azotku aluminium (AlN), są powszechnie stosowane do poprawy odporności na zużycie narzędzi oraz do zmniejszenia tarcia pomiędzy narzędziem a obrabianym materiałem. Jak zauważyli Li i in. [275], powłoki PVD mogą skutecznie chronić przed wysokimi temperaturami i agresywnym środowiskiem. Ceramika wzmocniona whiskerami $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiC(w)}$ stanowi kolejną innowacyjną alternatywę dla narzędzi, oferując wyjątkową odporność na zużycie i wysokie temperatury. Whiskery, mogą znacząco poprawić właściwości mechaniczne ceramiki, zwiększając jej wytrzymałość i odporność na pękanie [276].

Parametry procesu kształtowania wytłoczek o zmiennym kącie nachylenia ścianki przeprowadzono dla różnych materiałów narzędzi i dla prędkości obrotowej narzędzia zmieniającej się na dwóch poziomach 100 obr/min oraz 1000 obr/min. Pozostałe parametry procesu kształtowania przyrostowego, tj. ciśnienie oleju, strategię kształtowania, posuw narzędzia i podziałkę ścieżki ustalono na stałym poziomie wynoszącym odpowiednio $p_o = 4$ bary, strategia przeciwbieżna, $f = 2000$ mm/min oraz $a_p = 0,5$ mm.

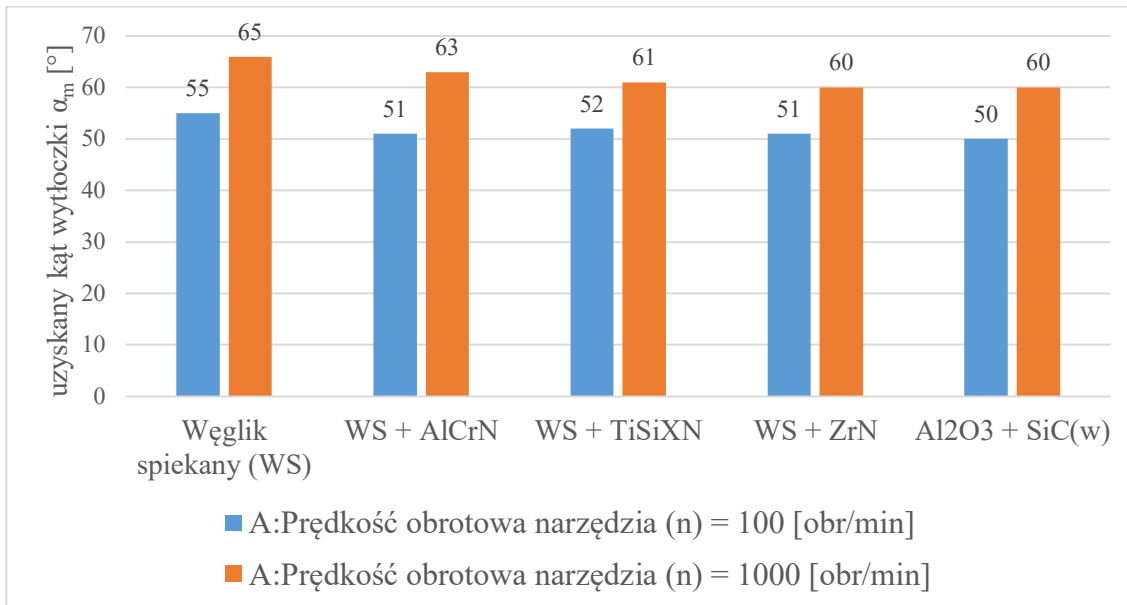
Aby wytypować najbardziej korzystne narzędzie do procesu, mierzono rezultaty eksperymentu w postaci uzyskanej głębokości wytłoczki – co przekłada się na uzyskany kąt kształtowania, w wyniku zaprojektowanej, specjalnie do tego celu, wytłoczki o zmiennym kącie pochylenia ścianki. Jako drugi parametr, mierzono narost na narzędziu po wykonaniu dwóch prób kształtowania. Wyniki wstępnych prób mających na celu dobór najkorzystniejszego narzędzia do dalszej analizy procesu przedstawiono w tabeli 6.16.

Tabela 6.16. Wyniki prób mających na celu wytypowanie najkorzystniejszego wariantu narzędzia

	Czynnik 1	Czynnik 2	Odpowiedź 1	Odpowiedź 2
Lp.	A: Prędkość obrotowa narzędzia n [obr/min]	B: Materiał narzędziowy	Uzyskany kąt wytłoczki α_m [°]	Narost na narzędziu b_u [μm]
1	100	Węglík spiekany (WS)	55	7,7
2	1000	Węglík spiekany (WS)	65	
3	100	WS + AlCrN	51	126,6
4	1000	WS + AlCrN	63	
5	100	WS + TiSiXN	52	11,6
6	1000	WS + TiSiXN	61	
7	100	WS + ZrN	51	13,1
8	1000	WS + ZrN	60	
9	100	Ceramika wzmacniana whiskerami $Al_2O_3 + SiC(w)$	50	Uszkodzenie podczas próby Lp. 10
10	1000	Ceramika wzmacniana whiskerami $Al_2O_3 + SiC(w)$	60	

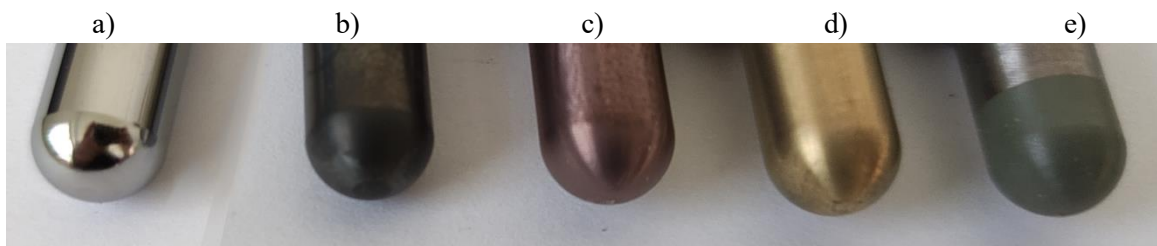
Analizując uzyskane głębokości wytłoczek i przeliczając je na kąt zaprojektowanej ścianki według równania (5.9) można ocenić, które z zastosowanych narzędzi pozwoliło na uzyskanie większego odkształcenia (rys. 6.41). Można jednoznacznie stwierdzić że zarówno dla niskiej prędkości obrotowej narzędzia wynoszącej 100 obr/min oraz wysokiej prędkości wynoszącej 1000 obr/min największy kąt ścianki wytłoczki otrzymano dla narzędzia wykonanego z węgliku spiekanego, bez powłoki. Sugeruje to, że zastosowanie powłok lub ceramiki narzędziowej nie powoduje poprawy warunków obróbki w kształtowaniu przyrostowym wytłoczki wykonanej ze stopu tytanu Ti-6Al-4V. Można zaobserwować pozytywny wpływ zwiększenia prędkości obrotowej narzędzia na poprawę odkształcalności materiału blachy – wynika to z powstania większej temperatury na styku narzędzie –

przedmiot kształtowany, co sprzyja przyjmowaniu przez materiał większych odkształceń plastycznych bez ryzyka rozerwania materiału.

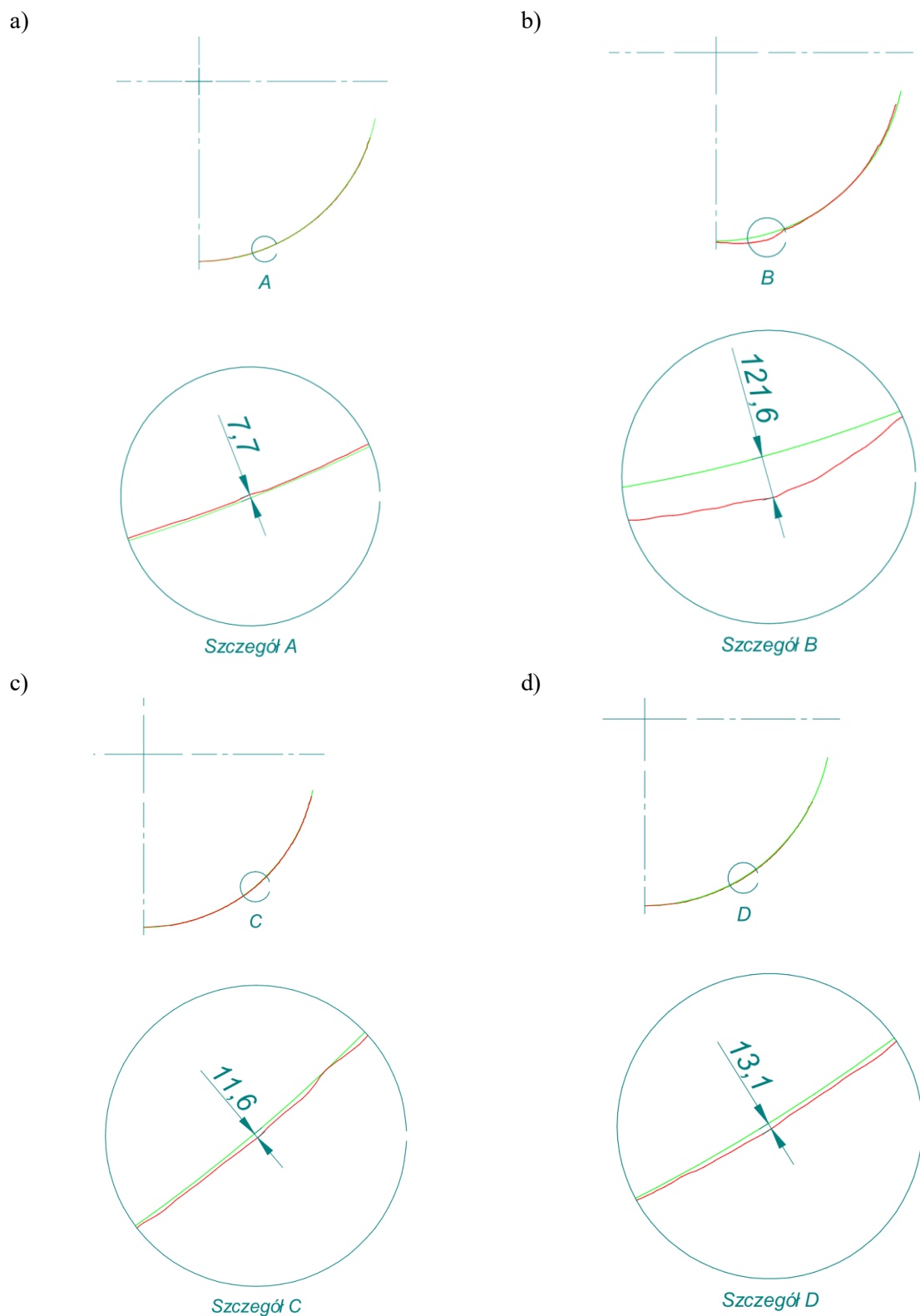


Rysunek 6.41. Kąty pochylenia ścianki wytłoczek uzyskane z zastosowaniem 2 poziomów prędkości obrotowej narzędzia i 5 wariantów materiałów narzędzi

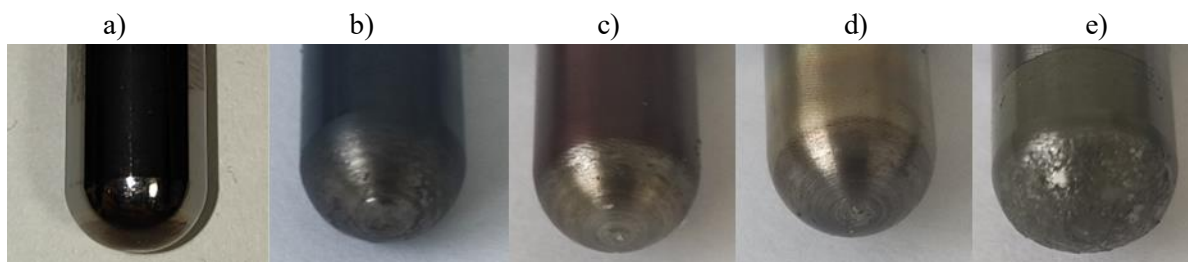
Geometria narzędzi (rys. 6.42) została zmierzona przed próbami kształtowania, a następnie dokonano ponownie ich pomiaru (rys. 6.43) uwzględniając ich zużycie po wykonanych próbach (rys. 6.44).



Rysunek 6.42. Widok końcówek narzędzi przed wykonaniem prób, warianty narzędzia: a) węglík spiekany (WS), b) WS + AlCrN, c) WS + TiSiXN, d) WS + ZrN, e) ceramika wzmacniana whiskerami Al₂O₃ SiC(w)

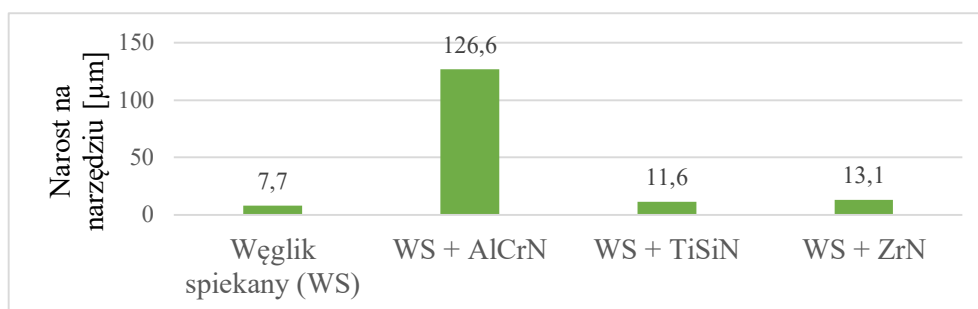


Rysunek 6.43. Pomiar narostu na narzędziu wykonanym z a) węgliku spiekanego, b) węgliku spiekanego + AlCrN, c) węgliku spiekanego + TiSiXN i d) węgliku spiekanego + ZrN: zielona linia – profil początkowy narzędzia, czerwona linia – profil po wykonanych próbach (wartości określają maksymalną odchyłkę w μm)



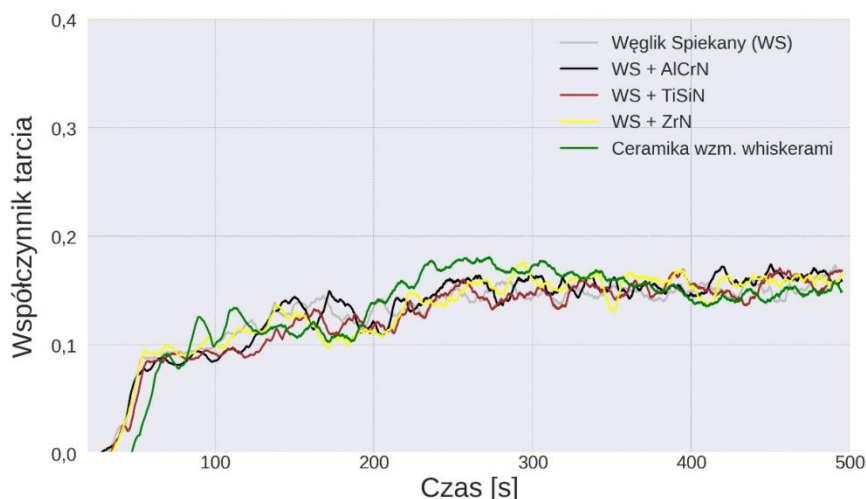
Rysunek 6.44. Widok końcówek narzędzi po wykonanych próbach, warianty narzędzia: a) węgiel spiekany (WS), b) WS + AlCrN, c) WS + TiSiXN, d) WS + ZrN, e) ceramika Al₂O₃ wzmocniana whiskerami SiC(w)

Podstawowym symptomem zużycia narzędzi jaki zaobserwowano, był narost na końcówce trzpienia formującego. Jego wielkość została oceniona i przyrównana pomiędzy zastosowanymi wariantami narzędzi (rys. 6.45). Z obserwacji wynika, iż końcówka z węgla spiekane, bez zastosowanej powłoki, osiągnęła najniższą wielkość narostu.



Rysunek 6.45. Zmierzona wielkość narostu na badanych wariantach narzędzi (po wykonanych próbach)

Analiza przebiegu składowych sił kształtowania i obliczenie na tej podstawie wartości współczynnika tarcia pomiędzy wytypowanymi narzędziami a kształtowaną blachą ze stopu tytanu nie wykazała znaczących rozbieżności (rys. 6.46). Oznacza to, że zastosowanie powłok lub zmiana materiału narzędziowego nie wnosi istotnych cech do poprawy procesu kształtowania pod względem tarcia. Może być to spowodowane występującą adhezją kształtowanej blachy do narzędzia, w wyniku czego nie dochodzi do realnego kontaktu pomiędzy narzędziem a odkształcaną blachą – a odbywa się to poprzez warstwę narostu występującego na końcówce narzędzia.



Rysunek 6.46. Zmiana współczynnika tarcia dla zastosowanych narzędzi w procesie kształtowania przyrostowego dla prędkości obrotowej narzędzia 1000 obr/min

Mając na uwadze uzyskane odkształcenie wytłoczek z zastosowaniem kilku wariantów narzędzi, ich rodzaj i stopień zużycia oraz brak ich wpływu na współczynnik tarcia, do dalszych badań z wykorzystaniem I-optymalnego planu badań typu *split-plot* wytypowano narzędzie wykonane z monolitycznego węgla spiekane, bez zastosowanej powłoki.

6.3.2. Analiza procesu kształtowania

Badania eksperymentalne kształtowania wytłoczek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V o zmiennym kącie nachylenia ścianki przeprowadzono zgodnie z matrycą planu eksperymentalnego przedstawionego w tabeli 5.12. Odpowiedziami w I-optymalnym planie eksperymentu typu *split-plot* były maksymalny kąt nachylenia ścianki α_m , składowe osiowa F_z i pozioma F_{xy} siły kształtowania oraz współczynnik tarcia (tabela 6.17) wyznaczony na podstawie parametrów siłowych procesu kształtowania, zgodnie z procedurą wyjaśnioną w rozdziale 6.2.5.

W celu przeanalizowania wpływu wejściowych czynników na maksymalny kąt pochylenia ścianki w procesie kształtowania przyrostowego, zastosowano modelowanie z wykorzystaniem regresji i metodologii powierzchni odpowiedzi (*ang. Response Surface Methodology* - RSM). Adekwatność opracowanych modeli zweryfikowano przy użyciu metody ograniczonej największej wiarygodności (*ang. Restricted Maximum Likelihood* - REML) oraz współczynnika determinacji R^2 . REML jest techniką opartą na iteracyjnym procesie estymacji efektów stałych i składników wariancji, który inicjowany jest od wstępnie

zdefiniowanego zestawu parametrów. Te są następnie iteracyjnie aktualizowane do momentu, aż różnica między kolejnymi zestawami parametrów nie przekroczy ustalonego kryterium zbieżności [277].

Tabela 6.17. Rezultaty eksperymentów kształtowania wytłoczek o zmiennym kącie nachylenia ścianki

	Odpowiedź 1	Odpowiedź 2	Odpowiedź 3	Odpowiedź 4
Lp.	Maksymalny kąt nachylenia ścianki (α_m) [°]	Siła osiowa (F_z) [N]	Składowa pozioma siły (F_{xy}) [N]	Współczynnik tarcia (μ) [-]
1	60,9	1536	476	0,12
2	48,2	1621	644	0,17
3	55	2335	849	0,11
4	65,1	1132	148	0,1
5	62,9	2070	856	0,12
6	53,8	2560	874	0,14
7	54,6	2566	966	0,12
8	51,7	1653	411	0,09
9	56,1	1805	752	0,14
10	48,1	2097	669	0,11
11	52,2	2360	757	0,22
12	52,7	2043	794	0,2
13	53,8	1831	641	0,14
14	52,3	1573	580	0,13
15	66	2020	711	0,18
16	42,3	2377	435	0,11
17	44,8	1275	132	0,08
18	45	2289	633	0,07
19	44	2159	572	0,15
20	40,6	1409	147	0,11
21	43,3	2346	501	0,1
22	40,3	2115	308	0,1
23	52	1663	310	0,12
24	65,5	1819	556	0,2
25	45,7	2464	735	0,13

Tabela 6.18 zawiera wyniki analizy REML dla maksymalnego uzyskanego kąta nachylenia ścianki wytłoczki. Zastosowanie współczynników podukładów w ramach REML pozwoliło na dalsze podzielenie jednostek podstawowych planu eksperymentalnego *split-plot* na mniejsze jednostki analizy. Istotność modelu potwierdza wartość F dla podukładu równa 35,53. Czynniki, które okazały się statystycznie nieistotne, miały wartość p wyższą niż 0,1. Natomiast wartości p w zakresie od 0,05 do 0,1 wskazują na marginalną istotność, a wartości p poniżej 0,05 potwierdzają istotność czynników w procesie obróbki SPIF. W badaniu, prędkość obrotowa i posuw narzędzia zostały zidentyfikowane jako parametry krytyczne (o największej istotności), wpływające na maksymalny kąt formowalnej ścianki. Jest to

zgodne z wynikami badań Durante i in. [50]. Większa prędkość obrotowa narzędzia poprawia podatność blachy na odkształcenie [278]. Jak stwierdzili Kumar i in. [278], wzrost formowalności wynika zarówno z pozytywnego zmniejszenia efektów tarcia na styku narzędzia z blachą, jak i z miejscowego nagrzewania materiału blachy. Chociaż ciśnienie oleju nie zostało zidentyfikowane jako istotny czynnik w modelu według oszacowanych komponentów wariancji metodą REML, to interakcja między ciśnieniem oleju a prędkością obrotową narzędzia oraz kierunkiem obrotu narzędzia okazała się istotna. Dlatego ciśnienie oleju zostało włączone do ostatecznego modelu, co pozwoliło zachować hierarchiczność i spójność analizy.

Tabela 6.18. Analiza REML dla maksymalnego kąta ścianki wytłoczki

Składnik	Stopnie swobody dla składnika	Stopnie swobody dla błędu	Wartość F	Wartość p	Istotność
Główny układ	1	2,99	0,491	0,5341	nieznaczące
a - Ciśnienie oleju (p_o)	1	2,99	0,491	0,5341	-
Podukład	13	7	35,53	< 0,0001	znaczące
B – Prędkość obrotowa narzędzia (n)	1	7,01	126,43	< 0,0001	-
C - Posuw narzędzia (f)	1	7	83,76	< 0,0001	-
D - Podziałka ścieżki (a_p)	1	7,02	20,44	0,0027	-
E - Strategia kształtowania	1	7	58,36	0,0001	-
aB	1	7	21,41	0,0024	-
aE	1	7	26,87	0,0013	-
BC	1	7,01	37,26	0,0005	-
BE	1	7	28,87	0,001	-
CD	1	7	5,95	0,0448	-
CE	1	7,01	28,12	0,0011	-
DE	1	7	29,31	0,001	-
B ²	1	7	25,72	0,0014	-
D ²	1	7	5,49	0,0516	-
Odchylenie standardowe		7,4			
Średnia		51,88	R²	0,9852	
Współczynnik zmienności %		14,27	Skorygowane R²	0,9557	

Wyniki metody ograniczonej największej wiarygodności dla uzyskanego kąta wytłoczki ścianki, przedstawione w tabeli 6.18, dotyczą przedziału ufności 95%. Zdolność modelu do dopasowania się do danych eksperymentalnych była wysoka, z wartością R^2 równą 0,9852, co wskazuje na bardzo dobre dopasowanie modelu do danych. Dodatkowo, skorygowana wartość R^2 wynosząca 0,9557, świadczy o wysokiej jakości modelu, uwzględniając liczbę zmiennych niezależnych i wielkość próby. Wykazuje to, że model jest nie tylko statystycznie znaczący, ale również ma wysoką zdolność predykcyjną.

Funkcja zawierająca rzeczywiste współczynniki wejściowe, opisująca maksymalny uzyskany kąt nachylenia formowalnej ścianki została podzielona względem dwóch strategii kształtowania.

Równanie opisujące maksymalny kąt nachylenia ścianki dla strategii współbieżnej:

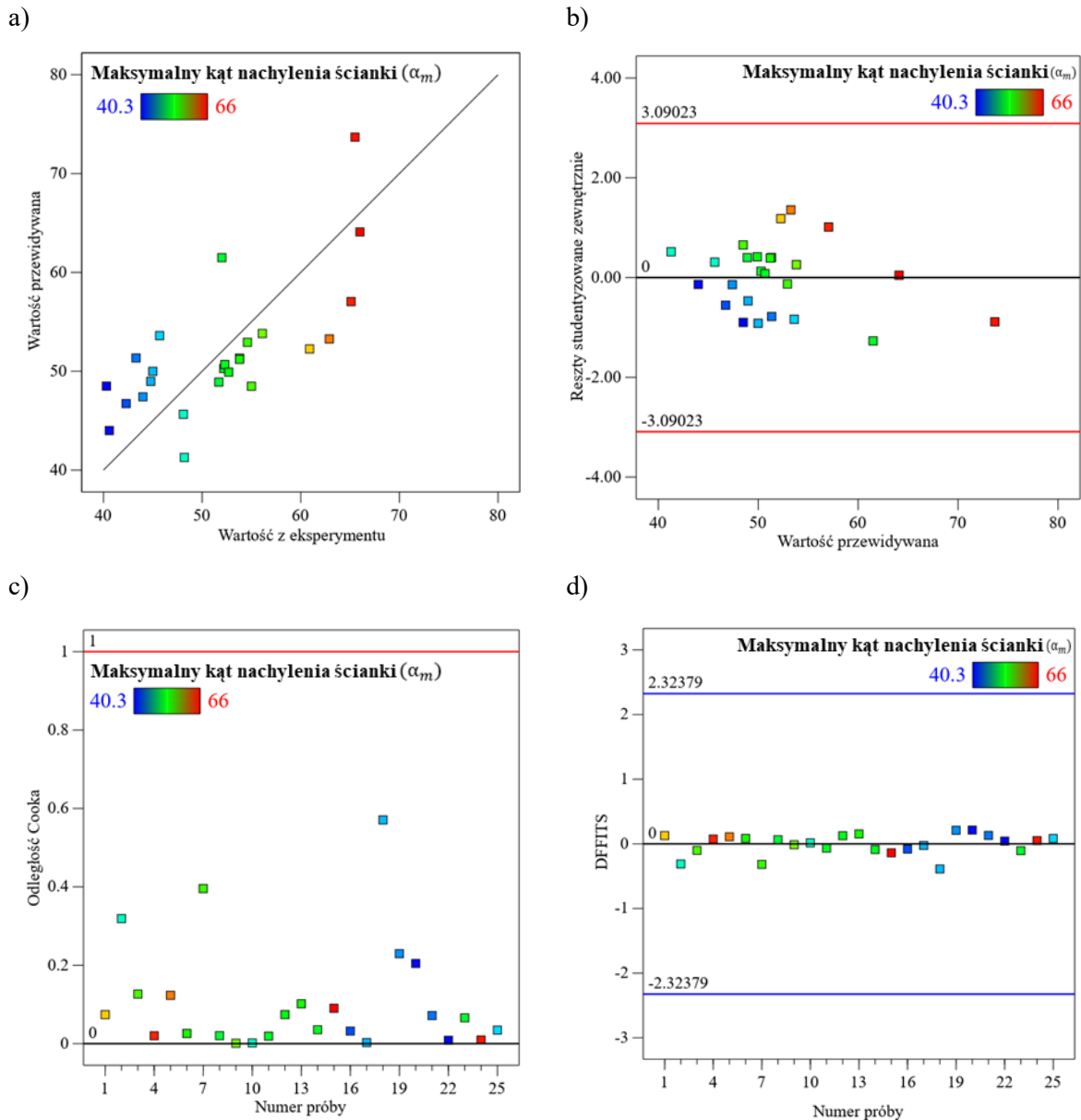
$$\alpha_m = 44,9547 - 0,675055 \times a - 0,00885697 \times B + 0,00548276 \times C + 26,0893 \times D + 0,00338194 \times aB - 1,29548 \times 10^{-5} \times BC - 0,00224459 \times CD + 2,08985 \times 10^{-5} \times B^2 - 54,6211 \times D^2 \quad (6.7)$$

Równanie opisujące maksymalny kąt nachylenia ścianki dla strategii przeciwbieżnej:

$$\alpha_m = 36,1423 + 1,74114 \times a - 0,00293648 \times B + 0,00502355 \times C + 38,0853 \times D + 0,00338194 \times aB - 1,29548 \times 10^{-5} \times BC - 0,00224459 \times CD + 2,08985 \times 10^{-5} \times B^2 - 54,6211 \times D^2 \quad (6.8)$$

Analiza modelu przeprowadzona za pomocą wybranych wykresów diagnostycznych dostarcza istotnych informacji na temat dopasowania modelu i obserwacji wpływowych. Wykres przedstawiający zależność wartości przewidywanych oraz rzeczywistych wskazuje na ogólną skuteczność modelu w odwzorowaniu zależności występujących w danych eksperymentalnych (rys. 6.47a). Rysunek 6.47b przedstawia zewnętrznie studentyzowane reszty w stosunku do wartości przewidywanych przez model regresji. Linie poziome oznaczają granice, poza którymi reszty mogą być uznane za odstające. Większość punktów skupia się wokół linii zerowej, co wskazuje na adekwatność modelu. Na kolejnym wykresie (rys. 6.47c) przedstawiono odległości Cooka dla poszczególnych obserwacji w modelu, gdzie oś pozioma reprezentuje numer próby, a oś pionowa – wartość odległości Cooka. Odległość Cooka jest miarą wpływu, jaki usunięcie danej obserwacji miałoby na estymowane parametry modelu. Na wykresie nie widać punktów przekraczających powszechnie przyjęty próg dla odległości Cooka (zazwyczaj wartość 1), co sugeruje, że żadna z obserwacji indywidualnie nie wywiera nadmiernego wpływu na model. Takie wyniki zaświadczą o stabilności modelu, gdyż nie wskazują na konieczność rewidowania założeń czy usunięcia potencjalnie problematycznych danych. Wykres różnic w dopasowaniu (DFITS) (rys. 6.47d) przedstawia wartości tego wskaźnika dla poszczególnych obserwacji modelu, gdzie oś pozioma

odpowiada numerowi próby, a oś pionowa – wartościom DFFITS. Wartości DFFITS są miarą wpływu, jaki usunięcie danej obserwacji wywiera na dopasowanie modelu. Granice poziome reprezentują przyjęte progi, powyżej których obserwacje uznaje się za mające znaczący wpływ na model. Na wykresie nie zaobserwowano obserwacji przekraczających te progi, co sugeruje, że model jest odporny na wpływ pojedynczych obserwacji i nie wykazuje obserwacji o zbyt dużym wpływie.

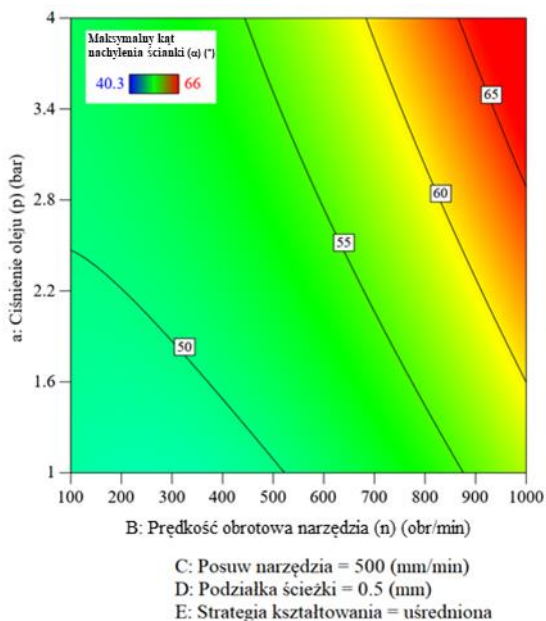


Rysunek 6.47. Wykresy diagnostyki dla modelu opisującego uzyskany kąt nachylenia ścianki wylóczki wykonanej ze stopu Ti-6Al-4V: a) zależność między wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnętrznymi studentyzowanymi resztami, c) odległość Cooka oraz d) różnica w dopasowaniu (DFFITS) dla każdej z prób

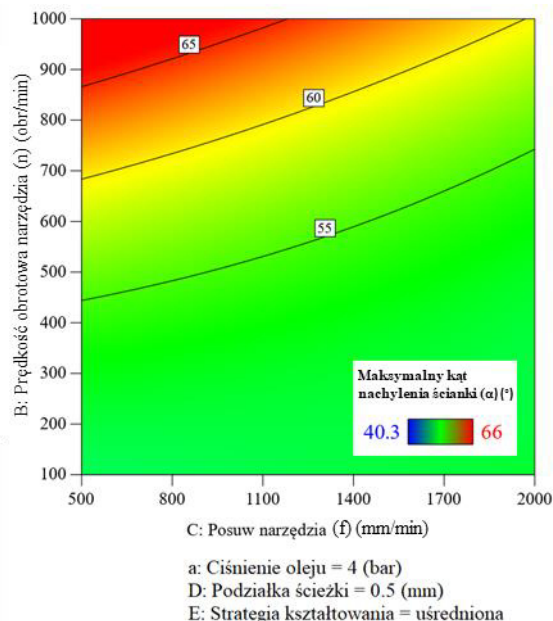
Dokładna analiza wpływu zmiennych wejściowych, jak ciśnienie oleju, prędkość obrotowa i posuw narzędzia, podziałka ścieżki oraz strategia kształtowania (kierunek obrotów narzędzia względem posuwu), została przedstawiona na rysunku 6.48. Można zaobserwować, że wzrost ciśnienia oleju i jednocześnie prędkości obrotowej narzędzia zwiększa maksymalny kąt nachylenia formowanej ścianki (rys. 6.48a). Wynika to z faktu, że wyższe ciśnienie oleju zwiększa nacisk blachy na narzędzie, zwiększając w ten sposób rzeczywistą powierzchnię styku. Tym samym zwiększona powierzchnia styku powoduje intensywniejsze wytwarzanie ciepła. W przypadku przeciwbieżnej strategii formowania, można uzyskać większe maksymalne kąty formowalnej ścianki (rys. 6.48d).

Wysoka prędkość obrotowa narzędzia jest w stanie bardziej podgrzać materiał i zwiększyć jego formowalność. Zwiększenie prędkości obrotowej narzędzia dla danego poziomu posuwu zwiększa maksymalny osiągalny kąt formowania (rys. 6.48b). Wartości maksymalnego formowalnego kąta ścianki podczas SPIF z kierunkiem obrotu przeciwbieżnym (rys. 6.48d) dla tej samej wartości posuwu i wielkości kroku są większe niż podczas SPIF z kierunkiem obrotu narzędzia zgodnym z ruchem wskazówek zegara (rys. 5.7a). Zmniejszenie prędkości posuwu prowadzi do zwiększenia maksymalnego kąta formowalnej ścianki (rys. 6.48c).

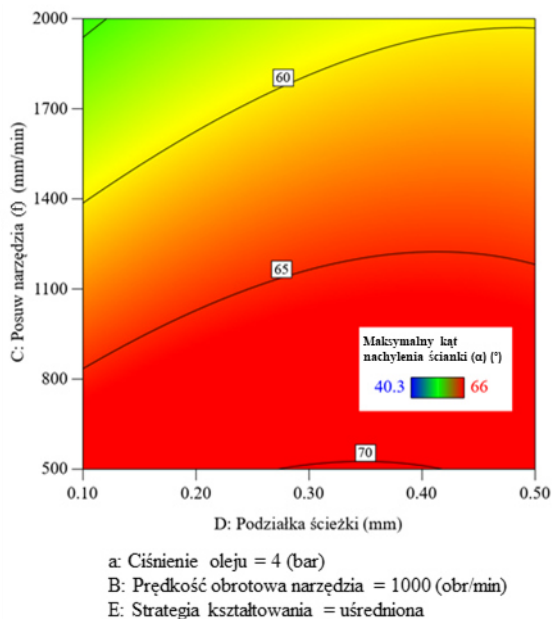
a)



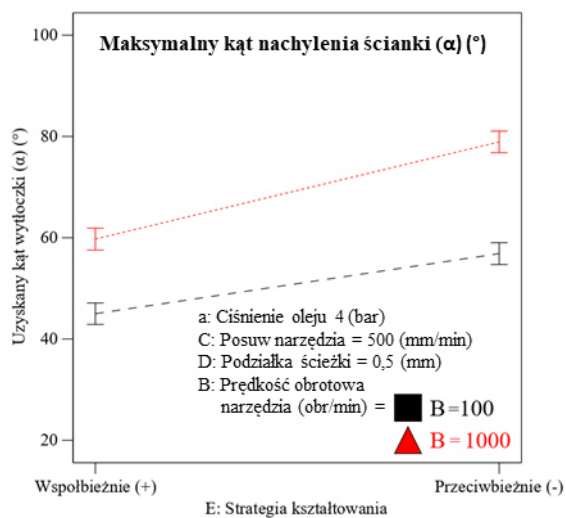
b)



c)



d)



Rysunek 6.48. Wykresy przedstawiające wpływ a) prędkości obrotowej narzędzia i ciśnienia oleju, b) posuwu narzędzia i prędkości obrotowej narzędzia, c) podziałki ścieżki i posuwu narzędzia oraz d) strategii kształtowania i prędkości obrotowej narzędzia na maksymalny kąt nachylenia ścianki wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V

6.3.3. Analiza parametrów siłowych

Siła osiowa F_z

Tabela 6.19 przedstawia wyniki analizy REML dla siły osiowej F_z . Wartość F dla podukładu wynosząca 51,46 sugeruje, że model jest istotny. Prędkość obrotowa narzędzia i podziałka ścieżki są kluczowymi parametrami, które wpływają na siłę osiową, a w dalszej kolejności posuw narzędzia. Strategia kształtowania okazała się nieistotna dla wartości siły osiowej F_z .

Tabela 6.19. Statystyki analizy REML dla siły osiowej F_z

Składnik	Stopnie swobody dla składnika	Stopnie swobody dla błędu	Wartość F	Wartość p	Istotność
Główny układ	1	18	0,051	0,8239	nieznaczące
a - Ciśnienie oleju (p_o)	1	18	0,051	0,8239	-
Podukład	5	18	51,46	< 0,0001	znaczące
B – Prędkość obrotowa narzędzia (n)	1	18	34,82	< 0,0001	-
C - Posuw narzędzia (f)	1	18	12,3	0,0025	-
D - Podziałka ścieżki (a_p)	1	18	174,15	< 0,0001	-
aD	1	18	7,86	0,0117	-
D ²	1	18	5,64	0,0289	-
Odchylenie standardowe					
		119,51			
Średnia		1964,72		R²	0,9351
Współczynnik zmienności %		6,08		Skorygowane R²	0,9027

Wyniki badań przedstawione przez Baharudin i in. [279] również wykazały podobne zależności pomiędzy parametrami wejściowymi i siłą osiową. Interakcja między ciśnieniem oleju a podziałką ścieżki jest znacząca. Dlatego, aby zachować hierarchię modelu, ciśnienie oleju zostało uwzględnione w ostatecznym modelu REML (zasada hierarchiczności). Składnik modelu „strategia kształtowania” przekroczył wartość $p = 0,05$ dlatego został wyeliminowany z analizy.

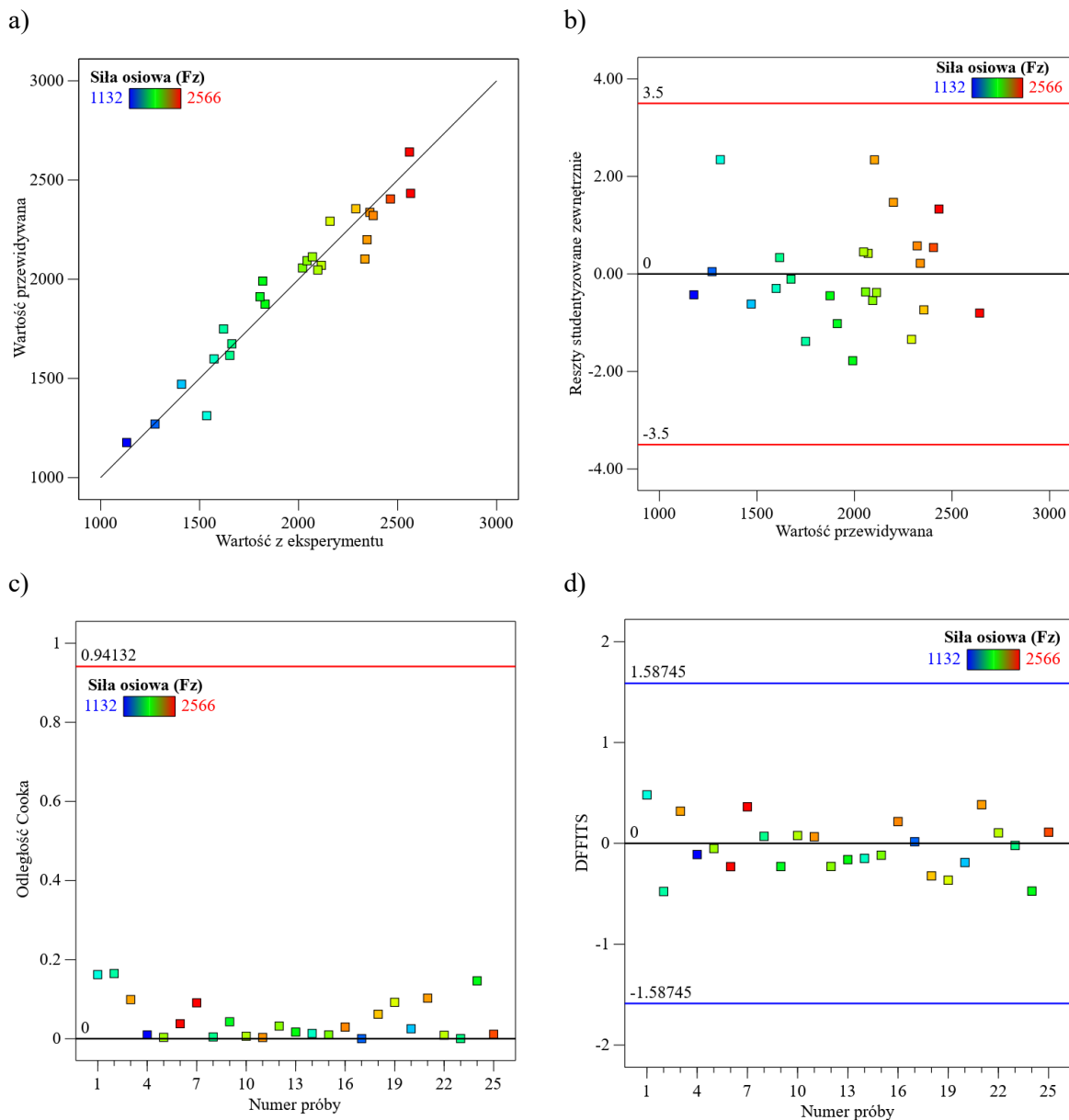
Statystyki wyników analizy REML siły osiowej (tabela 6.19) określono dla przedziału ufności 95%. Współczynnik determinacji R^2 wyniósł 0,9351, co wskazuje, że model ten jest dobrze dopasowany do danych eksperymentalnych. Co więcej, skorygowana wartość R^2

wynosząca 0,9027 jest w rozsądnej zgodności z wartością R^2 . Z wyników REML dla odpowiedzi wywnioskowano, że opracowany model statystyczny jest odpowiedni. W związku z tym model ten można wykorzystać do przewidywania siły osiowej w przestrzeni parametrów użytych podczas eksperymentów.

Równanie regresji opisujące siłę osiową na podstawie rzeczywistych czynników wejściowych, przyjmuje następującą postać:

$$F_z = 863,92 + 130,396 \times a - 0,404372 \times B + 0,139125 \times C + 5032,36 \times D - 416,835 \times aD - 3280,82 \times D^2 \quad (6.19)$$

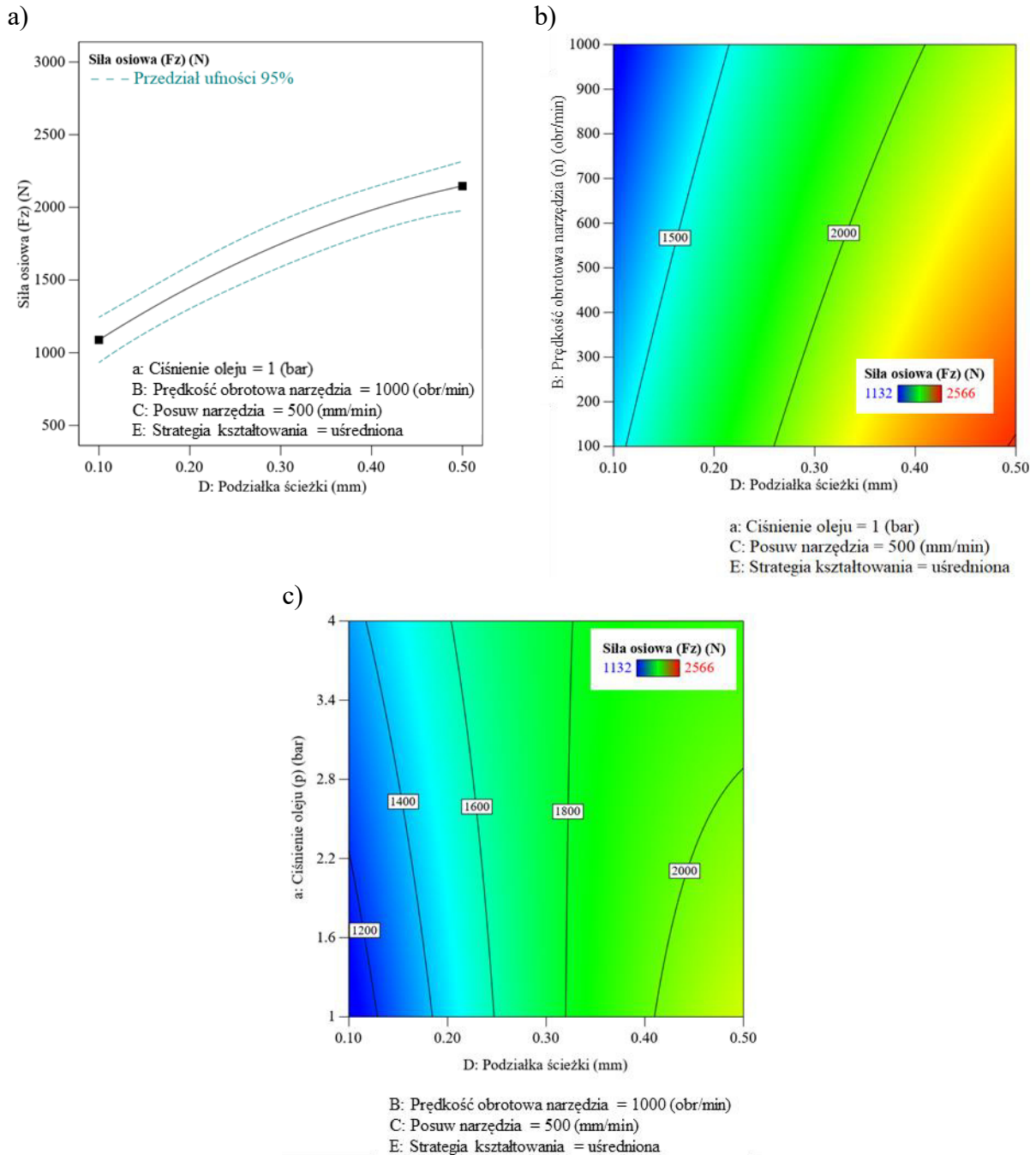
Porównanie wartości eksperymentalnych z przewidywanymi przez model dla siły osiowej przedstawiono na rysunku 6.49a. Wysoką korelację między wartościami przewidywanymi i rzeczywistymi potwierdza proporcjonalny, bliski rozkład punktów wzdłuż linii $x = y$, przy której model w pełni dokładnie opisywał by wynik eksperymentu [237]. Rysunek 6.49b przedstawia reszty studentyzowane zewnątrznie w odniesieniu do wartości przewidywanych przez model. Losowy układ punktów resztowych sugeruje brak systematycznych błędów w modelu regresji. Reszty wydają się być losowo rozłożone wokół wartości zerowej na osi pionowej, co sugeruje dobrą jakość dopasowania modelu do danych. Na rysunku 6.49c przedstawiono rozkład wartości odległości Cooka dla poszczególnych prób eksperymentalnych, oznaczonych numerami od 1 do 25. Na wykresie widoczne jest, że większość punktów skupia się w dolnej części wykresu, co sugeruje, że większość obserwacji ma niski wpływ (jako pojedyncza próba) na oszacowania modelu. Nie ma punktów, które przekraczają górną granicę odległości Cooka. To wskazuje na to, że żadna pojedyncza obserwacja nie ma nadmiernie dużego wpływu na wyniki modelu, a model jest stosunkowo odporny na wpływ pojedynczych obserwacji. Miarę różnic w dopasowaniu (DFFITs), która pokazuje, jak bardzo wartość przewidywana przez model zmieniłaby się, gdyby usunąć daną obserwację z zestawu danych przedstawiono na rysunku 6.49d. Punkty są rozmieszczone wzdłuż osi zerowej i nie wykraczają znacznie poza wyznaczone granice, co świadczy o tym, że żadna z obserwacji nie ma nieproporcjonalnie dużego wpływu na model.



Rysunek 6.49. Wykresy diagnostyki dla modelu opisującego siłę osiową F_z podczas kształtowania wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V: a) zależność między wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnętrznymi studentyzowanymi resztami, c) odległość Cooka oraz d) różnica w dopasowaniu (DFFITS) dla każdej z prób

Analizując wykres 6.50a przedstawiający odpowiedzi modelu można stwierdzić, że podziałka ścieżki wykazuje znaczący wpływ na siłę osiową. Jej wzrost powoduje zwiększenie siły osiowej. Zmieniając tylko ten parametr wejściowy z 0,1 mm na 0,5 mm wartość siły osiowej zwiększa się ponad dwukrotnie (rys. 6.50a). Przy stałej podziałce ścieżki zwiększenie prędkości obrotowej narzędzia powoduje obniżenie wartości siły osiowej (rys. 6.50b).

Wynika to ze zjawiska tarcia występującego pomiędzy narzędziem a blachą, które przyczynia się do podwyższenia temperatury materiału kształtowanej wytłoczki. Podwyższona temperatura skutkuje obniżeniem wartości siły osiowej. Interakcję pomiędzy ciśnieniem oleju a podziałką ścieżki przedstawiono na rysunku 6.50c.



Rysunek 6.50 Zależność siły osiowej F_z dla zbudowanego modelu regresji w zależności od a) podziałki ścieżki, b) podziałki ścieżki i prędkości obrotowej narzędzia oraz c) podziałki ścieżki i ciśnienia oleju

Składowa pozioma siły F_{xy}

W przeprowadzonej analizie zidentyfikowano istotne czynniki wpływające na wynik zmiennej zależnej F_{xy} . Podukład, charakteryzujący się pięcioma stopniami swobody dla składnika, wykazał znaczący wpływ na model z wartością F równą 28,31 i poniżej krytycznego poziomu istotności wartości p . Prędkość obrotowa narzędzia n i strategia kształtowania (E) jako indywidualne zmienne z jednym stopniem swobody mają istotny wpływ, z wartościami F odpowiednio 9,67 i 9,63, co przekłada się na wartości p wynoszące 0,0071 i 0,0073. Posuw narzędzia f wykazał istotność z wartością $F = 8,01$ i wartością $p = 0,0126$. Podziałka ścieżki ma wysoki wpływ na model, co wykazała wartość F wynosząca 105,75 przy p mniejszym niż 0,0001 (tabela 6.20).

Tabela 6.20. Statystyki analizy REML dla składowej poziomej siły F_{xy}

Składnik	Stopnie swobody dla składnika	Stopnie swobody dla błędu	Wartość F	Wartość p	Istotność
Podukład	5	15,12	28,31	< 0,0001	znaczące
B – Prędkość obrotowa narzędzia (n)	1	15,12	9,67	0,0071	-
C - Posuw narzędzia (f)	1	15,08	8,01	0,0126	-
D - Podziałka ścieżki (a_p)	1	15,27	105,75	< 0,0001	-
E – Strategia kształtowania	1	15,04	9,63	0,0073	-
C^2	1	15,13	11,56	0,0039	-
Odchylenie standardowe		169,13			
Średnia		578,28	R^2	0,9018	
Współczynnik zmienności %		29,25	Skorygowane R^2	0,8614	

Interesującą obserwacją jest istotność kwadratu posuwu narzędzia (C^2), która z wartością F 11,56 i wartością $p = 0,0039$ sugeruje nieliniową zależność tego czynnika od siły poziomej. Analiza wykazała odchylenie standardowe na poziomie 169,13, wskazujące na zróżnicowanie wyników, które jednak model jest w stanie wyjaśnić w 90,18%, co odzwierciedla wysoki współczynnik determinacji R^2 . Skorygowane R^2 na poziomie 0,8614, uwzględniające liczbę predyktorów w modelu, utrzymuje silne dopasowanie. Zmienność wyników, mierzona jako współczynnik zmienności procentowej, obliczono na 29,25% w stosunku do średniej wynoszącej 578,28. Ta zmienność wskazuje na znaczącą dyspersję w danych, co może być przedmiotem dalszej analizy w kontekście stabilności procesu.

Dla opisu składowej poziomej siły kształtowania utworzono dwa równania regresji w zależności od zastosowanej strategii kształtowania wytłoczki:

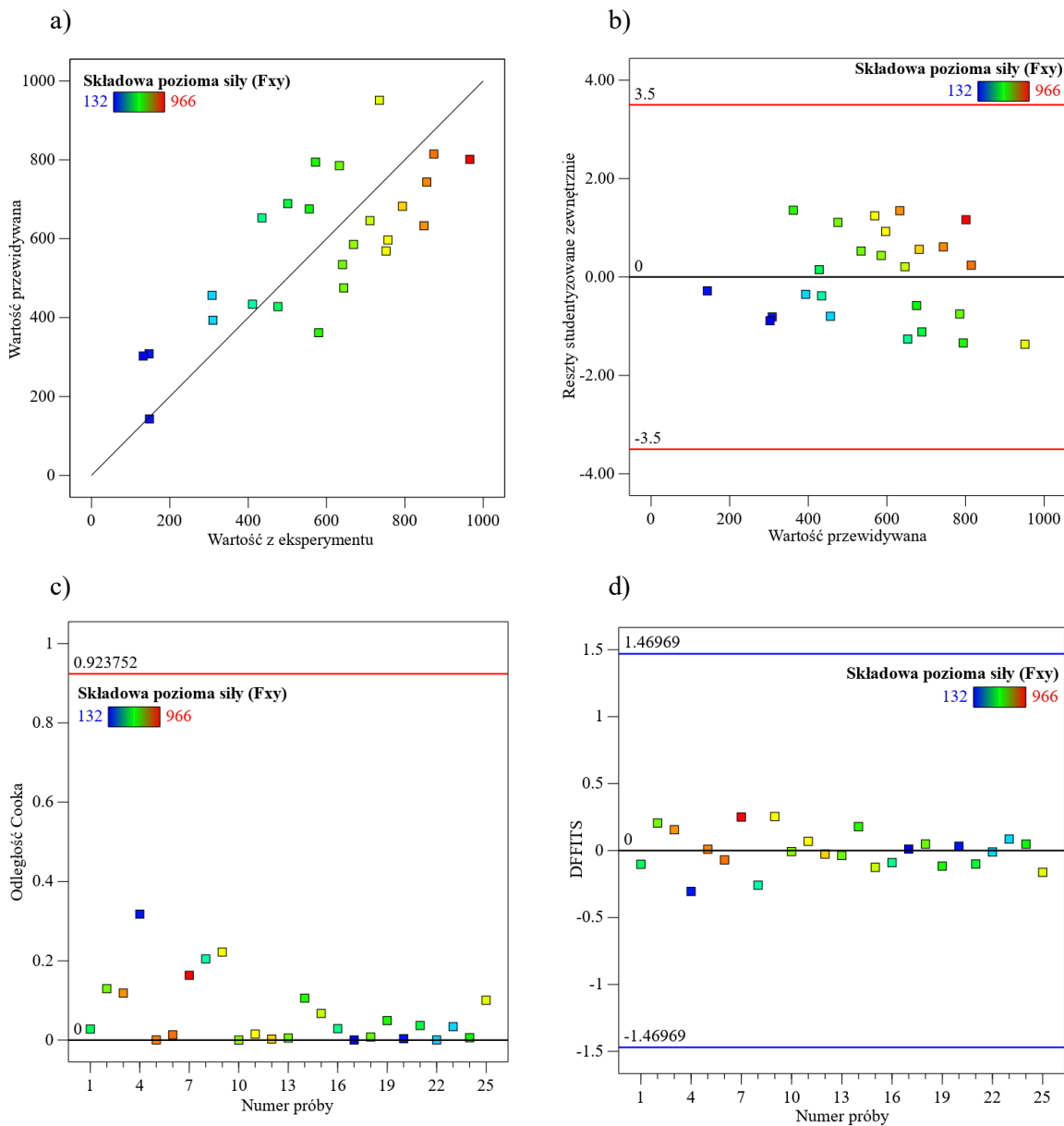
a) obróbka współbieżna:

$$F_{xy} = -208,514 - 0,178402 \times B + 1,01061 \times C + 935,298 \times D - 0,000360729 \times C^2 \quad (6.10)$$

b) obróbka przeciwbieżna:

$$F_{xy} = -146,075 - 0,178402 \times B + 1,01061 \times C + 935,298 \times D - 0,000360729 \times C^2 \quad (6.11)$$

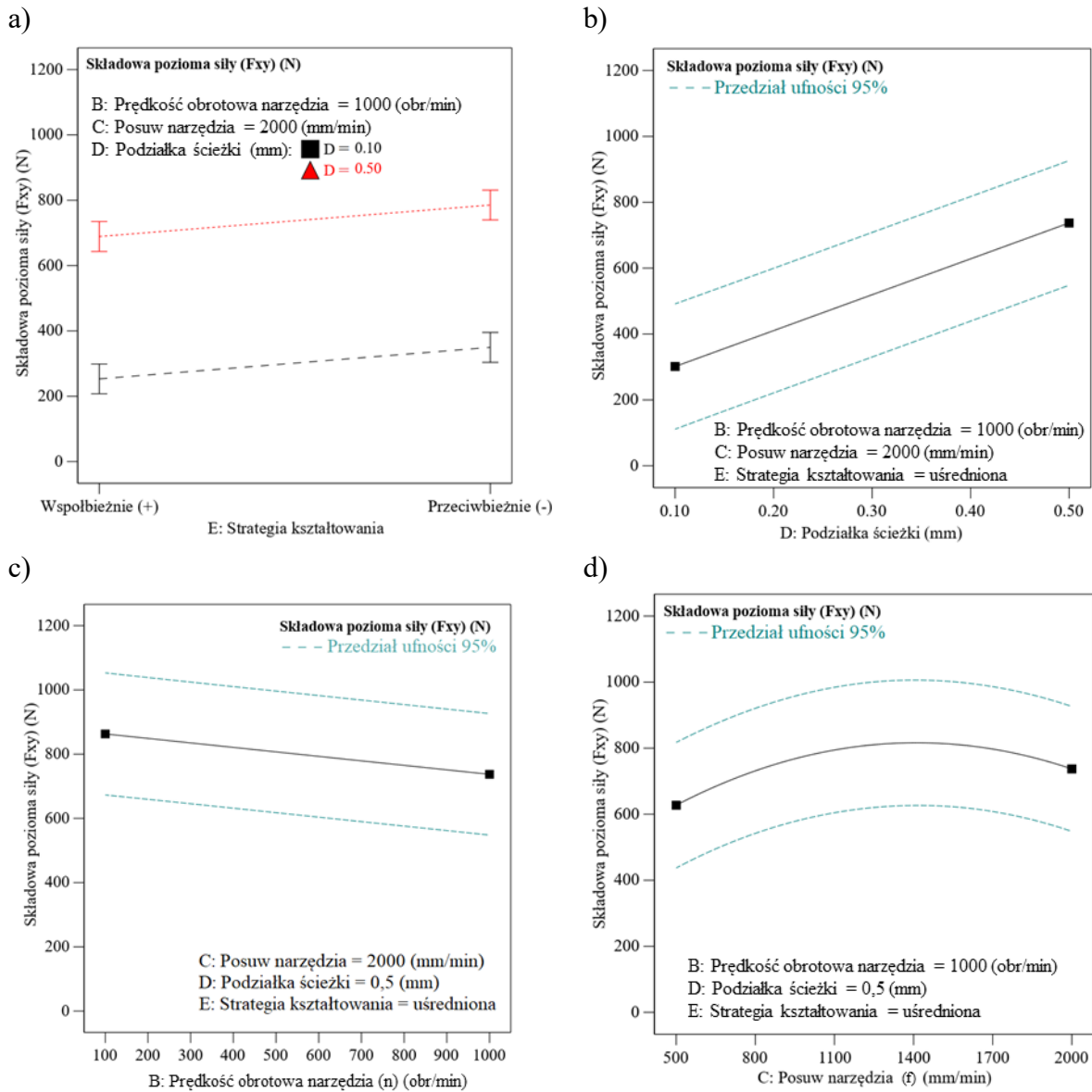
Przeprowadzono diagnostykę otrzymanego modelu, której parametry przedstawiono na rysunku 6.51. Widoczna jest wysoka korelacja pomiędzy wartościami przewidywanymi przez model a wartościami eksperymentalnymi (rys. 6.51a). Punkty są rozproszone wzdłuż prostej od lewego dolnego rogu do prawego górnego rogu wykresu, co wskazuje na proporcjonalność przewidywań do wyników eksperymentalnych w całym zakresie mierzonych wartości siły F_{xy} . Różnice pomiędzy wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi pomiarów składowej poziomej siły F_{xy} w odniesieniu do wartości przewidywanej przedstawia rysunek 6.51b. Punkty rozłożone są blisko poziomej linii zerowej, co sugeruje, że różnice pomiędzy wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi są niewielkie. Analizując wykres odległości Cooka (rys. 6.51c), żaden z punktów nie przekracza wartości progowej, co oznacza że usunięcie danej obserwacji nie ma wpływu na zmianę w oszacowaniach modelu. Wykres różnic w dopasowaniu DFFITS (rys. 6.51d) nie zawiera wyraźnych odstępstw przekraczających graniczne wartości, które wskazywałyby obserwacje potencjalnie wywierające silny wpływ na dopasowanie modelu.



Rysunek 6.51. Wykresy diagnostyki dla modelu opisującego składową poziomą siły F_{xy} podczas kształtowania wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V: a) zależność między wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnętrznymi studentyzowanymi resztami, c) odległość Cooka oraz d) różnica w dopasowaniu (DFFITS) dla każdej z prób

Wpływ pojedynczych czynników na wartości składowej poziomej siły F_{xy} przedstawia rysunek 6.52. Przy niezmiennej prędkości obrotowej oraz posuwie narzędzia, można zaobserwować, że współbieżna strategia kształtowania sprzyja obniżeniu składowej poziomej siły (rys. 6.52a). Ponadto obniżeniu wartości tej składowej przyczyniają się wysoka prędkość obrotowa narzędzia, powodująca zwiększenie temperatury w strefie kontaktu narzędzia

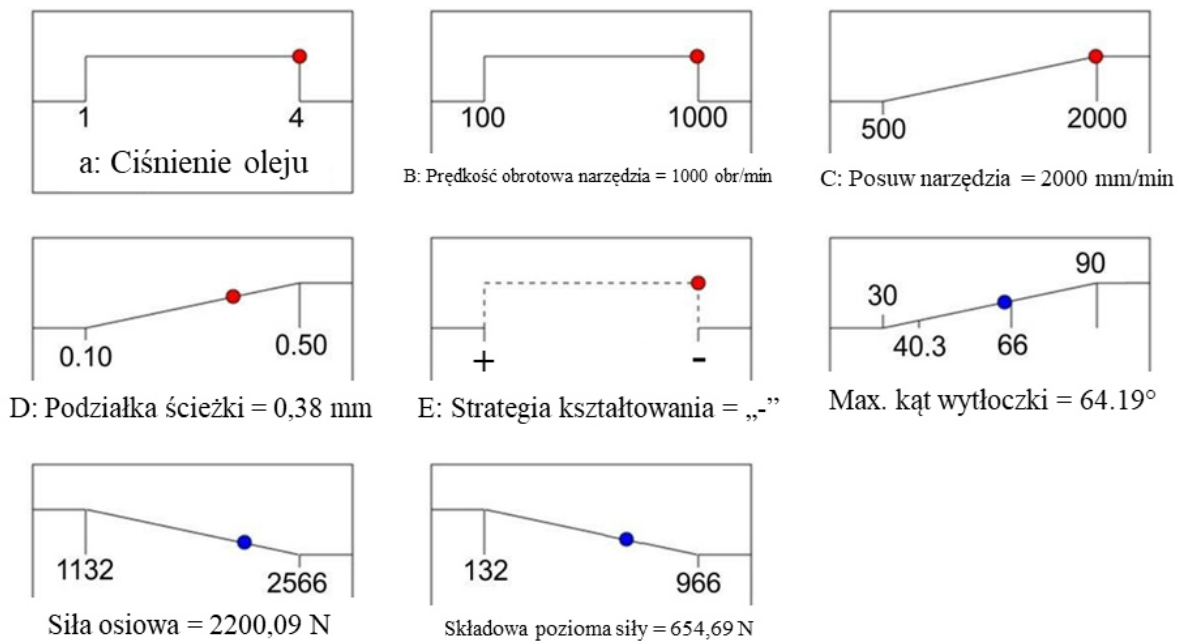
z kształtowanym wyrobem. Zwiększenie podziałki ścieżki powoduje wzrost składowej F_{xy} (rys. 6.52c), podczas gdy wpływ posuwu wykazuje zależność nieliniową (rys. 6.52d).



Rysunek 6.52. Statystyczny wpływ a) strategii kształtowania, b) podziałki ścieżki, c) prędkości obrotowej narzędzia oraz d) posuwu narzędzia na wartość składowej poziomej siły F_{xy} podczas kształtowania wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V

6.3.4. Wielokryterialna optymalizacja parametrów wejściowych

Na podstawie uzyskanych modeli, wykonano optymalizację procesu według kryteriów przedstawionych w rozdziale 5.2.2. Wynikiem iteracji otrzymano 100 rozwiązań, z których wybrano najbardziej pożądane (najwyżej spełniające zadane kryteria optymalizacji), przedstawione na rysunku 6.53.



Rysunek 6.53. Wybrane, najbardziej korzystne (zoptymalizowane) parametry obróbkowe blachy ze stopu Ti-6Al-4V

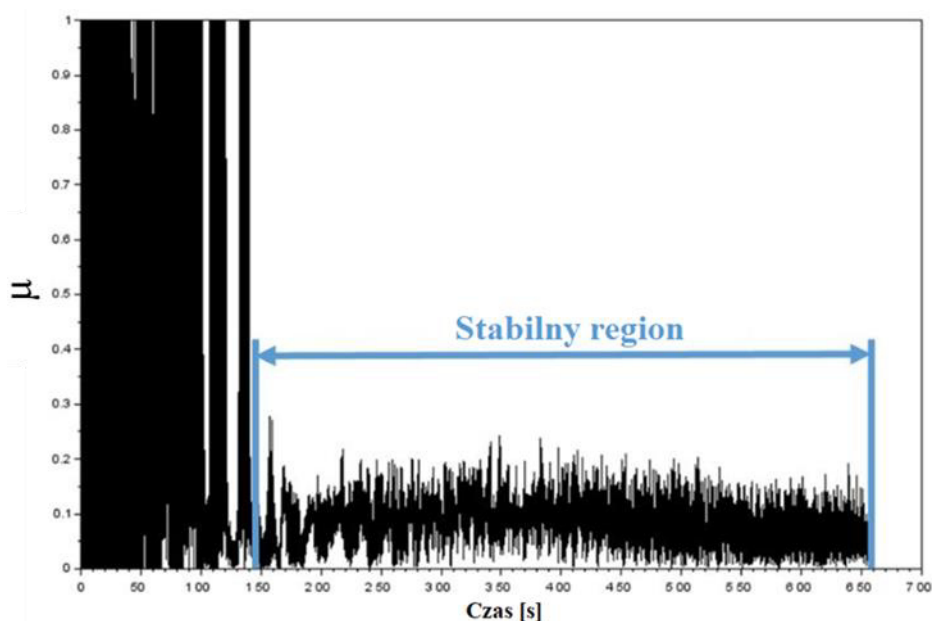
Otrzymane rozwiązanie przedstawia parametry wejściowe wraz z przewidywanymi wynikami procesu (wyjściami). Wynikiem optymalizacji jest próba bardzo zbliżona do próby wykonanej w eksperymencie z numerem porządkowym 15 (tabela 5.12). Porównując wynik optymalizacji z próbą 15 można określić następujące wartości błędu: 3,03% - maksymalny kąt nachylenia ścianki α_m , 8,91% - siła osiowa F_z i 7,88% - składowa pozioma siły F_{xy} .

6.3.5. Wyznaczanie wartości współczynnika tarcia

W celu oszacowania wartości współczynnika tarcia, dokonano obliczeń na podstawie uśrednionych wartości z obszaru stabilizacji parametrów siłowych procesu kształtowania, zgodnie z rysunkiem 6.54. Zastosowana metodyka pozwoliła na ekstrakcję reprezentatywnych danych dla procesu kształtowania poprzez skupienie uwagi na fazie procesu formowania. Wybór ustabilizowanego segmentu zmian sił kształtowania umożliwił wyeliminowanie wpływu fluktuacji początkowych sił oraz zjawisk przejściowych, co przyczyniło się do precyzyjniejszego ustalenia wartości współczynnika tarcia dla poszczególnych prób eksperymentalnych.

Przeprowadzono analizę REML na podstawie wartości współczynnika tarcia wyznaczonego dla 25 eksperymentów o parametrach przedstawionych w tabeli 6.17. Wartości współczynnika tarcia wyznaczono na podstawie strategii omówionej w rozdziale 6.2.5.

Statystyki dopasowania modelu ograniczonej największej wiarygodności (REML) przedstawiono w tabeli 6.21. Wartość statystyk F, które dla głównego układu oraz ciśnienia oleju p_o osiągnęły odpowiednio 85,08 i 115,2, a także niskie wartości p na poziomach 0,0256 i 0,0213, informują, że te czynniki wykazują znaczący wpływ na model. Ponadto, istotność kwadratu ciśnienia oleju (a^2) z wartością F równą 40,46 oraz p równym 0,0378 podkreśla znaczenie tego nieliniowego składnika w oddziaływaniu na zmienną odpowiedzi w postaci współczynnika tarcia.



Rysunek 6.54. Zmiana współczynnika tarcia w czasie kształtowania wytłoczki VWACF ($p_o = 2$ bary $n = 1000$ obr/min, $f = 500$ mm/min, $a_p = 0,1$ mm) z wyznaczeniem regionu stabilnego

Model został również poddany analizie pod kątem istotności pozostałych składników i interakcji (tabela 6.21). Podukład, reprezentujący złożone oddziaływanie między zmiennymi, wykazał wysoką wartość F (49,01) i wartość p mniejszą niż 0,0001. Istotny wpływ miały również interakcje aD, BC i CD, co zostało potwierdzone przez ich bardzo niskie wartości p oraz wysokie wartości F. Z kolei pojedyncze składniki takie jak prędkość obrotowa narzędzia n i posuw narzędzia f nie miały istotnego wpływu na model, co wskazują ich wartości F, odpowiednio 0,0332 i 3,9, oraz wartości $p = 0,8585$ i $p = 0,0723$, jednakże zostały dołączone do modelu w wyniku znaczącej istotności w interakcji z innymi czynnikami. Podziałka ścieżki (D^2) z wartością F równą 28,92 oraz strategia kształtowania (E) z wartością F 10,85 i wartością $p = 0,0067$, wskazują na istotność tych wejść w modelu.

Wysoka wartość R^2 wynosząca 0,9816, jak również skorygowane R^2 na poziomie 0,9598, potwierdzają, że model wyjaśnia większość zmienności obserwowanej zmiennej odpowiedzi, zapewniając przy tym wiarygodność i precyzję dopasowania. Stabilność procesu jest również potwierdzona przez niski współczynnik zmienności, wynoszący 5,6% w stosunku do średniej wartości zmiennej odpowiedzi (0,1304).

Tabela 6.21. Statystyki analizy REML dla współczynnika tarcia μ .

Składnik	Stopnie swobody dla składnika	Stopnie swobody dla błędu	Wartość F	Wartość p	Istotność
Główny układ	2	1,56	85,08	0,0256	znaczące
a - Ciśnienie oleju (p_o)	1	1,5	115,2	0,0213	-
a^2	1	1,64	40,46	0,0378	
Podukład	9	11,26	49,01	<0,0001	znaczące
B – Prędkość obrotowa narzędzia (n)	1	12,18	0,0332	0,8585	-
C - Posuw narzędzia (f)	1	11,78	3,9	0,0723	-
D - Podziałka ścieżki (a_p)	1	12,98	41,3	<0,0001	-
E - Strategia kształtowania	1	11,55	10,85	0,0067	-
aD	1	11,27	34,4	<0,0001	-
BC	1	11,79	158,98	<0,0001	-
CD	1	11,62	99,99	<0,0001	-
B^2	1	11,12	51,86	<0,0001	-
D^2	1	11	28,92	0,0002	-
Odchylenie standardowe		0,0073			
Średnia		0,1304	R^2	0,9816	
Współczynnik zmienności %		5,6	Skorygowane R^2	0,9598	

Dla otrzymanego modelu REML przedstawiono równania (6.12, 6.13) opisujące wpływ rzeczywistych zmiennych wejściowych na przewidywany przez model współczynnik tarcia μ . Równania te zostały rozdzielone według zastosowanej strategii kształtowania ze względu na istotność tego parametru w objaśnianiu współczynnika tarcia:

a) obróbka współbieżna

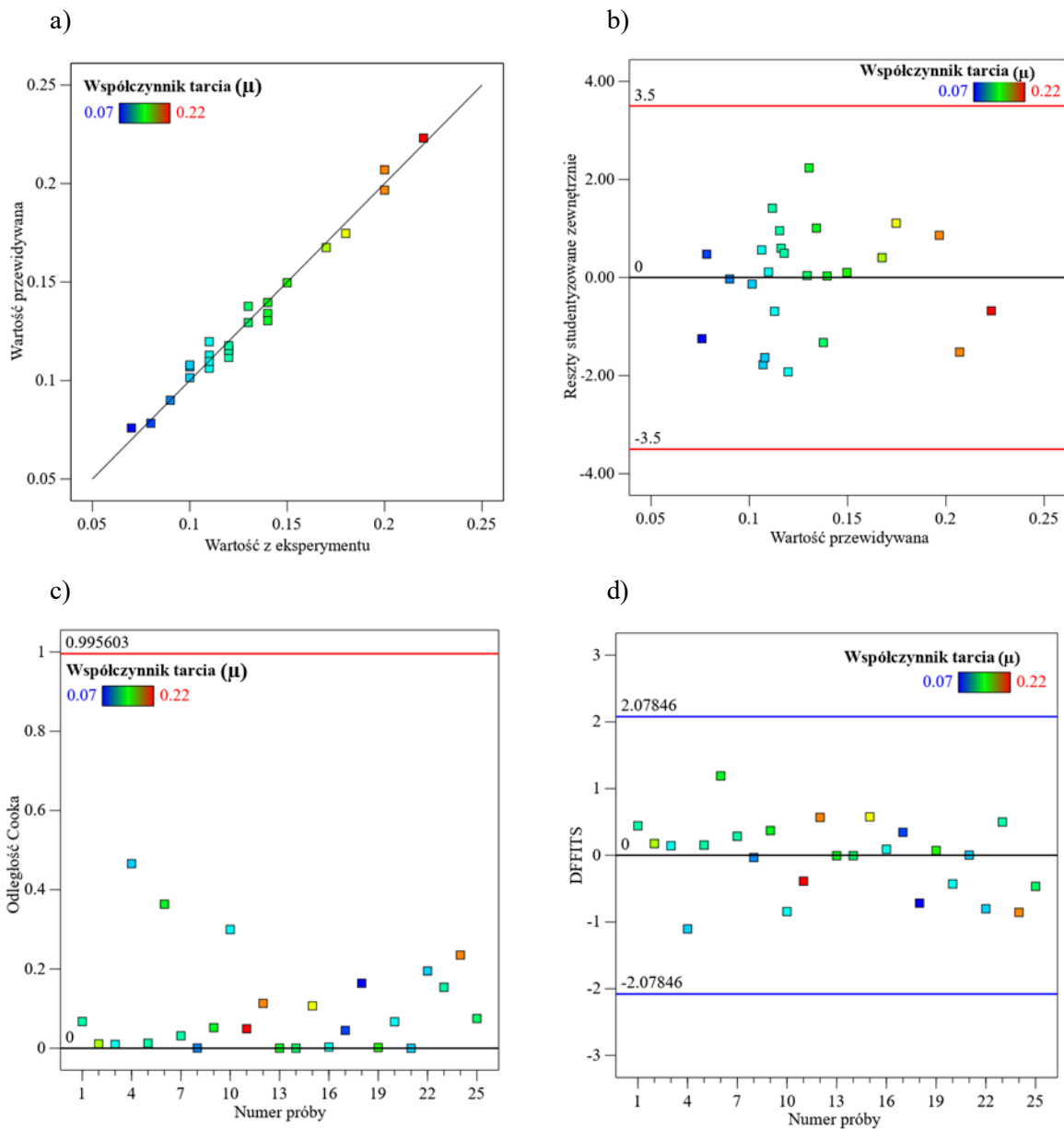
$$\begin{aligned} \mu = & 0,0302974 - 0,0560782 \times a - 1,91373 \times 10^{-5} \times B + 9,85047 \times 10^{-5} \times C \\ & + 0,386776 \times D + 0,0522262 \times aD - 8,81236 \times 10^{-8} \times BC - 0,000149265 \\ & \times CD + 0,0118501 \times a^2 + 1,182 \times 10^{-7} \times B^2 - 0,440479 \times D^2 \end{aligned} \quad (6.12)$$

b) obróbka przeciwbieżna

$$\begin{aligned} \mu = & 0,0397155 - 0,0560782 \times a - 1,91373 \times 10^{-5} \times B + 9,85047 \times 10^{-5} \times C \\ & + 0,386776 \times D + 0,0522262 \times aD - 8,81236 \times 10^{-8} \times BC - 0,000149265 \times CD \\ & + 0,0118501 \times a^2 + 1,182 \times 10^{-7} \times B^2 - 0,440479 \times D^2 \end{aligned} \quad (6.13)$$

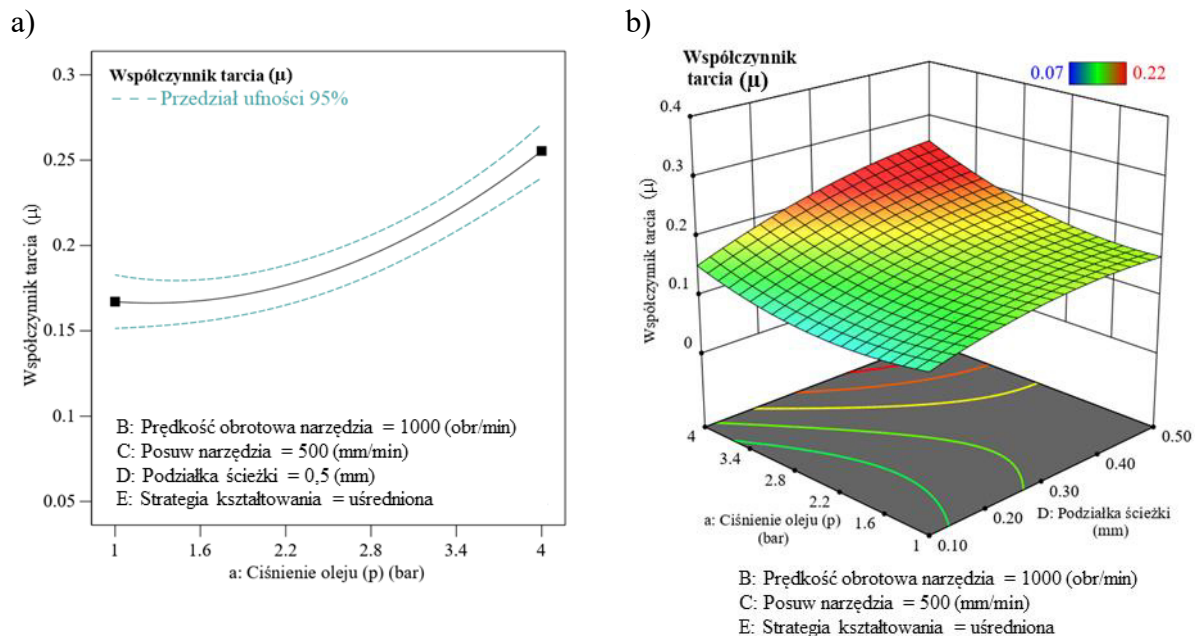
Rysunek 6.55a diagnostyki modelu przedstawia zależność pomiędzy wartościami współczynnika tarcia μ otrzymanymi z eksperymentu a wartościami przewidywanymi przez model. Diagonalna linia reprezentuje idealną zgodność między wartościami przewidywanymi a eksperymentalnymi. Z punktów danych wynika, że większość z nich blisko tej linii, co sugeruje wysokie dopasowanie modelu do danych eksperymentalnych. Rozkład punktów wskazuje, że model skutecznie odwzorowuje zmienność współczynnika tarcia zmierzonego w trakcie eksperymentów. Na rysunku 6.55b zaprezentowano rozkład reszt modelu dla współczynnika tarcia μ . Reszty, czyli różnice między wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi, są wyświetlone na osi pionowej, a przewidywane wartości μ na osi poziomej. Nie ma wyraźnego wzorca w rozkładzie reszt wskazującego na systematyczne błędy modelu, punkty są rozłożone w sposób zbliżony do losowego, co sugeruje dobrą jakość dopasowania modelu. Wykres odległości Cooka nie wykazuje nadmiernej przewagi pojedynczych prób na utworzony model (rys. 6.55c). Żadna z obserwacji nie przekracza wartości progowej. Rysunek 6.55d ilustruje wartości DFFITS dla poszczególnych prób eksperymentalnych związanych z badaniem współczynnika tarcia μ . Wartości te mieszczą się między liniami poziomymi wyznaczającymi graniczne wartości, które mogą być interpretowane jako progi wskazujące na potencjalny znaczący wpływ pojedynczych prób. Na wykresie widać, że wszystkie punkty mieszczą się wewnątrz tych granic, co sugeruje, że żadna z obserwacji indywidualnie nie wpływa nadmiernie na model.

Wykres i wybrane powierzchnie odpowiedzi dla modelu opisującego współczynnik tarcia blach ze stopu Ti-6Al-4V przedstawiono na rysunku 6.56. Pierwszy z nich (rys. 6.56a) przedstawia zależność współczynnika tarcia μ od ciśnienia oleju p_o , ilustrując wpływ tej wartości na zachowanie tribologiczne w kontekście procesu formowania. Z wykresu wynika, że zwiększenie ciśnienia oleju wiąże się z wyraźnym wzrostem współczynnika tarcia. Krzywa regresji jest wypukła w górę, sugerując, że wzrost ciśnienia oleju powoduje coraz większy przyrost współczynnika tarcia, co świadczy o nieliniowości tego zjawiska. Dodatkowo, wykres zawiera przewidywane przedziały ufności na poziomie 95%, zaznaczone linią przerywaną.

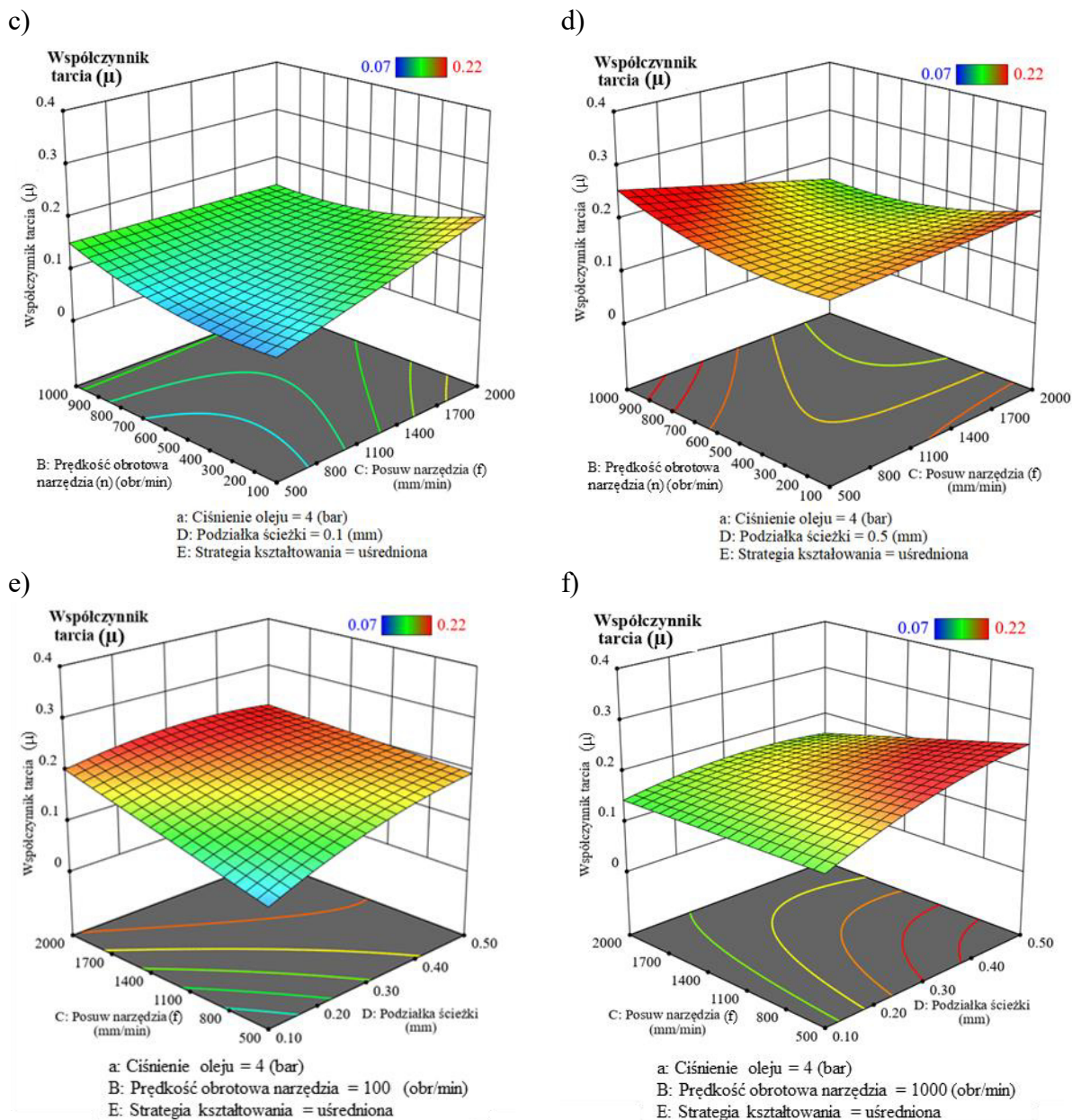


Rysunek 6.55. Wykresy diagnostyki dla modelu opisującego współczynnik tarcia pomiędzy narzędziem a blachą ze stopu Ti-6Al-4V: a) zależność między wartościami przewidywanymi a rzeczywistymi, b) zależność między wartościami przewidywanymi a zewnętrznie studentyzowanymi resztami, c) odległość Cooka oraz d) różnica w dopasowaniu (DFFITS) dla każdej z prób

Powierzchnia odpowiedzi na rysunku 6.56b ilustruje wpływ dwóch zmiennych procesowych – ciśnienia oleju i podziałki ścieżki – na współczynnik tarcia. Dla przedstawionych parametrów kształtowania, można odczytać, że zarówno wzrost ciśnienia oleju, jak i zwiększenie podziałki ścieżki prowadzą do zwiększenia wartości współczynnika tarcia. Na rysunku 6.56c przedstawiono powierzchnię odpowiedzi pokazującą, że przy stałym ciśnieniu oleju (4 bar) i stałej podziałce ścieżki (0,1 mm), wzrost obrotów narzędzia wraz ze wzrostem posuwu skutkuje zmniejszeniem wartości współczynnika tarcia μ . Kolejna powierzchnia odpowiedzi (rys. 6.56d) ilustruje zależność współczynnika tarcia μ od prędkości obrotowej narzędzia (B) i posuwu narzędzia (C) przy stałych wartościach ciśnienia oleju (4 bary) i podziałce ścieżki (0,5 mm). Zwiększenie zarówno prędkości obrotowej narzędzia, jak i posuwu, prowadzi do wzrostu współczynnika tarcia. Kolejne powierzchnie przedstawiają relację między posuwem narzędzia (C) i podziałką ścieżki (D), przy stałym ciśnieniu oleju (4 bary) oraz przy prędkości obrotowej narzędzia $n = 100$ obr/min (rys. 6.56e) i $n = 1000$ obr/min (rys. 6.56e). Porównując obie powierzchnie, można wnioskować, że wzrost prędkości obrotowej narzędzia z 100 do 1000 obr/min przy danym ciśnieniu oleju i podziałce ścieżki może zmniejszyć wrażliwość współczynnika tarcia na zmiany w posuwie narzędzia.



Rysunek 6.56. Wpływ zmiennych wejściowych: a) ciśnienia oleju, b) ciśnienia oleju i podziałki ścieżki na współczynnik tarcia podczas kształtowania wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V

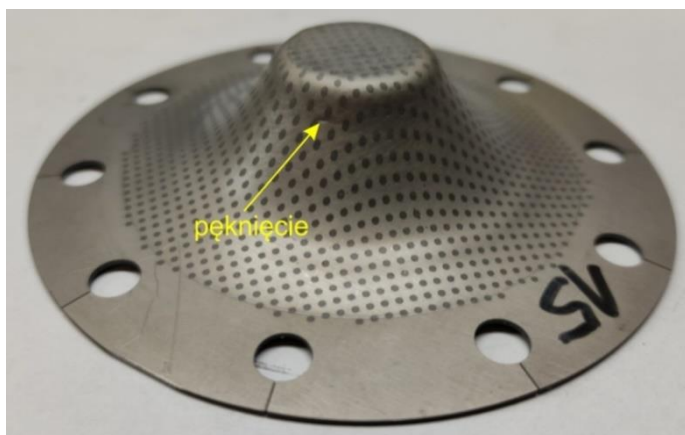


Rysunek 6.56. Wpływ zmiennych wejściowych: c) prędkości obrotowej i posuwu narzędzia przy podziałce ścieżki $a_p = 0,1$ mm, d) prędkości obrotowej i posuwu narzędzia przy podziałce ścieżki $a_p = 0.5$ mm, e) posuwu narzędzia, podziałki ścieżki i prędkości obrotowej narzędzia $n = 100$ obr/min i f) posuwu narzędzia, podziałki ścieżki i prędkości obrotowej narzędzia $n = 1000$ obr/min na współczynnik tarcia podczas kształtowania wytłoczek ze stopu Ti-6Al-4V

6.3.6. Analiza fraktograficzna zerwanej wytłoczki

Analizę powierzchni pęknięcia przeprowadzono dla wytłoczki (rys. 6.57) o największym uzyskanym kącie nachylenia ścianki (tabela 6.17), utworzonej zgodnie z następującymi parametrami obróbki: ciśnienie oleju $p_o = 4$ bary, prędkość obrotowa narzędzia $n = 1000$

obr/min, posuw narzędzia $f = 2000$ mm/min, podziałka ścieżki $a_p = 0,37$ mm, strategia przeciwbieżna.



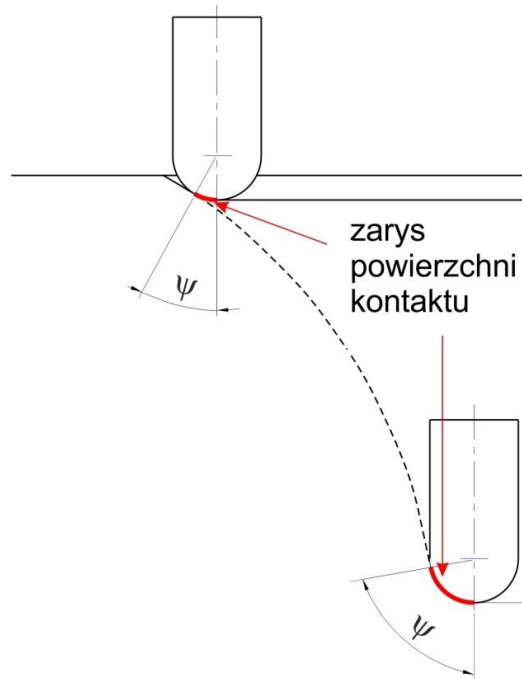
Rysunek 6.57. Wytłoczka ze stopu Ti-6Al-4V o maksymalnym kącie nachylenia ścianki $\alpha_m = 66^\circ$

Pęknięcie wytłoczki zaobserwowano na powierzchni bocznej stożka nieco poniżej dna wytłoczki (rys. 6.57). Im większy kąt ścianki, tym narzędzie operuje coraz bardziej boczną powierzchnią końcówki roboczej (rys. 6.58). powoduje to występowanie coraz większych naprężeń rozciągających w ściance wytłoczki w kierunku ruchu narzędzia zgodnym z kierunkiem osi wyrobu. Jednocześnie ze wzrostem wartości kąta ścianki wytłoczki zmniejsza się udział naprężeń obwodowych działających na krawędzi dna. Rysunki 6.56 i 6.57 przedstawiają mikrofotografie SEM powierzchni pęknięcia Ti-6Al-4V wytłoczki o maksymalnym uzyskanym kącie ścianki $\alpha_m = 66^\circ$. Obserwacja powierzchni pęknięcia wykazała, że zniszczenie ma charakter zniszczenia ciągłego.

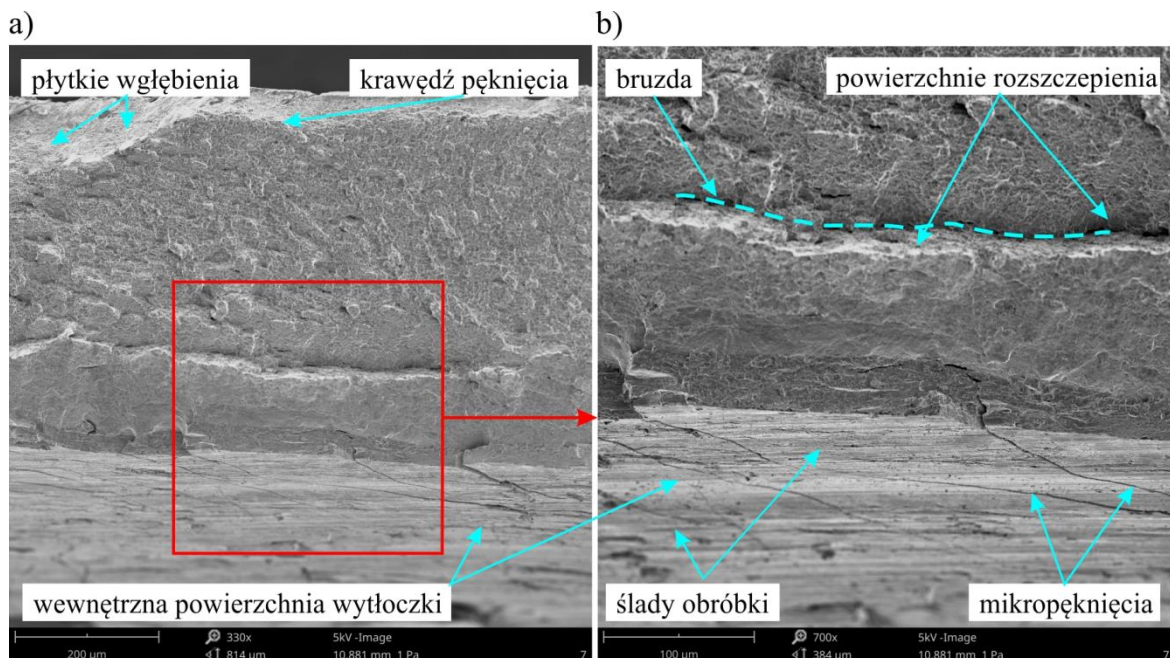
Pęknięcie ciągłe zachodzi przez zarodkowanie oraz wzrost pustek. [280]. Po zarodkowaniu pęknięcie rozprzestrzenia się w dwóch etapach. W pierwszym z nich, podkrytycznym wzroście pęknięcia, pęknięcie propaguje z małą prędkością podczas przyrostu obciążenia. Drugim etapem, nie wymagającym przyrostu obciążenia, jest niekontrolowane rozprzestrzenianie się pęknięcia wzdłuż płaszczyzn, w których działają maksymalne naprężenia styczne [281]. Widok spodu powierzchni pęknięcia, w odniesieniu do wewnętrznej powierzchni blachy, pokazuje wgłębienia podobne do tych, które występują podczas pęknięcia ciągłego pod wpływem naprężeń rozciągających [282].

Na wewnętrznej powierzchni wytłoczki występują mikropęknięcia w warstwie przypowierzchniowej (rys. 6.59) zorientowane głównie równoległe do kierunku tworzącej wytłoczki. Pęknięcia te są wynikiem zwiększających się naprężeń obwodowych wynikających z kinematyki procesu odkształcenia. Obszar ten jest narażony na

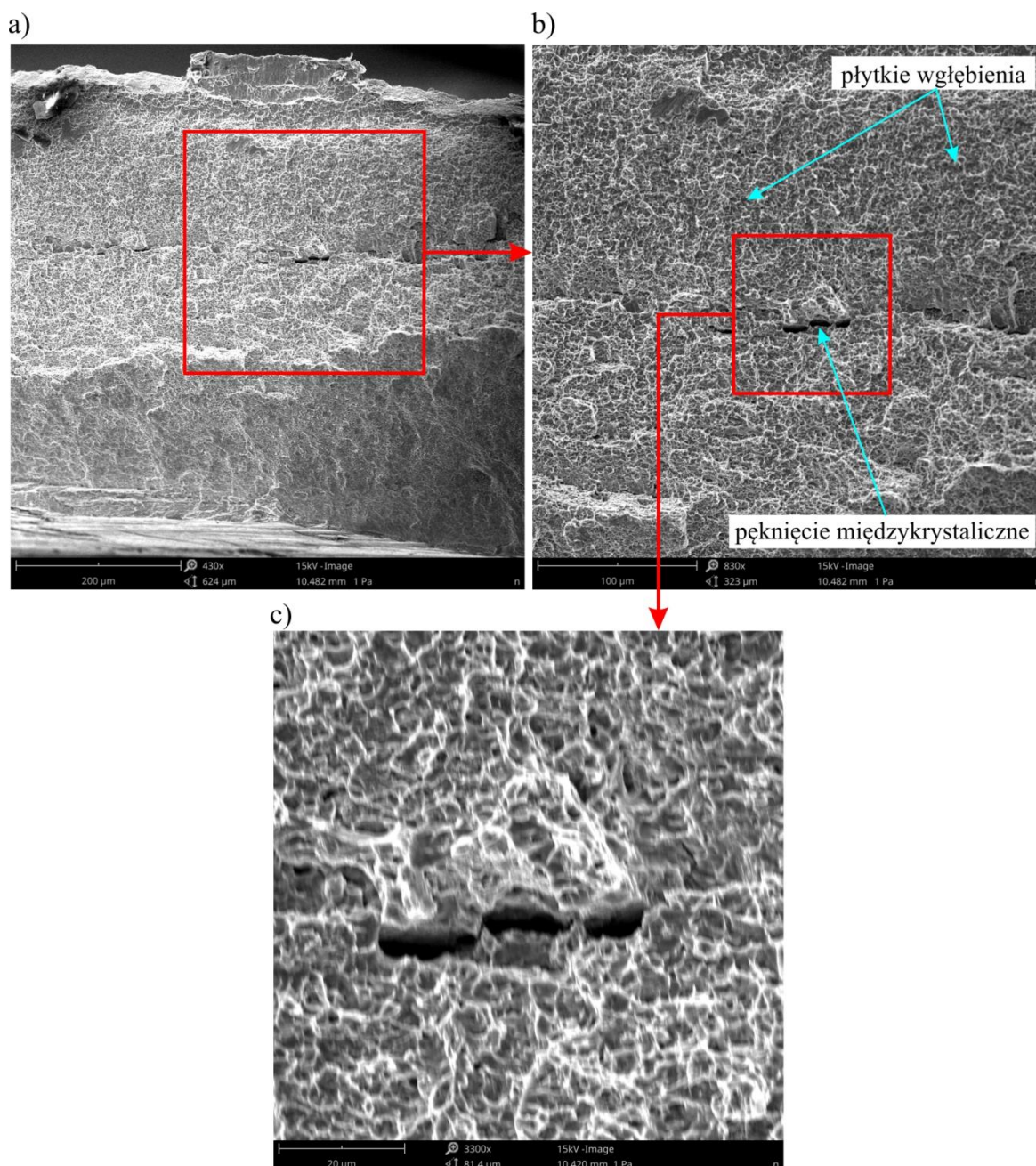
mikropęknięcia z powodu dużych nacisków kontaktowych końcówki narzędzia i przypowierzchniowego umocnienia odkształceniowego. W wyniku zmniejszenia odkształcalności (wzrostu umocnienia odkształceniowego), materiał w warstwie podpowierzchniowej był podatny na pękanie. Powierzchnia przelomu charakteryzuje się dużą ilością wgłębień o różnych rozmiarach, charakterystycznych dla pękania ciągliwego.



Rysunek 6.58. Zmiana zarysu powierzchni kontaktu w zależności od głębokości wytłoczki



Rysunek 6.59. Mikrofotografia SEM powierzchni pęknięcia wytłoczki z blachy Ti-6Al-4V o maksymalnym kącie ścianki $\alpha_m = 66^\circ$: a) widok powierzchni pęknięcia na wskroś grubości blachy, b) powiększenie okolicy powierzchni wewnętrznej wytłoczki

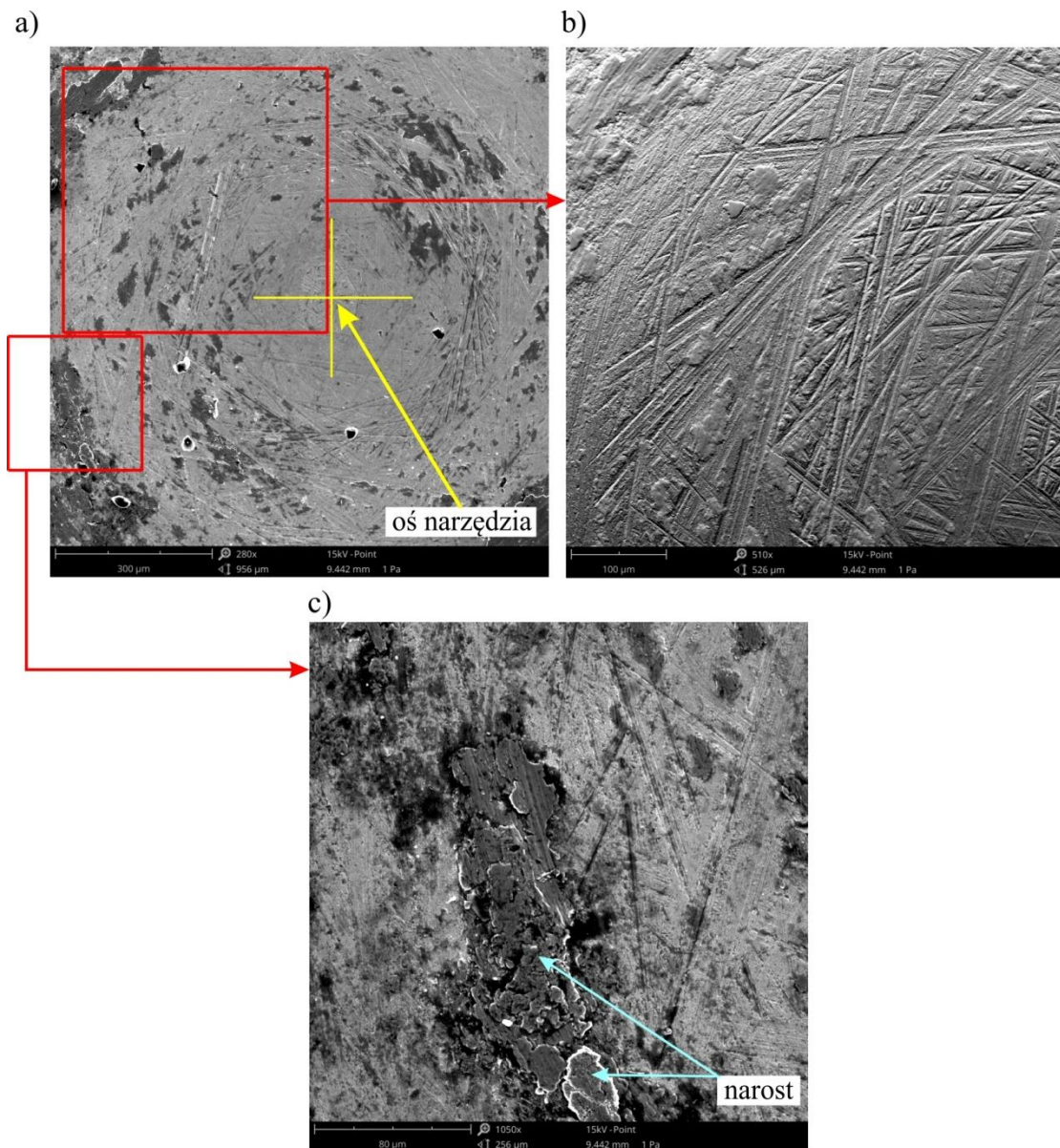


Rysunek 6.60. Mikrofotografia SEM powierzchni przelomu ciągłego wytłoczki z blachy Ti-6Al-4V o maksymalnym kącie ścianki $\alpha_m = 66^\circ$ pod różnymi powiększeniami: a) 430 \times , b) 830 \times oraz c) 3300 \times

6.3.7. Analiza fraktograficzna zużycia narzędzia

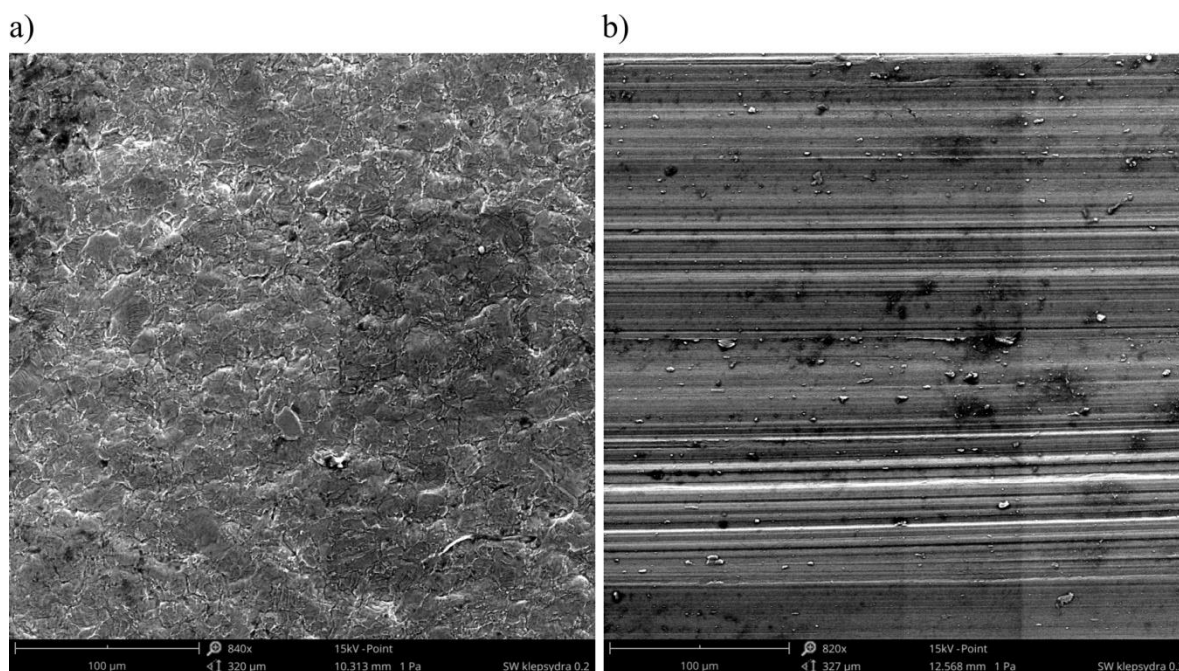
Jakościową ocenę zużycia oraz ilościową analizę składu chemicznego materiału powierzchni roboczej narzędzia użytego w badaniach, wykonanego z węgla wolframu, przeprowadzono za pomocą skaningowego mikroskopu elektronowego (*ang. scanning electron microscopy* – SEM) Phenom ProX wyposażonego w spektrometr EDS (*ang. energy dispersive spectroscopy*). Mikroskop umożliwia uzyskanie powiększeń do 150 000 \times

o rozdzielczości 8 nm. Analizę zużycia narzędzi wykonano po przeprowadzeniu 25 eksperymentów kształtowania wytłoczek z blachy Ti-6Al-4V. Na powierzchni narzędzi zaobserwowano wyraźne ślady obróbkowe (rys. 6.61) wynikające ze ściernego oddziaływania powierzchni blachy oraz powierzchni roboczej narzędzia, na której znajduje się warstwa narostu pochodząca z materiału kształtowanej blachy. Podobne prostoliniowe ślady zużycia rozłożone cyklicznie na obwodzie powierzchni roboczej narzędzia zostały zaobserwowane w pracy [53], na narzędziu ze stali HS2-9-2, po kształtowaniu wytłoczek ze stopów aluminium EN AW-2024-T3 oraz EN AW-7075-T6.



Rysunek 6.61. Mikrofotografie SEM powierzchni czołowej narzędzia formującego z węgla wolframu przy różnych powiększeniach: a) 280×, b) 510× i c) 1050×

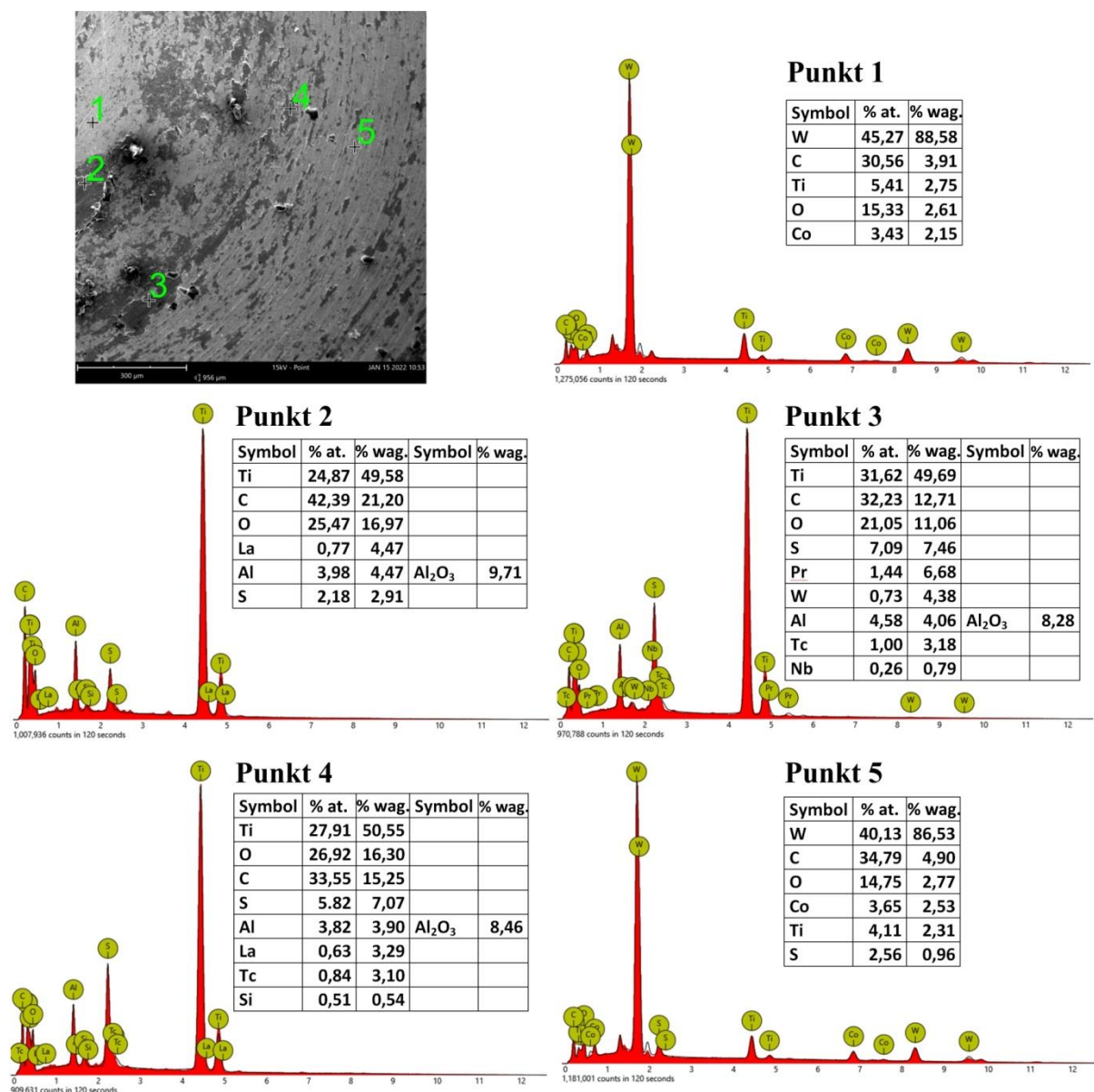
Tworzenie narostu na narzędziu podczas kształtowania blach aluminiowych i tytanowych jest nieodzownym zjawiskiem wzmaganym przez podwyższoną temperaturę w strefie kontaktu oraz intensywną tarciową współpracę pary ciełej. W takich warunkach początkowa topografia powierzchni blach tytanowych i ze stopu tytanu podlega całkowitej zmianie (rys. 6.62) z widocznymi bruzdowymi śladami powstałymi po uplastycznieniu wierzchołków nierówności i ich wyrównaniu przez obracające się i jednocześnie przemieszczające się narzędzie. Pod tym względem podczas kształtowania przyrostowego zachodzą bardziej surowe warunki współpracy narzędzia z blachą w porównaniu do procesów tłoczenia konwencjonalnego. Na rysunkach 6.62a i 6.62b porównano mikrofotografie SEM powierzchni przed i po procesie obróbki, przy podobnych powiększeniach odpowiednio 840× i 820×.



Rysunek 6.62. Porównanie mikrofotografii SEM a) powierzchni blachy Ti-6Al-4V w stanie dostawy oraz b) powierzchni wewnętrznej wytłoczki (w połowie głębokości) kształtowanej w warunkach $p_o = 4$ bary, $n = 1000$ obr/min, $f = 2000$ mm/min i $a_p = 0,37$ mm, strategia przeciwbieżna

Na rysunku 6.63 przedstawiono wyniki analizy spektralnej składu chemicznego materiału na powierzchni narzędzia. Wyniki wykazały, że dużą część powierzchni roboczej narzędzia pokrywa warstwa złożona z nalepień stopu tytanu (punkty 2, 3 i 4 – ciemnoszare obszary na rysunku 6.63). Dodatkowo w tych punktach zarejestrowano obecność twardych

tlenków glinu (Al_2O_3). Al_2O_3 jest nieorganicznym związkiem o bardzo dużej twardości (9 w skali Mohsa). Zawartość tego związku w wyżej wymienionych punktach wynosi około 8,5-9,7% wag., a zawartość tytanu wynosi około 50-86% wag. Obecność Al_2O_3 na powierzchni narzędzia odgrywa istotną rolę w powstawaniu zjawiska adhezyjnego zużycia (brzdowania) powierzchni blachy (rys. 6.62b). Jasnoszary obszar na mikrofotografii SEM na rysunku 6.63 jest w małym stopniu zanieczyszczony materiałem blachy. W punktach 1 i 5 (jasnoszary obszar na rysunku 6.63) dominuje wolfram oraz węgiel o zawartości odpowiednio około 86,5-88,6% wag. i około 3,91- 4,90% wag.



Rysunek 6.63. Wyniki analizy spektralnej składu chemicznego EDS w wybranych punktach na powierzchni roboczej narzędzia wykonanego z węgla wolframu

6.3.8 Wnioski z przeprowadzonych badań kształtowania blachy Ti-6Al-4V

Na podstawie przeprowadzonych eksperymentów, których wyniki przedstawiono w rozdziale 6.3 można sformułować następujące główne wnioski:

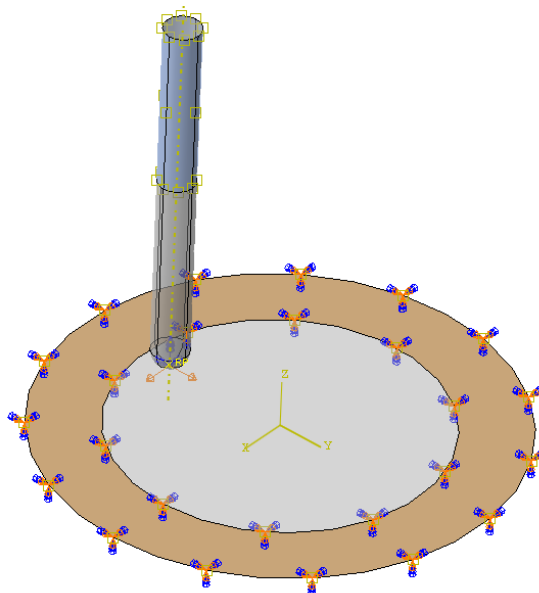
- Zastosowanie powłok PVD (AlCrN, TiSiXN i ZrN) na narzędziu wykonanym z węgliku spiekanego, przyczyniło się do powstawania większego narostu na jego powierzchni i nie wykazało korzyści w postaci uzyskania większego odkształcenia blachy podczas kształtowania przyrostowego stopu tytanu Ti-6Al-4V.
- Narzędzie z węgliku spiekanego z końcówką wykonaną z ceramiki wzmacnianej whiskerami $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiC(w)}$ uległo uszkodzeniu katastroficznemu co wyklucza jego zastosowanie do kształtowania stopu Ti-6Al-4V.
- Do głównych czynników wpływających na uzyskany maksymalny kąt ścianki wytłoczki należy zaliczyć kolejno: prędkość obrotową narzędzia, posuw narzędzia, strategię kształtowania i podziałkę ścieżki. Strategia przeciwbieżna jest korzystniejsza pod względem wielkości uzyskanego odkształcenia blachy, w stosunku do strategii współbieżnej.
- Podziałka ścieżki narzędzia jest dominującym czynnikiem mającym efekt na składową osiową i składową poziomą siły kształtowania. Zwiększenie podziałki ścieżki przyczynia się do wzrostu wartości tych składowych, podczas gdy zwiększenie prędkości obrotowej narzędzia powoduje jej obniżenie. Współbieżna strategia kształtowania sprzyja niższym wartościom składowej poziomej siły.
- Wyznaczone optymalne parametry kształtowania dla blach Ti-6Al-4V w zakresie przestrzeni parametrów użytych w badaniach eksperymentalnych wynoszą: ciśnienie oleju 4 bary, prędkość obrotowa narzędzia 1000 obr/min, posuw narzędzia 2000 mm/min, podziałka ścieżki 0,38 mm i przeciwbieżna strategia kształtowania. Błąd oszacowania wartości uzyskanych eksperymentalnie w odniesieniu do modelu regresji był poniżej 9%.
- Na współczynnik tarcia wpływa głównie interakcja prędkości obrotowej narzędzia i posuwu oraz posuwu narzędzia i podziałki ścieżki. Ciśnienie oleju jest również istotnym czynnikiem, którego zwiększenie wpływa na wzrost wartości współczynnika tarcia.
- Obserwacja pęknięcia wytłoczek wykazała, że zniszczenie wykazuje charakter pęknięcia ciągłego.
- Główny charakter zużycia narzędzia przybierał postać formy narostu materiału kształtowanej blachy na wierzchołku narzędzia.

6.4. Modelowanie numeryczne procesu kształtowania wytłoczek tytanowych CP-Ti Gr 2

6.4.1. Opis modelu numerycznego

Modelowanie numeryczne procesu kształtowania przyrostowego metodą elementów skończonych w środowisku Abaqus/Explicit przeprowadzono dla wytłoczek z blachy tytanowej CP-Ti Gr 2 kształtowanych z wyznaczonymi optymalnymi parametrami formowania tj. prędkością obrotową narzędzia $n = -580$ obr/min, posuwem narzędzia $f = 2000$ mm/min, podziałką ścieżki narzędzia $a_p = 0,5$ mm, z udziałem strategii przeciwbieżnej. Procedurę wyznaczania optymalnych parametrów kształtowania omówiono w rozdziale 6.2.4. Kształtowana geometria wytłoczki wykonywanej z tytanu CP-Ti Gr 2 (o kącie ścianki 45°) została zachowana i zdefiniowana poprzez przeniesienie współrzędnych położenia dla narzędzia z programu CNC i wprowadzenie ich jako przemieszczenie narzędzia w środowisku MES [283]. Zamodelowana blacha i narzędzie zostały odpowiednio spozycjonowane według punktu początkowego ścieżki narzędzia.

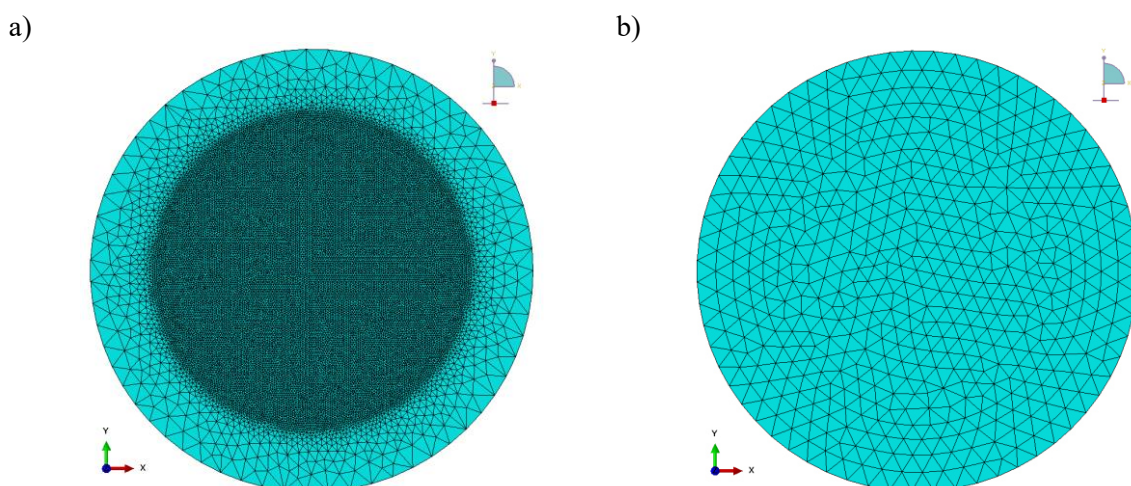
W obrębie kołnierza, który był przeznaczony na zamocowanie blachy w przyrządzie odebrano wszystkie stopnie swobody modelowi blachy. Zadano temperaturę początkową 20°C w obrębie kołnierza oraz w strefie styku narzędzia z oprawką narzędziową (rys. 6.64).



Rysunek 6.64. Warunki brzegowe w modelu kształtowania wytłoczek z tytanu CP-Ti Gr 2

Do dyskretyzacji nieodkształcalnego narzędzia formującego użyto czterowęzłowych, termicznie sprzężonych elementów tetraedrycznych. Siatka blachy została zbudowana przy użyciu trzywęzłowych, termicznie sprzężonych trójkątnych elementów powłokowych,

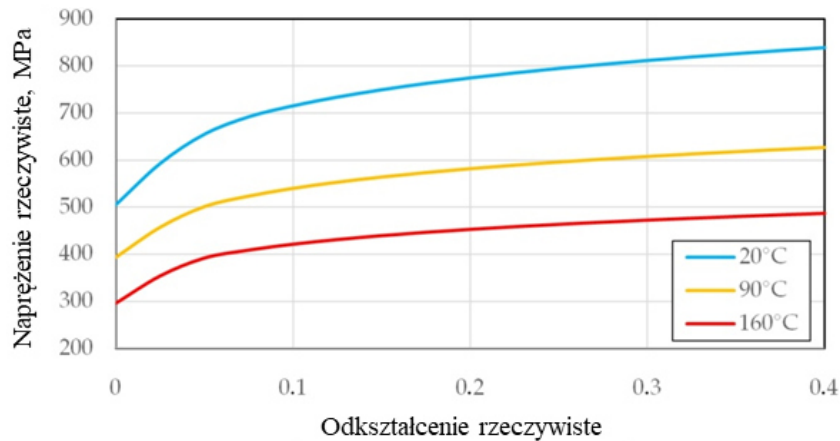
uwzględniając biliniowy rozkład temperatury i skończone odkształcenia membranowe. Do analizy wrażliwości siatki (*ang. mesh sensitivity analysis*) zastosowano różne wielkości elementów skończonych w obrębie odkształcanej blachy: 4 mm, 2 mm, 1 mm i 0,5 mm, co odpowiadało odpowiednio 1029, 3271, 10365 i 36659 elementom skończonym (rys. 6.65). W strefie blachy, która nie podlegała odkształceniom plastycznym zastosowano większe elementy tak, aby zmniejszyć rozmiar obliczeniowy zadania.



Rysunek 6.65. Dyskretyzacja modelu geometrycznej blachy za pomocą elementów skończonych o wielkości a) 0,5 mm, b) 4 mm

Do opisu odkształcenia blachy zastosowano model sprężysto-plastyczny, izotropowy [284], o parametrach wyznaczonych w wyniku prób rozciągania w różnych temperaturach występujących w analizowanym procesie. Krzywe płynięcia materiału blachy w różnych temperaturach przedstawiono na rysunku 6.66. Właściwości mechaniczne wyznaczono na podstawie najwyższej temperatury zarejestrowanej podczas badań eksperymentalnych (157°C), przyjmując temperaturę analizy 160°C , oraz dla temperatury pośredniej (90°C), pomiędzy wartością temperatury otoczenia i temperatury maksymalnej.

Zdefiniowano warunki wymiany ciepła i konwekcji pomiędzy materiałem blachy a otoczeniem, poprzez uwzględnienie współczynnika emisyjności $e = 0,5$, współczynnika przenikania ciepła konwekcyjnego $h_k = 100 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ oraz temperatury otoczenia $T_s = 20^{\circ}\text{C}$. Podstawowe właściwości termomechaniczne narzędzia i blachy przedstawiono w tabeli 6.22.



Rysunek 6.66. Zależności napężenie-odkształcenie rzeczywiste dla tytanu CP-Ti Gr 2

Tabela 6.22. Właściwości termomechaniczne dla zastosowanych materiałów w modelu MES kształtowania wytłoczki z tytanu CP-Ti Gr 2

Material	Moduł Younga E [GPa]	Współczynnik Poissona ν [-]	Gęstość ρ [kg×m ⁻³]	Ciepło właściwe c_p [J×kg ⁻¹ ×°C ⁻¹]	Przewodność cieplna h_c [W×m ⁻¹ ×°C ⁻¹]
Narzędzie	650	0,31	14450	280	75
Błacha	105	0,37	4500	520	19,9

Założono kontakt pomiędzy narzędziem a blachą stosując model tarcia Coulomba:

$$\tau = \mu p \quad (6.14)$$

gdzie: τ - napężenie ścinające tarcia, μ – współczynnik tarcia, p – nacisk w strefie kontaktu.

W wyniku zastosowanego modelu tarcia, pomiędzy narzędziem a wyrobem zdefiniowano tarciove generowanie ciepła w procesie kształtowania. Ilość wytwarzanego ciepła q_g wytwarzanego w wyniku oddziaływania tarcia wyrażona jest równaniem 6.15.

$$q_g = \eta \tau \frac{\Delta s}{\Delta t} \quad (6.15)$$

gdzie: τ - napężenie ścinające tarcia, Δs – przyrost poślizgu, Δt – przyrost czasu, η – część energii wynikającej z tarcia, która jest przekształcana na ciepło [285].

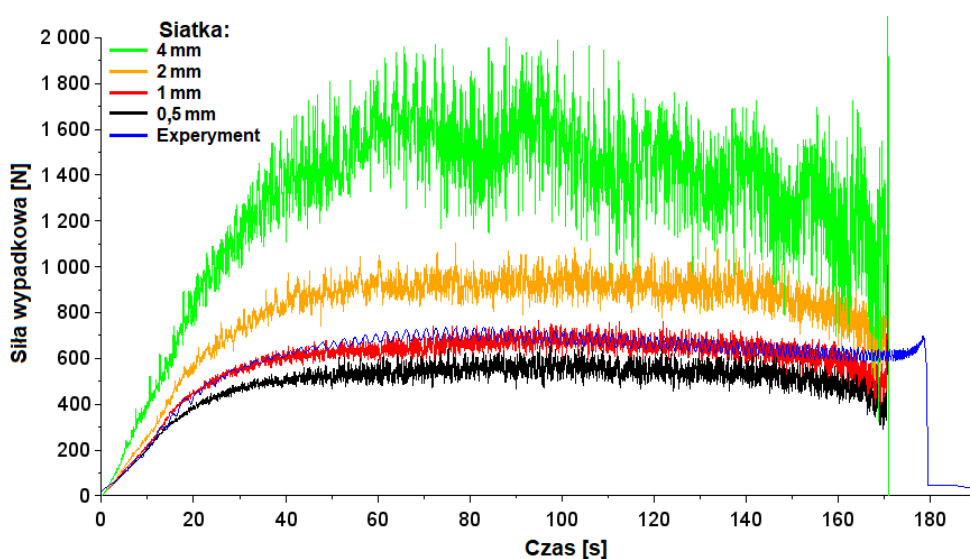
Jako współczynnik tarcia zastosowano uzyskaną wcześniej eksperymentalnie wartość 0,4 dla CP-Ti Gr 2. Jako czynnik odpowiadający za ilość energii wynikającej z tarcia, która jest zamieniana na ciepło, przyjęto wartość domyślą programu Abaqus równą 1, co znaczy że cała energia wynikająca z tarcia będzie zamieniona na ciepło. Takie podejście było stosowane przez badaczy z zadowalającym rezultatem [286].

6.4.2. Analiza wyników

W celu porównania wpływu wielkości siatki na wyniki obliczeń, przeanalizowano wartość siły wypadkowej w procesie w zależności od wielkości elementu skończonego. Siłę wypadkową (F_w) w procesie obróbki obliczono jako wartość wypadkową składowych siły kształtowania z trzech kierunków układu współrzędnych x , y i z : F_x , F_y i F_z .

$$F_w = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (6.16)$$

Wartość średnia siły wypadkowej, uzyskana w eksperymencie dla ustabilizowanego zakresu, oscyluje w okolicy 600 N. Wraz ze wzrostem wielkości elementów skończonych, wartość siły wypadkowej zwiększa się nawet dwukrotnie (siatka 4 mm). Ustalono, że najmniejszy błąd występuje przy zastosowaniu siatki zawierającej elementy o rozmiarze 1 mm, co przełożyło się na 2% odchylenia od wartości eksperymentalnych dla czasu kształtowania od 60 do 150 sekund. Model z zastosowaną siatką wielkości 0,5 mm charakteryzował się niedoszacowaniem siły całkowitej o 15%, podczas gdy dla siatki o elementach wielkości 2 mm, nie doszacowywał siły wypadkowej o około 41% (rys. 6.67).



Rysunek 6.67. Porównanie całkowitej siły formującej F_w dla różnych rozmiarów siatki w odniesieniu do danych eksperymentalnych

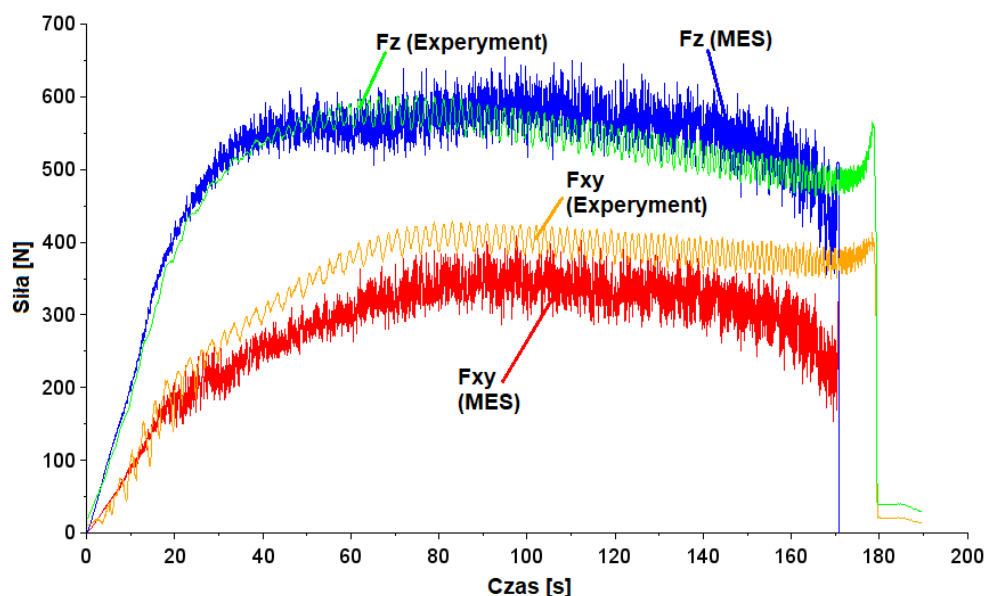
Ocena czasów obliczeń analizowanych modeli (tabela 6.23) wykazała, że czas obliczeń (1 godzina 5 minut) dla modelu zawierającego elementy o wielkości 1 mm można uznać za akceptowalny.

Tabela 6.23. Wpływ wielkości siatki na parametry obliczeniowe symulacji kształtowania wytłoczek stożkowych o kącie 45° z tytanu CP-Ti Gr 2

Rozmiar siatki [mm]	Liczba elementów	Liczba węzłów	Czas obliczeń
0,5	36659	18362	3 godz.
1	10365	5215	1 godz. 5 min.
2	3271	1168	27 min.
4	1029	547	15 min.

Do dalszych analiz rozdzielono siłę kształtowania na składową osiową F_z i składową poziomą F_{xy} , którą zdefiniowano równaniem (5.6).

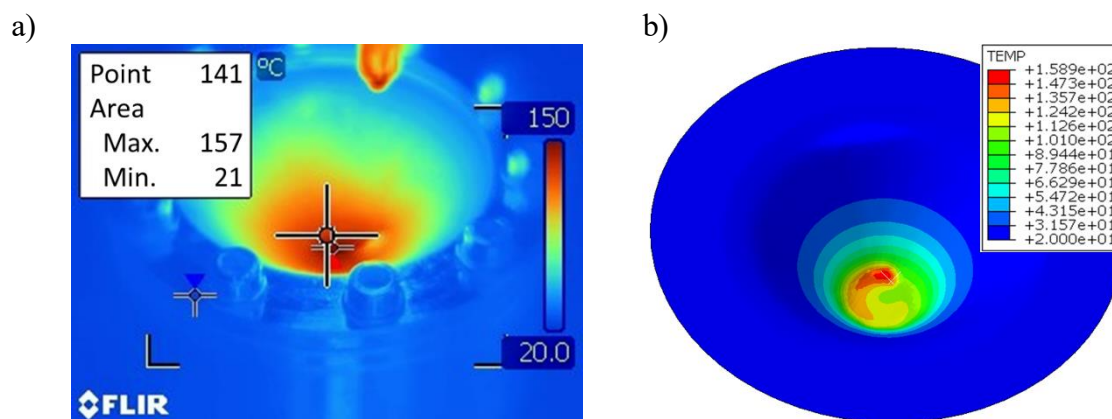
Dla wybranej siatki (1 mm), przewidywane wartości składowej osiowej siły formującej w zakresie czasu SPIF do 40 sekund są wysoce zgodne z przebiegiem eksperymentu (rys. 6.68). Średnia wartość siły osiowej w zakresie czasu formowania od 0 do 160 sekund jest zaniżona przez model MES o około 9%. Siła F_{xy} występująca w płaszczyźnie poziomej x-y osiąga swoje maksimum w czasie około 80 sekund, czyli na głębokości wytłoczki równej 8 mm.



Rysunek 6.68. Składowe siły formującej (osiowa i pozioma) uzyskane w środowisku MES (rozmiar siatki 1 mm) i eksperymentalnie

Dalsza tendencja spadkowa wartości składowych siły kształtowania (osiowej i poziomej) była spowodowana ciągłym wzrostem temperatury odkształcanej blachy (rys. 6.68). Średnia wartość siły dla czasu formowania od 0 do 160 sekund jest zaniżona przez model MES o około 14%.

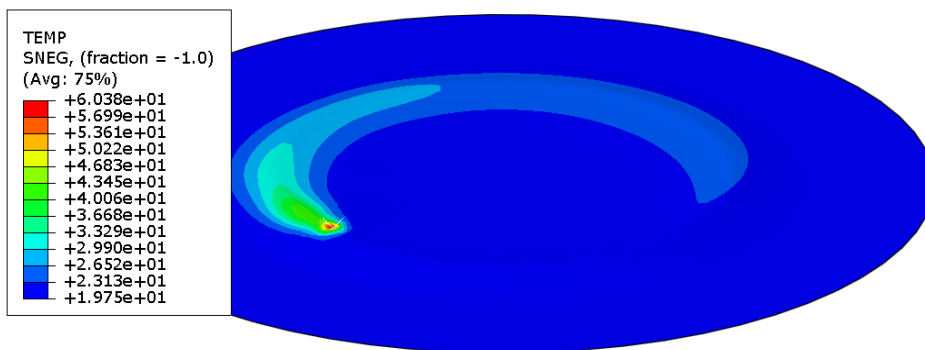
Do pomiaru temperatury blachy podczas eksperymentów wykorzystano kamerę termowizyjną FLIR T400. Na końcu formowania zarejestrowano temperaturę maksymalną równą 157°C (rys. 6.69a), podczas gdy w metodzie elementów skończonych wynosiła 159°C (rys. 6.69b).



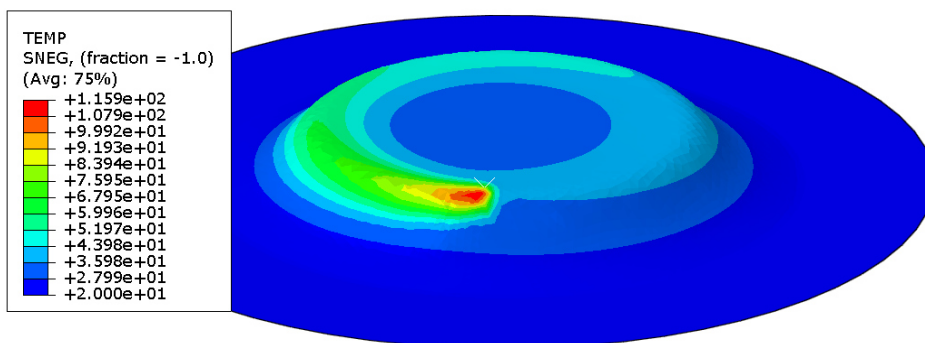
Rysunek 6.69. a) rozkład temperatury na końcu procesu formowania wytłoczki eksperymentalnej oraz b) rozkład temperatury (°C) wytłoczki określony metodą elementów skończonych

Symulowany numerycznie rozkład temperatury wytłoczki podczas kształtowania w poszczególnych etapach został przedstawiony na rysunku 6.70. W początkowej fazie intensywność nagrzewania jest ograniczona ze względu na małą powierzchnię kontaktu narzędzia z blachą oraz długą drogę narzędzia podczas jednego przejścia na podziałkę ścieżki, podczas gdy ciepło jest intensywnie oddawane do otoczenia [283]. W kolejnych etapach temperatura wzrasta w wyniku wpływu prędkości obrotowej narzędzia oraz zmniejszenia średnicy toru ruchu narzędzia. Maksymalne wartości temperatury na przedstawionych rysunkach 6.70 wynoszą odpowiednio: 60°C, 116°C, 135°C i 142°C dla głębokości 2 mm, 8 mm, 15 mm i 21 mm. Można zaobserwować lokalny charakter nagrzewania w wyniku tarcia narzędzia oraz następstwo konwekcji ciepła do otoczenia powodujące chłodzenie odkształconych wcześniej obszarów wytłoczki na drodze ścieżki narzędzia.

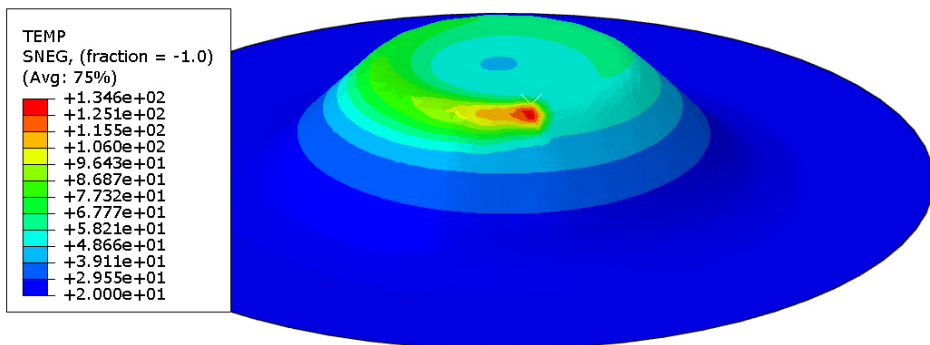
a)



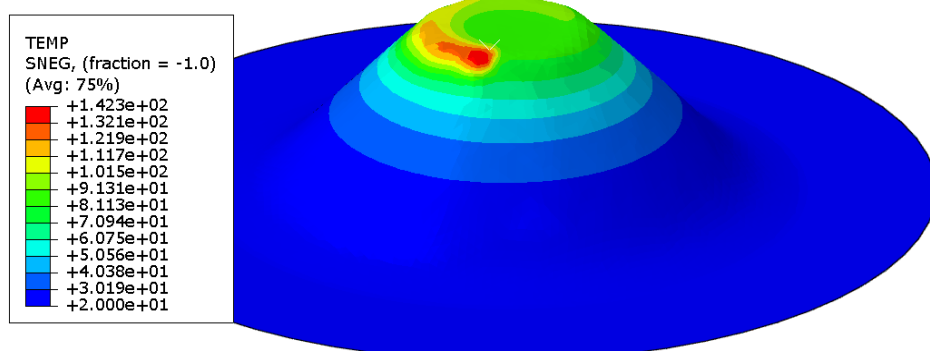
b)



c)



d)



Rysunek 6.70. Rozkład temperatury (°C) wylęczi podczas kształtowania na głębokości:
a) 2 mm, b) 8 mm, c) 15 mm i d) 21 mm

Z analizy eksperymentalnej i MES wynika, że ciepło tarcia generowane przez obrót narzędzia na styku z przedmiotem obrabianym znacząco wpływa na odkształcalność badanego materiału podczas kształtowania. Gdy narzędzie obraca i przemieszcza się, wytwarzane jest ciepło, które zmniejsza opór plastyczny materiału w zlokalizowanej strefie odkształcenia, zwiększając w ten sposób jego odkształcalność. W poprzednich eksperymentach stwierdzono bezpośrednią zależność między zwiększonymi prędkościami obrotowymi narzędzia a lepszą odkształcalnością, przypisaną miejscowemu nagrzewaniu w wyniku tarcia.

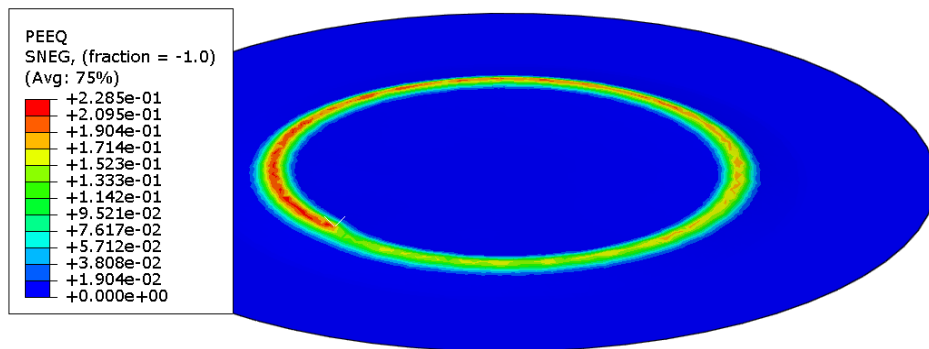
W temperaturze pokojowej poślizg dyslokacyjny jest identyfikowany jako główny mechanizm deformacji tytanu (CP-Ti). Naprężenia wywołujące poślizg dyslokacyjny są większe od naprężeń koniecznych do powstania mechanizmu bliźniakowania. Odkształcenie plastyczne tytanu i jego stopów w podwyższonej temperaturze inicjowane jest poślizgiem dyslokacyjnym zachodzącym w wielu systemach poślizgu [287]. Podwyższona temperatura jest również źródłem aktywowanych cieplnie procesów przebudowy i ewolucji struktury dyslokacji [288]. Mapy mechanizmów odkształcenia plastycznego tytanu technicznego oraz stopu Ti-6Al-4V, opracowane przez Janghorban i Esmacili [289], wskazują, że obok poślizgu dyslokacyjnego, pełzanie dyslokacyjne, pełzanie dyfuzyjne Coble'a, Harpera-Dorna (stopy o mikrostrukturze gruboziarnistej) i Nabarro-Herringa są potencjalnymi mechanizmami odkształcenia plastycznego tytanu technicznego i stopu Ti-6Al-4V w podwyższonej temperaturze, przy czym pełzanie dyslokacyjne jest kontrolowane dyfuzją wzdłuż dyslokacji a pełzanie dyslokacyjne kontrolowane jest dyfuzją sieciową. Udział poszczególnych mechanizmów odkształcenia w tych materiałach zależy od temperatury homologicznej, naprężenia ścinania, szybkości odkształcenia oraz zawartości zanieczyszczeń (głównie azotu i tlenu).

Większość trójwymiarowych dyslokacji występujących w stopach tytanu ma charakter śrubowy lub krawędziowy [290]. W przypadku pierwszego z wymienionych rodzajów dyslokacji wektor Burgersa jest równoległy do kierunku linii dyslokacji. Wektor Burgersa dla dyslokacji krawędziowej jest prostopadły do kierunku linii dyslokacji [290]. W podwyższonej temperaturze zachodzą korzystne warunki do wspinaczki dyslokacji w związku ze zwiększoną ruchliwością wakatów. Wystąpienie bliźniakowania jest rzadkie w stopach $\alpha + \beta$ ze względu na wysoką zawartość aluminium [291], niemniej jednak w podwyższonej temperaturze może wystąpić wtórny poślizg. Bliźniakowanie lub wtórny poślizg mogą wystąpić w stopach o strukturze α [291].

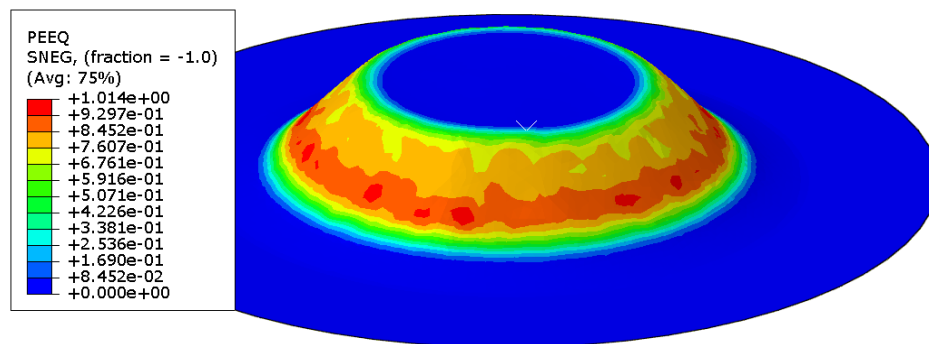
Rozkład zastępczych odkształceń plastycznych dla wybranych etapów procesu kształtowania przedstawiono na rysunku 6.71. Ścianka wytłoczki powstaje głównie w wyniku odkształceń materiału zachodzących bezpośrednio w obrębie oddziaływania końcówki narzędzia formującego z materiałem blachy. Największe wartości zastępczych odkształceń plastycznych występują w obrębie głębokości wytłoczki 8 mm na przy której występowały największe siły kształtowania. Duże wartości odkształceń zaobserwować można także w wierzchołku wytłoczki. Obszar ten był intensywnie nagrzewany przez narzędzi poruszające się po ścieżce o małym promieniu i dlatego był podatny na zwiększoną odkształcalność wynikającą z wysokiej temperatury.

Porównanie rozkładów grubości blachy uzyskanych eksperymentalnie, metodą bezkontaktowego pomiaru fotogrametrycznego odkształceń wytłoczki oraz w wyniku analizy MES przedstawiono na rysunku 6.72. Oprócz obszaru podstawy wytłoczki, rozkład grubości jest bardzo równomierny wzdłuż stożka formującego. Charakter rozkładu grubości jest zgodny z wynikami uzyskanymi przez Limpadapun i Kesvarakul [292] oraz Yang i in. [293]. Średnia grubość ścianki bocznej wytłoczki otrzymanej numerycznie wynosi około 0,275 mm (rys. 6.72a) podczas gdy wartość ta zmierzona za pomocą optycznego systemu pomiarowego wynosi około 0,268 mm (rys. 6.72b). W tej strefie wytłoczki prognoza grubości ścianki przez model MES jest wysoce zgodna z eksperymentem. Największa różnica w wynikach numerycznych i eksperymentalnych występuje lokalnie na wierzchołku wytłoczki.

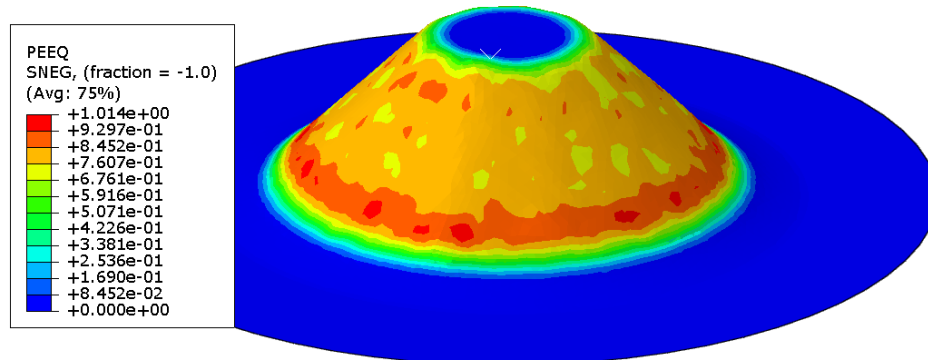
a)



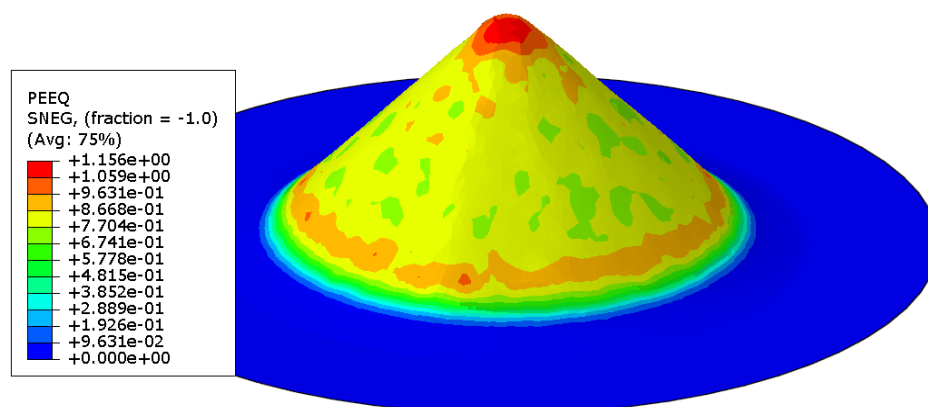
b)



c)

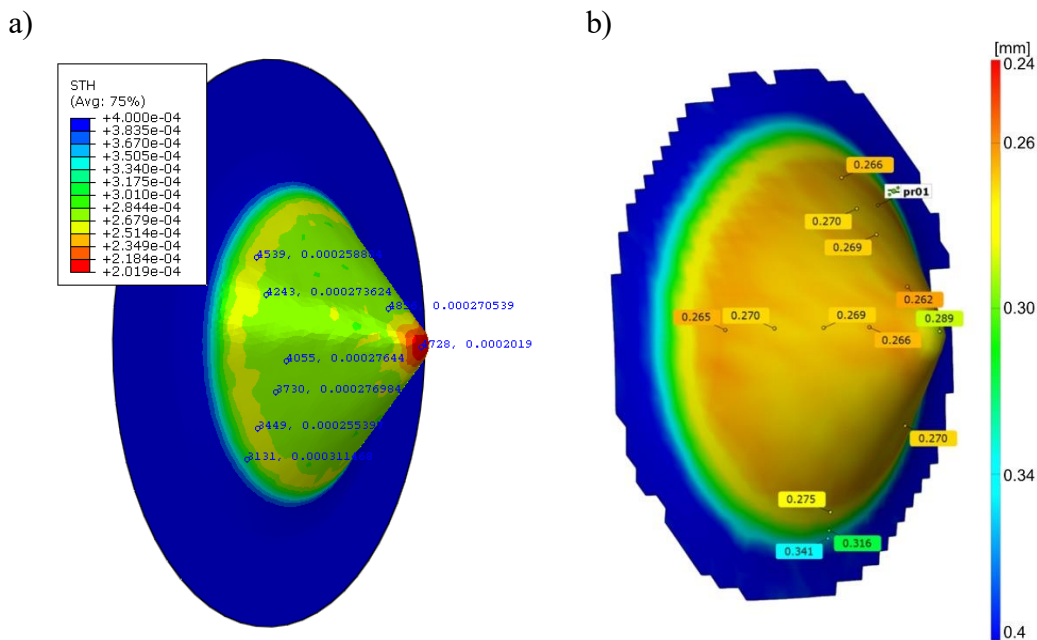


d)



Rysunek 6.71. Rozkład zastępczych odkształceń plastycznych dla głębokości wytłoczek:

a) 2 mm, b) 13 mm, c) 21 mm i d) 28 mm



Rysunek 6.72. Rozkład grubości (mm) ścianki wytłoczki a) wyznaczony za pomocą metody elementów skończonych oraz b) zmierzony za pomocą systemu ARGUS – optycznego systemu pomiaru odkształceń 3D.

6.4.3. Wnioski z przeprowadzonych symulacji

Na podstawie analizy wyników symulacji termomechanicznych obróbki przyrostowej wytłoczki stożkowej z blachy tytanowej CP-Ti Gr 2 nasuwają się następujące główne wnioski:

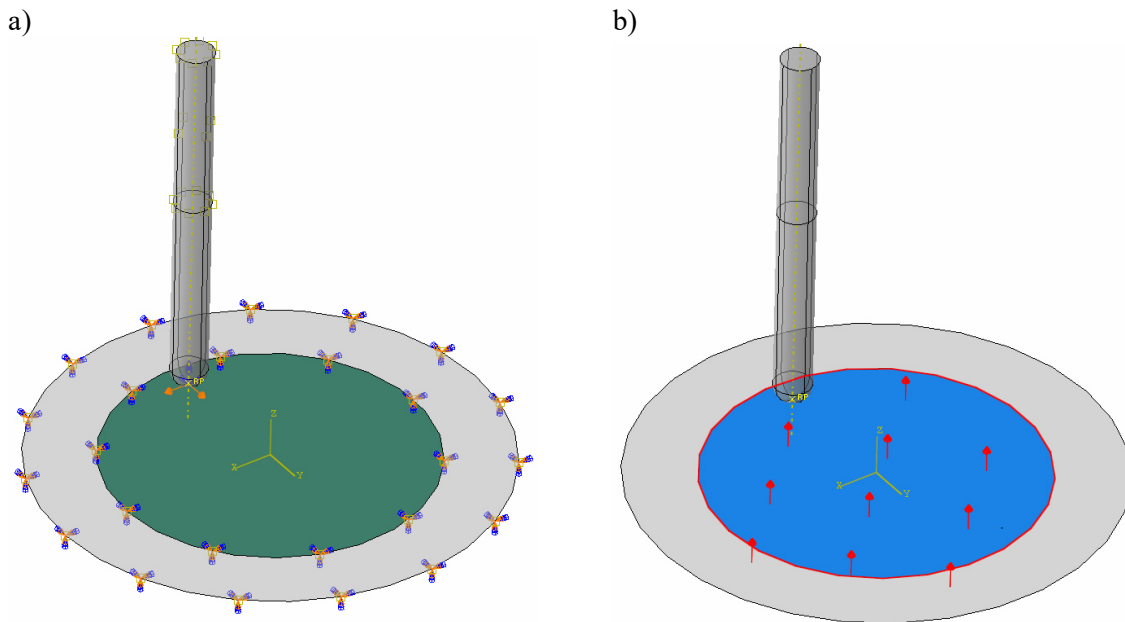
- Siatka elementów skończonych o rozmiarze 1 mm wykazała się najlepszą zgodnością pod względem przewidywania całkowitej siły kształtowania F_w . Średni błąd predykcji wartości całkowitej siły formowania wyniósł 2% dla ustabilizowanego zakresu.
- Im większy rozmiar elementu skończonego tym większe wahania całkowitej siły formowania. Stąd rozmiar elementu ma kluczowe znaczenie w zapewnieniu stabilności zmian parametrów siłowych.
- Wraz ze wzrostem wysokości wytłoczki, w wyniku tarcia pomiędzy narzędziem a odkształcaną blachą, temperatura w strefie kontaktu rośnie, co przyczynia się do wzrostu podatności blachy na odkształcenie. Maksymalna temperatura w strefie kontaktu zmierzona za pomocą kamery termowizyjnej FLIR T400 wyniosła 157 °C, podczas gdy błąd modelu MES wyniósł 1,3%.
- Analiza grubości ścianki wytłoczki przewidywanych przez model MES oraz zmierzonych optycznym systemem pomiarowym wykazała równomierny rozkład grubości ścianki

wzdłuż tworzącej wytłoczki. Grubość ścianki bocznej wytłoczki, mierzona za pomocą układu optycznego, wahała się od 0,262 do 0,27 mm. Numerycznie obliczona grubość ścianki wynosiła od 0,271 do 0,277 mm. Model numeryczny przeszacował minimalną i maksymalną grubość ścianki odpowiednio o 5,4 i 2,6%.

6.5. Modelowanie numeryczne procesu kształtowania wytłoczek ze stopu tytanu Ti-6Al-4V

6.5.1 Opis modelu numerycznego

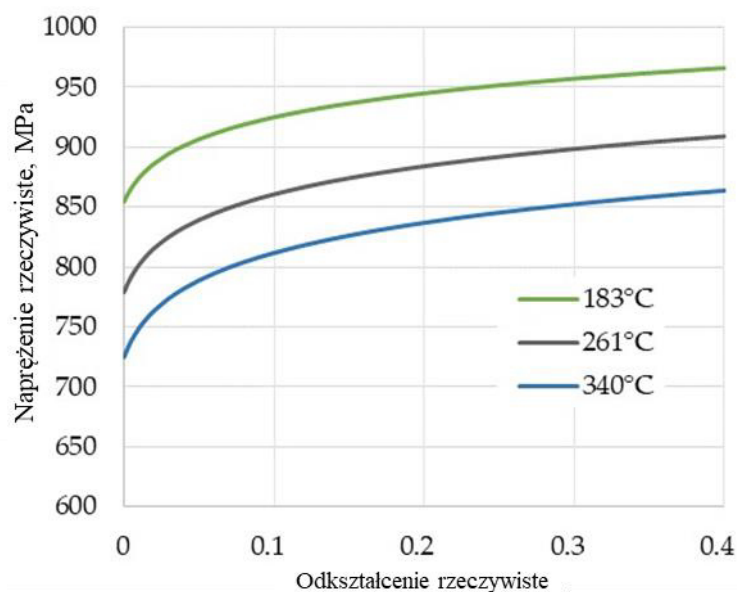
Proces formowania stopu Ti-6Al-4V w podwyższonej temperaturze z wstępnym nagrzewaniem olejowym i lokalnym dogrzewaniem wspomaganym tarciovo zamodelowano za pomocą metody elementów skończonych w środowisku Abaqus/Explicit. Na potrzeby symulacji MES, wykorzystano wyznaczone optymalne parametry procesu kształtowania przyrostowego, uzyskane na podstawie wcześniejszych eksperymentów. Wyznaczone w rozdziale 6.3.4 optymalne parametry wynoszą: ciśnienie oleju 4 bary, prędkość obrotowa narzędzia $n = 1000$ obr/min, przeciwbieżna strategia obróbki, posuw narzędzia $f = 2000$ mm/min oraz podziałka ścieżki $a_p = 0,38$ mm. W części kołnierzowej modelu blachy odebrano wszystkie stopnie swobody (przemieszczenia i obroty), w celu zasymulowania zamocowania półfabrykatu w przyrządzie do formowania (rys. 6.73a). Wprowadzono temperaturę początkową blachy 200°C (temperatura medium grzewczego). Temperatura początkowa w miejscu kontaktu narzędzia z oprawką narzędziową wynosiła 20°C . Zadano przemieszczenie narzędzia według wygenerowanej ścieżki w programie NX CAM zastosowanym podczas projektowania eksperymentów kształtowania przyrostowego wytłoczek ze zmiennym kątem pochylenia ścianki. Na dolną część blachy zadano stałe w czasie obciążenie w postaci ciśnienia 4 bary wywieranego przez olej grzewczy znajdujący się w niecce olejowej (rys. 6.73b).



Rysunek 6.73. Warunki brzegowe procesu: a) zamocowanie blachy – odebranie stopni swobody, b) zadane ciśnienie oleju grzewczego

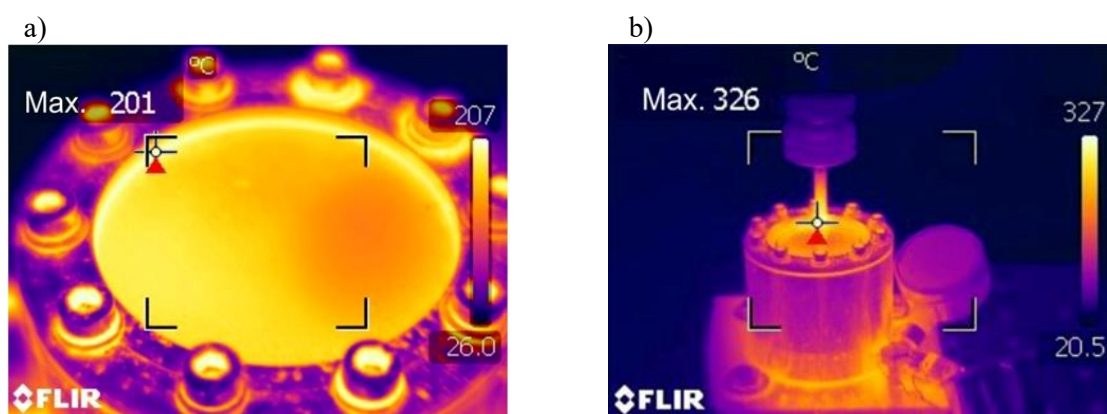
Zastosowana siatka elementów skończonych, jej typ i rozmiar zostały dobrane analogicznie jak w przypadku modelowania MES dla blachy CP-Ti Gr 2, omówionego z rozdziale 6.4.1. W obszarze blachy poddanej odkształceniom w wyniku kontaktu z narzędziem zadano gęstszą siatkę elementów skończonych w porównaniu do materiału odpowiadającego kołnierzu wytłoczki. Tę część przedmiotu obrabianego symulowano przy użyciu większych rozmiarów elementów skończonych, które nie ulegały odkształceniom. W analizie wrażliwości siatki elementów skończonych uwzględniono następujące rozmiary elementów skończonych w strefie odkształcenia blachy: 0,5 mm, 1 mm, 2 mm i 4 mm.

Blachę zamodelowano jako materiał sprężysto-plastyczny według kryterium plastyczności Huber-Mises-Hencky. Parametry izotropowego modelu materiału [284] wyznaczono na podstawie prób jednoosiowego rozciągania przeprowadzonych w różnych temperaturach. Zastosowano modele krzywych umocnienia w temperaturach od 183 do 340°C uzyskanych w wyniku próby jednoosiowego rozciągania w podwyższonych temperaturach (rys. 6.74).



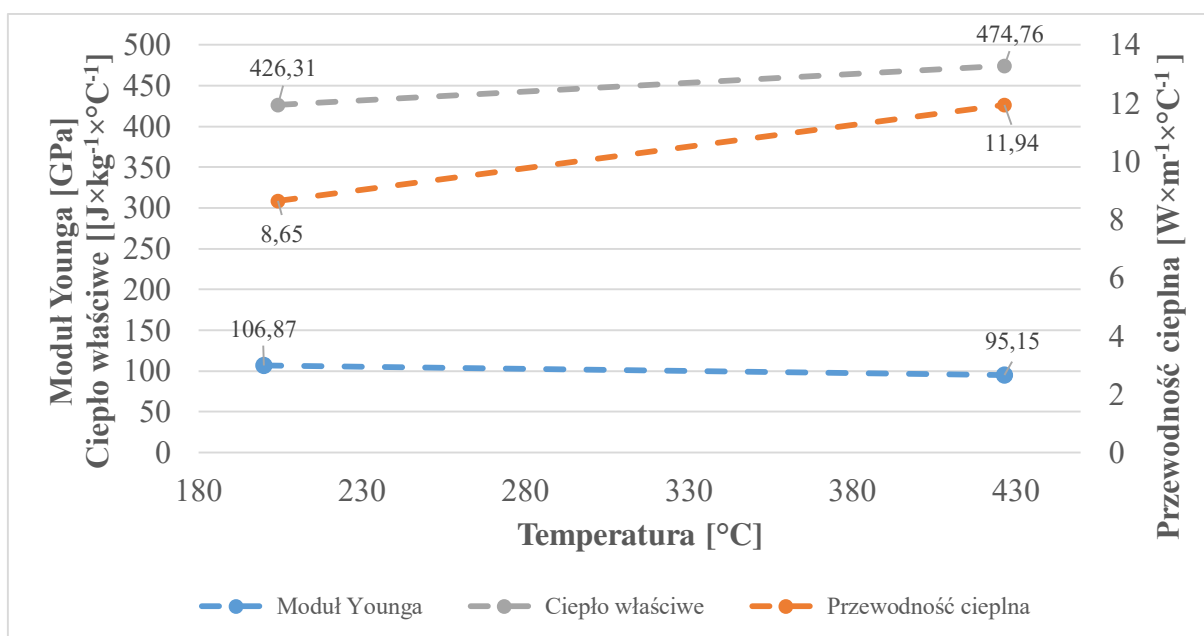
Rysunek 6.74. Zależności napężenie-odkształcenie rzeczywiste dla stopu tytanu Ti-6Al-4V

Rozkład temperatury podczas eksperymentalnego formowania mierzono kamerą termowizyjną FLIR T400. Początkowa temperatura blachy wynosiła 200°C (rys. 6.75a), podczas największa temperatura w strefie kontaktu zmierzona podczas procesu kształtowania wynosiła 326°C (rys. 6.75b). W związku z tym wartość parametrów mechanicznych wyznaczono dla temperatur 183°C i 340°C, odpowiednio nieco mniejszej od temperatury początkowej blachy i nieco większej od największej temperatury zarejestrowanej eksperymentalnie. Ponadto wyznaczono właściwości mechaniczne dla temperatury pośredniej 261°C tak, aby zapewnić lepszą aproksymację termomechanicznego modelu materiału w modelu MES.



Rysunek 6.75. Pomiar temperatury z zastosowaniem kamery FLIR T400: a) bezpośrednio przed kształtowaniem blachy, b) w trakcie kształtowania

Założono wartość gęstości materiału ρ i współczynnika Poissona ν stopu Ti-6Al-4V w analizowanym zakresie temperatur, odpowiednio $\rho = 4430 \text{ kg/m}^3$ i $\nu = 0,31$. Parametry te dla stopu Ti-6Al-4V w zakresie temperatur 21-650°C są stałe [99]. Uwzględniono wymianę ciepła pomiędzy narzędziem, blachą i otoczeniem [294]. Jako temperaturę otoczenia wprowadzono 20°C zgodnie z warunkami badań eksperymentalnych. Zmianę wartości pozostałych parametrów termomechanicznych w rozważanym zakresie temperatury kształtowania stopu Ti-6Al-4V (200-326°C) przedstawiono na rysunku 6.76.



Rysunek 6.76. Zmiana wybranych parametrów termomechanicznych stopu Ti-6Al-4V w zależności od temperatury, opracowano na podstawie [99]

Parametry termomechaniczne materiału narzędzia wykonanego ze spiekane go węglik a wolframu przyjęto następujące: gęstość $\rho = 14450 \text{ kg/m}^3$, współczynnik Poissona $\nu = 0,31$, moduł Younga $E = 650 \text{ GPa}$, przewodność cieplna $h_c = 75 \text{ W}\times\text{m}^{-1}\times\text{°C}^{-1}$ i ciepło właściwe $c_p = 280 \text{ J}\times\text{kg}^{-1}\times\text{°C}^{-1}$.

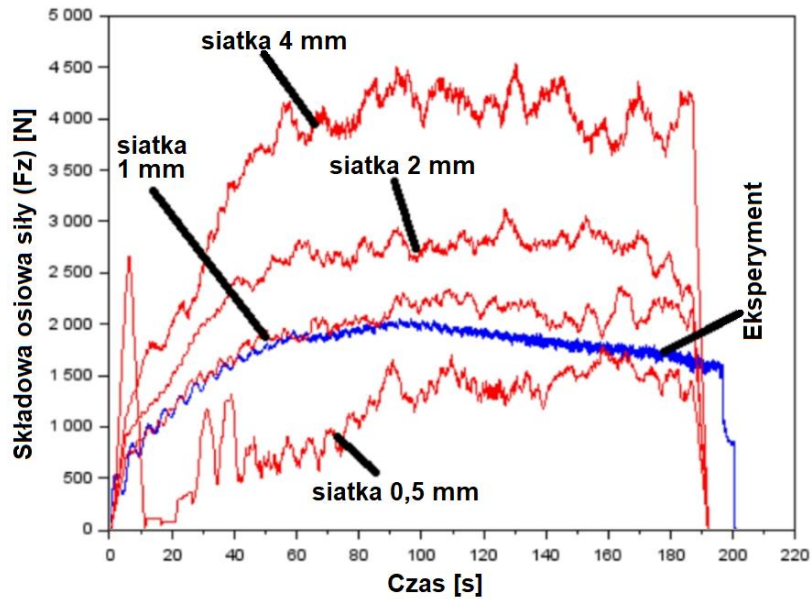
Założono warunki kontaktu pomiędzy narzędziem kształtującym a blachą według modelu tarcia Coulomba, który jest powszechnie stosowany w modelowaniu procesu kształtowania przyrostowego na zimno [295,296] i w podwyższonych temperaturach [132,297,298]. Model MES uwzględniał również dodatkowe generowanie ciepła w wyniku interakcji ciernej powierzchni obracającego się narzędzia oraz kształtowanej blachy. Wartość współczynnika tarcia wyznaczono eksperymentalnie na podstawie parametrów siłowych procesu obróbki blachy ze stopu tytanu Ti-6Al-4V, a wyniki przedstawiono w rozdziale 6.3.5. Wartość

współczynnika tarcia podczas kształtowaniu wytłoczki przy przedstawionych optymalnych parametrach (według zadanych kryteriów) procesu kształtowania przyrostowego wyniosła 0,18. Ta wartość współczynnika tarcia jest zbliżona do współczynnika tarcia stosowanego przez innych badaczy [135,297] podczas kształtowania stopu tytanu Ti-6Al-4V w podwyższonej temperaturze.

6.5.2. Analiza wyników

Przeważającą rolę do wartości składowej siły formowania blachy w procesie przyrostowym jest składowa osiowa F_z , szczególnie jeżeli podczas procesu kształtowania występuje mały współczynnik tarcia pomiędzy narzędziem a blachą jak w analizowanym przypadku. Dobór rozmiaru siatki elementów skończonych przeprowadzono na podstawie zgodności składowej osiowej F_z wypadkowej siły formującej F_w z danymi eksperymentalnymi. Większą wagę przywiązywano do dokładności odwzorowania warunków eksperymentalnych niż do czasu obliczeń w środowisku MES. W jednopunktowym kształtowaniu przyrostowym blach powierzchnia kontaktu pomiędzy narzędziem a blachą jest znacznie mniejsza niż w przypadku konwencjonalnego tłoczenia, stąd rozmiar siatki elementów skończonych ma większe znaczenie w zapewnieniu wiarygodnych wyników [294].

Porównanie wartości składowej F_z dla różnych wariantów wielkości elementów skończonych przedstawiono na rysunku 6.77. Największą zgodność wyników MES z wynikami eksperymentu uzyskano dla elementów skończonych o wielkości 1 mm. Zbyt duże elementy powodują, że podczas kształtowania zmienia się znacznie liczba węzłów będących w chwilowym kontakcie z powierzchnią nieodkształcalnego narzędzia. Powoduje to duże chwilowe zmiany w wartości parametrów siłowych procesu kształtowania. Narzędzie w początkowej fazie formowania musi pokonać wysoki opór materiału blachy na odkształcenia, co powoduje gwałtowny wzrost składowej osiowej siły. Po osiągnięciu głębokości około 4 mm składowa F_z ma tendencję do utrzymywania się w przybliżeniu na stałym poziomie i stopniowo zaczyna zmniejszać się w wyniku ciągłego wzrostu temperatury w strefie kontaktu.



Rysunek 6.77. Porównanie zmian składowej osiowej F_z siły wypadkowej kształtowania wylóczki z blachy Ti-6Al-4V dla różnych wielkości elementów skończonych

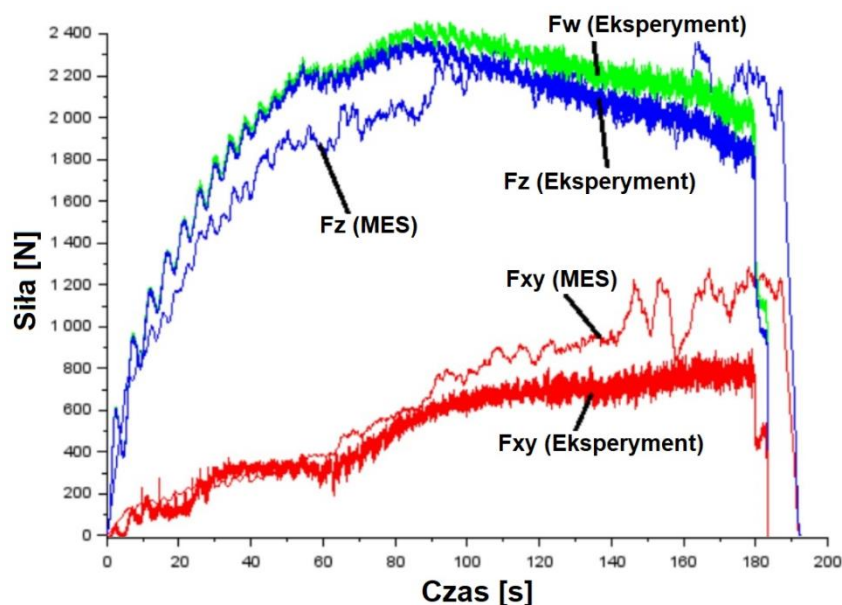
Porównanie czasów obliczeń, uwzględniając różne gęstości siatek, przedstawiono w tabeli 6.24. Czas obliczeń nie jest proporcjonalny do ilości węzłów występujących w modelu MES. Siatka o rozmiarze 0,5 mm wymaga ponad dwukrotnie większego czasu obliczeń w porównaniu do siatki o rozmiarze 1 mm. Niemniej jednak jako główne kryterium doboru rozmiaru siatki przyjęto zgodność składowej siły F_z , symulowanej i wyznaczonej eksperymentalnie. Stąd biorąc pod uwagę zgodność symulowanego i eksperymentalnego przebiegu zmian składowej siły F_z (rys. 6.77), do analiz zastosowano siatkę zawierającą elementy skończone o wielkości 1 mm.

Tabela 6.24. Wpływ parametrów siatki na czas obliczeń numerycznych podczas kształtowania wylóczek o zmiennym nachyleniu ścianki z blachy Ti-6Al-4V

Siatka [mm]	Liczba elementów	Liczba węzłów	Czas obliczeń
0,5	36659	18,362	5 godz. 5 min.
1	10365	5215	1 godz. 47 min.
2	3271	1168	42 min.
4	1029	547	22 min.

Przewidywanie składowych siły formowania jest kluczowym zadaniem przy optymalizacji procesu jednopunktowego kształtowania przyrostowego i wyborze narzędzia kształtującego. Na rysunku 6.78 przedstawiono porównanie przebiegów składowych sił formowania (osiowej i poziomej) dla siatki elementów skończonych o rozmiarze 1 mm. W

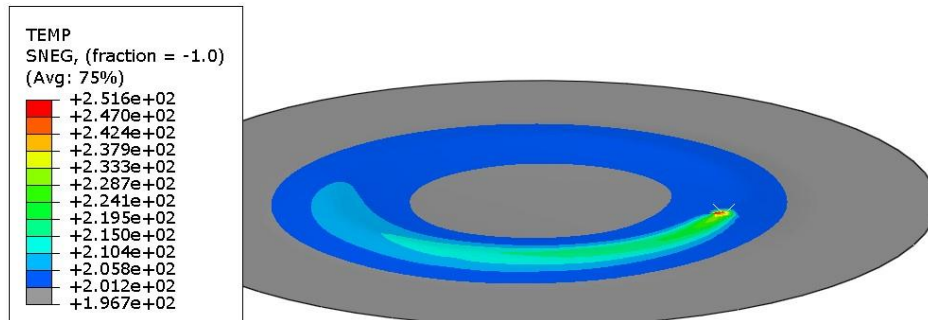
początkowej fazie odkształcenia, narzędzie wykonuje ruch okrężny po trajektorii o dużym promieniu. Ponieważ stożek wylóczki ma zmienny kąt nachylenia ścianki, wraz ze wzrostem głębokości wylóczki narzędzie coraz bardziej styka się z blachą na powierzchni bocznej (zwiększa się kąt kontaktu narzędzia z blachą). Z tego powodu zwiększa się składowa pozioma siły F_{xy} . Maksymalne wartości składowej osiowej siły F_z wyznaczone eksperymentalnie i numerycznie różnią się o około 8%. W przypadku składowej poziomej F_{xy} do głębokości wylóczki do 9 mm występuje wysoka zgodność wyników numerycznych z eksperymentem. Po przekroczeniu tej głębokości symulowana numerycznie składowa pozioma siły formowania F_{xy} jest o około 23% większa w porównaniu do danych eksperymentalnych.



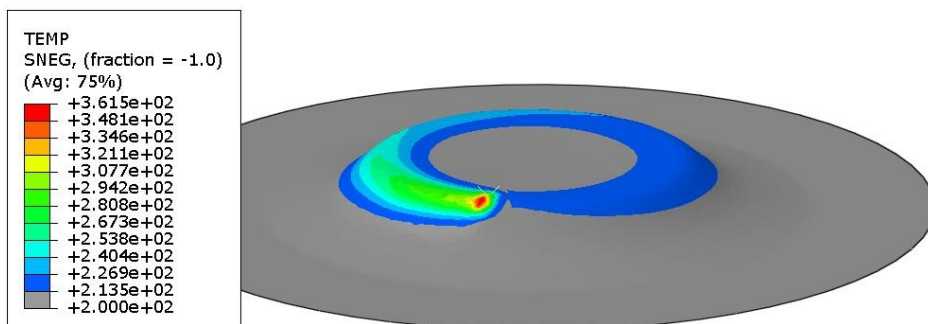
Rysunek 6.78. Przebieg składowych sił formowania wyznaczonych metodą elementów skończonych i podczas eksperymentu kształtowania wylóczki o zmiennym kącie nachylenia ścianki

Rysunek 6.79 przedstawia rozkład temperatury wylóczki w wybranych etapach kształtowania. Wraz ze wzrostem czasu formowania, wzrasta temperatura wylóczki na styku narzędzie – kształtowana blacha w wyniku zmniejszenia promienia ścieżki narzędzia i zintensyfikowania kumulacji dostarczanego ciepła w wyniku tarcia powierzchni narzędzi o powierzchnię blachy. Temperatura w odkształconych strefach wylóczki zmniejsza się z czasem do temperatury 200°C oleju grzewczego, a strefa podwyższonej temperatury kumuluje się w górnej części wylóczki (rys. 6.79d).

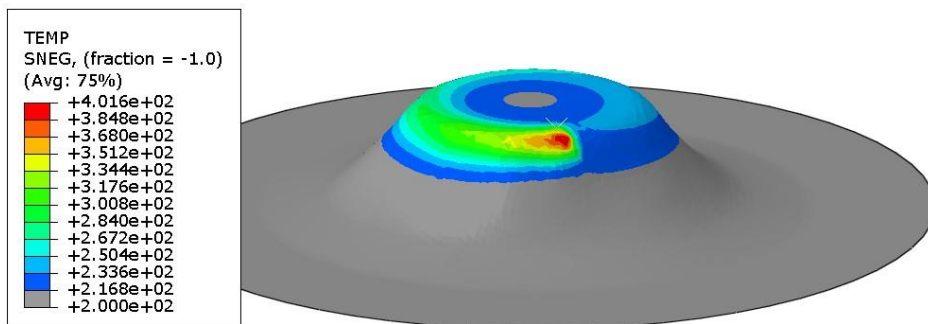
a)



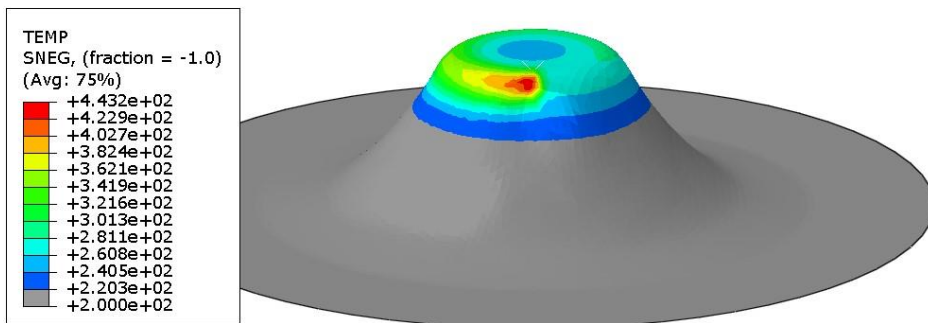
b)



c)



d)



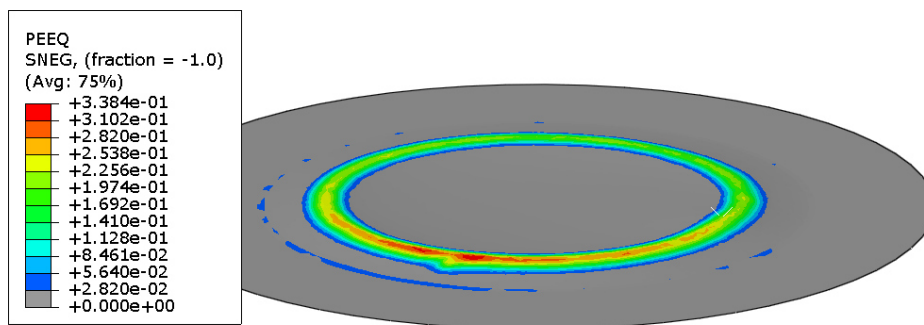
Rysunek 6.79. Rozkład temperatury ($^{\circ}\text{C}$) podczas kształtowania wytłoczki o zmiennym kącie nachylenia ścianki na głębokości a) 2 mm, b) 7 mm, c) 14 mm i d) 21 mm.

Na rysunku 6.80 przedstawiono rozkład zastępczych odkształceń plastycznych występujących na różnych etapach procesu kształtowania wytłoczki o zmiennym kącie nachylenia ścianki. W jednopunktowym kształtowaniu przyrostowym odkształcenie blachy odbywa się głównie kosztem zmniejszenia grubości ścianki wytłoczki, przemieszczenie materiału z obszaru podstawy wytłoczki dna do ściany bocznej jest ograniczone. Odkształcenie plastyczne materiału skutkujące zwiększeniem głębokości wytłoczki powoduje wystąpienie zjawiska umocnienia odkształceniowego (rys. 6.74). Ze względu na warunki podwyższonej temperatury, zjawisko to jednak ma mniejszy wpływ na przebieg procesu kształtowania niż podczas formowania na zimno.

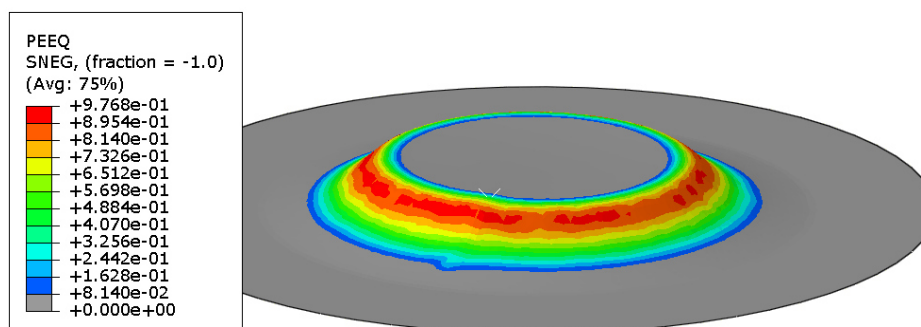
Mechanizmy odkształcenia dwufazowych stopów tytanu są bardziej złożone i uzależnione dodatkowo od morfologii stopu (rozmiaru ziaren oraz składu fazowego). W stopach $\alpha + \beta$ (m.in. Ti-6Al-4V) poślizg zachodzi wzdłuż granic ziaren tej samej fazy (α/α i β/β) oraz wzdłuż granic międzyfazowych (α/β) [299]. Stop Ti-6Al-4V nadaje się do obróbki nadplastycznej, podczas której materiał zdolny jest przyjmowania bardzo dużych odkształceń plastycznych ($e = 1500\%$ [300]). Obróbka nadplastyczna zachodzi w specyficznych warunkach wysokiej temperatury homologicznej oraz pod wpływem wyjątkowo małych naprężeń, których wartość jest silnie związana z prędkością odkształcenia. Cechą charakterystyczną odkształcenia nadplastycznego jest brak umocnienia przez zgmiot, występowanie intensywnego poślizgu po granicach ziaren i mała aktywność dyslokacji wewnątrz ziaren [300].

Porównanie rozkładu grubości blachy wytłoczki otrzymanego metodą elementów skończonych z wynikami pomiaru wytłoczki za pomocą optycznego systemu pomiarowego ARGUS (rys. 6.81), potwierdza zgodność wyników opracowanego modelu numerycznego kształtowania stopu Ti-6Al-4V w podwyższonej temperaturze, wynikającej z hybrydowego ogrzewania blachy olejem grzewczym (pod zadaniem ciśnieniem) i lokalnego dogrzewania tarciovego, wynikającego z przemieszczenia się obracającego narzędzia po powierzchni blachy z posuwem f . Najmniejsza grubość ścianki bocznej wytłoczki przewidziana przez model numeryczny wynosi 0,368 mm. Tymczasem najmniejsza grubość ścianki wytłoczki utworzonej eksperymentalnie wynosi 0,35 mm. Błąd wynosi około 5%.

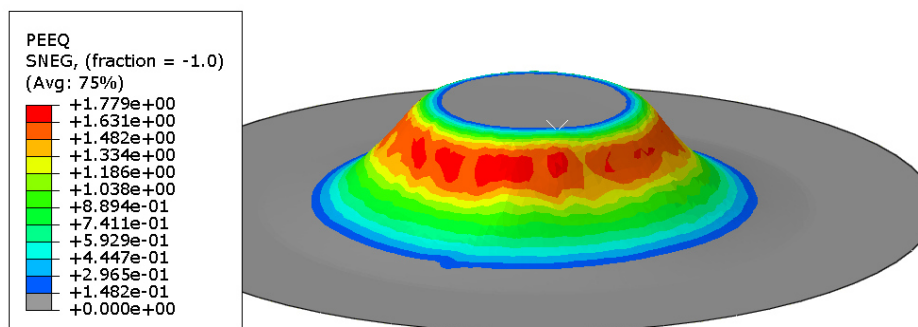
a)



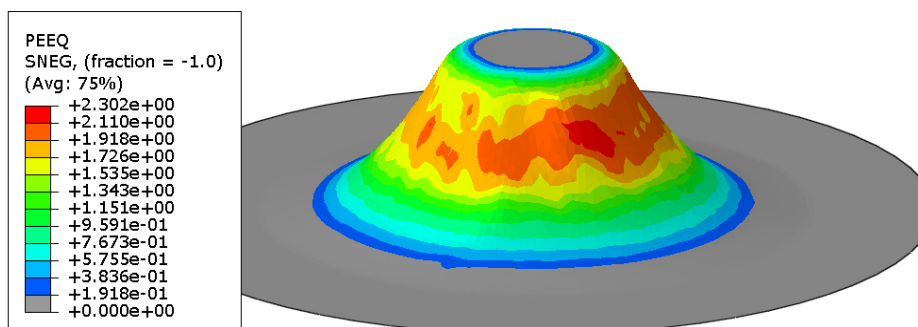
b)



c)

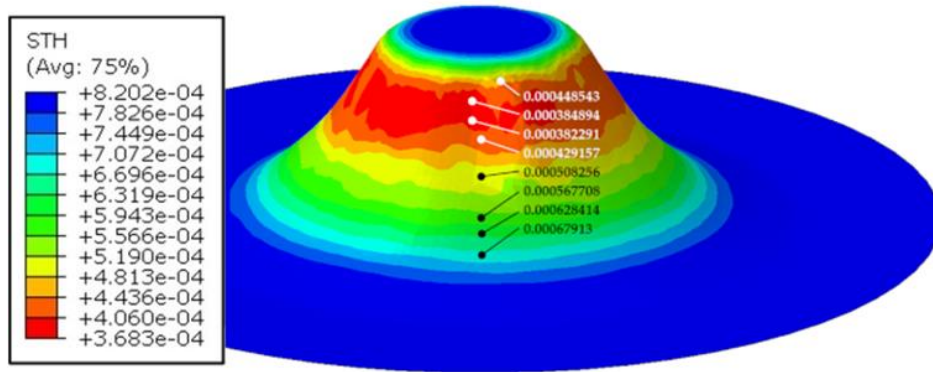


d)

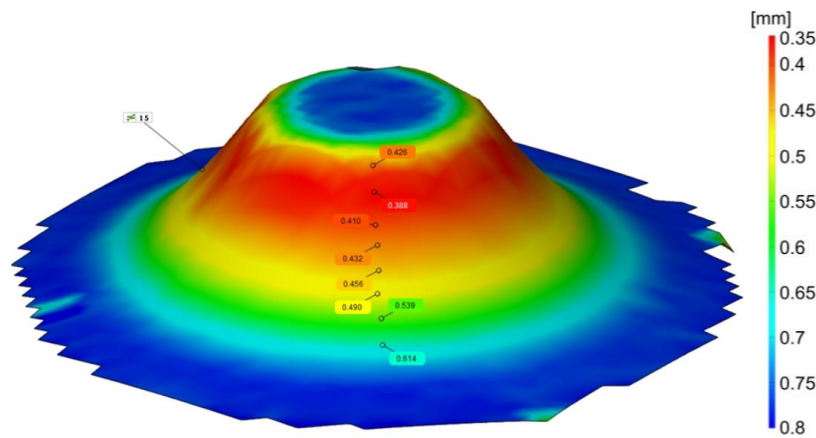


Rysunek 6.80. Rozkład zastępczych odkształceń plastycznych dla głębokości wytłoczek o zmiennym kącie nachylenia ścianki: a) 2 mm, b) 7 mm, c) 14 mm i d) 21 mm

a)



b)



Rysunek 6.81. Rozkład grubości blachy wytłoczki o zmiennym kącie nachylenia ścianki, wyznaczony za pomocą a) metody elementów skończonych oraz b) systemu ARGUS – optycznego systemu pomiaru odkształceń 3D

6.5.3. Wnioski z przeprowadzonych symulacji

Na podstawie analizy wyników symulacji termomechanicznych obróbki przyrostowej wytłoczki stożkowej ze stopu tytanu Ti-6Al-4V nasuwają się następujące główne wnioski:

- Dla elementów skończonych o rozmiarze 1 mm osiągnięto największą zgodność wyniku MES z wynikiem eksperymentalnym pod względem składowej osiowej siły F_z wypadkowej siły kształtowania F_w . Różnica w maksymalnych symulowanych i wyznaczonych eksperymentalnie wartościach siły F_z wynosi około 8%.
- Wyznaczona numerycznie wartość siły poziomej F_{xy} jest zgodna z wynikami eksperymentu do głębokości wytłoczki równej 9 mm. Po przekroczeniu tej głębokości, model MES zawyża wartość tej składowej siły kształtowania.
- Wzrost temperatury następuje w wyniku nagrzewania olejem wspomaganego tarcia pomiędzy narzędziem i przedmiotem obrabianym. Podwyższona temperatura występuje

tylko w obszarze bezpośredniego kontaktu końcówki narzędzia z wytłoczką. Po przejściu narzędzia temperatura stopniowo zmniejsza się do temperatury roboczej oleju grzewczego. Część energii cieplnej jest przekazywana do otoczenia i pozostałej części wytłoczki, która jest podgrzewana olejem do temperatury 200 °C.

- Porównanie rozkładu grubości ścianki gotowej wytłoczki symulowanej metodą elementów skończonych i metodą eksperymentalną potwierdza zgodność opracowanego modelu. Błąd między numerycznymi przewidywanymi a eksperymentalnie zmierzonymi wartościami minimalnej grubości ścianki wytłoczki ze stopu tytanu Ti-6Al-4V wynosi około 5%.

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

W wyniku przeprowadzonych badań eksperymentalnych oraz analiz metodą elementów skończonych procesu kształtowania przyrostowego blach CP-Ti Gr 2 i Ti-6Al-4V, sformułowano następujące główne wnioski:

1. Dodatkowe testy tribologiczne badanych blach za pomocą próby przeciągania pasa blachy wykazały, że dla blach Ti-6Al-4V, oliwa z oliwek była najskuteczniejszym środkiem smarnym spośród badanych olejów biodegradowalnych, zapewniając najniższą wartość współczynnika tarcia. W przypadku blach CP-Ti Gr 2, najlepsze właściwości smarne wykazał olej słonecznikowy. Z kolei, olej silnikowy SAE 10W-40 był najbardziej efektywnym olejem mineralnym, podczas gdy olej przekładniowy SAE 75W-85 miał najmniejszą efektywność w redukcji tarcia dla blach CP-Ti Gr 2.
2. Powłoki PVD, takie jak AlCrN, TiSiXN i ZrN, nie przyniosły korzyści w kontekście zmniejszenia zużycia narzędzi przy kształtowaniu Ti-6Al-4V, a narzędzie z końcówką ceramiczną Al₂O₃ wzmacniane whiskerami SiC(w) uległo uszkodzeniom katastroficznemu, co wyklucza zastosowanie tych narzędzi w tych procesach. Podczas kształtowania wytłoczek VWACF różnymi narzędziami (WC, WC + AlCrN, WC + TiSiXN, WC + ZrN, Al₂O₃ + SiC(w)) zaobserwowano zbliżone średnie wartości współczynnika tarcia.
3. Narzędzia z rowkami smarnymi o różnym kształcie, których zadaniem miała być poprawa smarowania, nie spełniły oczekiwań, powodując pogorszenia jakości powierzchni w efekcie „frezowania” powierzchni wytłoczek. Po przeprowadzeniu wielu testów stwierdzono, że zastosowanie narzędzia z węgla wolframu bez powłoki ochronnej ze smarowaniem smarem stałym MoS₂ zapewniło najmniejszą wartość narostu i będzie najbardziej odpowiednie do obróbki materiałów tytanowych w podwyższonej temperaturze.
4. Główne czynniki wpływające na składowe poziomą F_{xy} i pionową F_z siły formowania w procesach kształtowania przyrostowego blach CP-Ti Gr 2 i Ti-6Al-4V to prędkość obrotowa narzędzia i podziałka ścieżki. Wzrost prędkości obrotowej narzędzia powodował zmniejszenie składowych siły kształtowania, podczas gdy zwiększenie podziałki ścieżki wpływało na ich wzrost. W przypadku stopu tytanu Ti-6Al-4V, dodatkowo ciśnienie oleju miało istotny wpływ na współczynnik tarcia i odkształcalność materiału. Podczas obróbki blach z tytanu

CP-Ti Gr 2, wyższa prędkość obrotowa narzędzia koreluje z niższą siłą osiową, co można wytłumaczyć efektem zwiększonego wytwarzania ciepła pochodzącego z tarcowego oddziaływania narzędzia, które zmniejsza opór odkształcenia formowanego materiału.

5. Kierunek obrotów narzędzia w stosunku do kierunku posuwu ma fundamentalne znaczenie w możliwości kształtowania wytłoczek z tytanu CP-Ti Gr 2 oraz w zapewnieniu odpowiedniej jakości powierzchni wewnętrznej wytłoczek. Podczas formowania przy użyciu strategii przeciwbieżnej narzędzie oddziałuje silniej na powierzchnię blachy niż przy użyciu strategii współbieżnej, podczas której narzędzie „obtacza się” po powierzchni kształtowanej blachy. Efekt „skórki pomarańczowej” na zewnętrznej powierzchni wytłoczek ma związek z reorientacją i rozrzedzaniem ziarnem mikrostruktury materiału pod wpływem naprężeń rozciągających, i był widoczny dla obydwu strategii obróbkowych.
6. Największy wpływ na najwyższą wysokość profilu chropowatości Rz powierzchni wewnętrznej wytłoczek z tytanu CP-Ti Gr 2 mają prędkość obrotowa narzędzia i podziałka ścieżki. Wraz ze wzrostem prędkości obrotowej wrzeczona zauważono, że wartość parametru Rz zwiększała się. Mała podziałka ścieżki narzędzia znacząco zwiększa wartość parametru Rz, poprzez intensywniejsze nagrzewanie wierzchołków nierówności i intensyfikację zjawiska adhezji.
7. Analiza wariancji wpływu parametrów procesu kształtowania wytłoczek z blachy CP-Ti Gr 2 wykazała, że zmienne wejściowe (strategia obróbki, prędkość obrotowa i posuw narzędzia, podziałka ścieżki) nie wykazują statystycznie istotnego wpływu na współczynnik tarcia. Wobec tego, jako współczynnik tarcia blachy CP-Ti Gr 2 przyjęto wartość średnią $\mu = 0,4$ ze wszystkich 16 eksperymentów formowania wytłoczek o stałym kącie pochylenia ścianki.
8. Optymalne parametry kształtowania wytłoczek stożkowych o stałym kącie pochylenia ścianki dla blach CP-Ti Gr 2 to prędkość obrotowa narzędzia –580 obr/min (strategia przeciwbieżna), posuw narzędzia 2000 mm/min oraz podziałka ścieżki 0,5 mm. Dla wytłoczek stożkowych VWACF z blach Ti-6Al-4V, optymalne parametry to ciśnienie oleju 4 bary, prędkość obrotowa narzędzia 1000 obr/min (strategia przeciwbieżna), posuw narzędzia 2000 mm/min oraz podziałka ścieżki 0,38 mm. Walidacja tych parametrów wykazała zgodność z modelami numerycznymi, z błędami oszacowania poniżej 5% dla blachy CP-Ti Gr 2 i 9% dla blachy Ti-6Al-4V.

9. Modele MES dla CP-Ti Gr 2 i Ti-6Al-4V wykazały wysoką zgodność z wynikami eksperymentalnymi w zakresie przewidywania sił formowania oraz rozkładu grubości ścianki. Dla blachy CP-Ti Gr 2 średni błąd modelu MES w przewidywaniu siły wypadkowej formowania F_w wyniósł 2%, a różnica w prognozowaniu grubości ścianki przez model MES w stosunku do eksperymentu wyniosła 2,5%. Odpowiednio, dla wytłoczek wykonanych ze stopu Ti-6Al-4V błąd w przewidywaniu grubości ścianki wyniósł około 5% a prognoza składowej osiowej F_z siły kształtowania zależy od etapu obróbki i wynosi około 4-16%
10. Wzrost temperatury w strefie kontaktu narzędzia z blachą, spowodowany tarciem, zwiększał odkształcalność zarówno blachy CP-Ti Gr 2, jak i Ti-6Al-4V. Dla blachy Ti-6Al-4V, dodatkowe, oprócz nagrzewania tarcowego, nagrzewanie olejem do temperatury 200°C miało znaczący wpływ na poprawę procesu formowania.

Przeprowadzone badania pozwoliły na zidentyfikowanie kluczowych parametrów procesowych wpływających na zachowanie blach tytanowych CP-Ti Gr 2 i ze stopu tytanu Ti-6Al-4V w procesie kształtowania SPIF. Wyniki wykazały, że dobór odpowiednich parametrów, takich jak prędkość obrotowa i posuw narzędzia, podziałka ścieżki, strategia kształtowania oraz ciśnienie oleju, ma istotny wpływ na współczynnik tarcia, składowe siły formowania oraz odkształcalność materiału.

Zastosowanie modeli numerycznych potwierdziło ich skuteczność w przewidywaniu zachowania badanych materiałów, co może być użyteczne w optymalizacji procesów przemysłowych.

Wyniki przeprowadzonych badań potwierdziły tezę, że zastosowanie hybrydowego nagrzewania wsadu, poprzez połączenie nagrzewania cieczą pod adaptacyjnym ciśnieniem oraz nagrzewania tarcowego, w połączeniu z odpowiednią strategią kierunku prędkości obrotowej narzędzia w stosunku do kierunku jego posuwu, a także dobór odpowiedniego materiału narzędziowego, umożliwiając uzyskanie wytłoczek ze zmiennym nachyleniem ścianki bocznej w procesie kształtowania przyrostowego dwufazowego stopu tytanu Ti-6Al-4V. Uzyskano w ten sposób zwiększenie stopnia odkształcenia materiału blachy oraz jednoczesne zmniejszenie odkształceń sprężystych wytłoczek po odciążeniu.

Przedstawione w niniejszej pracy rozwiązanie problemu badawczego kształtowania blach tytanowych z hybrydowym tarcowo-olejowym nagrzewaniem materiału wsadu nie

wyczerpuje możliwości dalszej optymalizacji procesu kształtowania przyrostowego tytanu i jego stopów. Chociaż narzędzia rowkowane nie spełniły oczekiwań w zakresie zwiększenia efektywności smarowania w wyniku ‘frezowania’ powierzchni blachy mogą być, po odpowiednim zoptymalizowaniu kształtu i głębokości rowków oraz prędkości obrotowej narzędzia i jego posuwu, użyteczne do realizacji procesów SPIF realizowanych na zimno lub w podwyższonej temperaturze, które nie wymagają tarcowego nagrzewania wsadu. W ten sposób będzie możliwe zapewnienie obtaczania się narzędzia po powierzchni blachy.

Zbyt mała temperatura w strefie kontaktu nie zapewnia odpowiedniej odkształcalności materiału na danym etapie obróbki, doprowadzając do przedwczesnego rozerwania materiału wytłoczki. Podobnie, zbyt wysoka temperatura może z jednej strony doprowadzić do zbyt dużego utleniania materiału blachy, a z drugiej strony do nadmiernego pocienienia blachy i w rezultacie do rozerwania kształtowanego materiału. Ze względu na różny charakter odkształcenia materiału wraz ze wzrostem głębokości wytłoczki o zmiennym kącie nachylenia ścianki należy w przyszłości rozważyć możliwość adaptacyjnego sterowania prędkością obrotową i posuwem narzędzia, dostosowanymi do lokalnego charakteru odkształceń materiału. Do optymalizacji strategii nagrzewania materiału zostanie wykorzystana metoda elementów skończonych, z sukcesem zaimplementowana w pracy do przewidywania odkształceń podczas kształtowania wytłoczek stożkowych z tytanu CP-Ti Gr 2 i jego stopu Ti-6Al-4V. Wobec złożonego synergicznego wpływu wielu parametrów procesu obróbki na przebieg procesu kształtowania zasadne wydaje się zastosowanie metod sztucznej inteligencji (m.in. sztucznych sieci neuronowych i uczenia maszynowego) do prognozowania parametrów siłowych i geometrycznych wytłoczek. Zestawem danych wzorcowych mogą być wyniki eksperymentalne lub wyniki modelowania numerycznego procesu kształtowania.

BIBLIOGRAFIA

1. *Handbook of Modern Coating Technologies*; 2021; ISBN 978-0-444-63240-1.
2. H.A. Besisa, N.; Yajima, T. Titanium-Based Alloys: Classification and Diverse Applications. In *Titanium-Based Alloys - Characteristics and Applications*; Vizureanu, P., Simona Baltatu, M., Eds.; IntechOpen, 2024 ISBN 978-0-85466-821-2.
3. Bocchetta, P.; Chen, L.-Y.; Tardelli, J.D.C.; Reis, A.C. dos; Almeraya-Calderón, F.; Leo, P. Passive Layers and Corrosion Resistance of Biomedical Ti-6Al-4V and β -Ti Alloys. *Coatings* **2021**, *11*, 487, doi:10.3390/coatings11050487.
4. Foltz, J.; Gram, M. Introduction to Titanium and Its Alloys. In *Heat Treating of Nonferrous Alloys*; Totten, G.E., Ed.; ASM International, 2016; pp. 481–497 ISBN 978-1-62708-169-6.
5. Lütjering, G.; Williams, J.C. *Titanium*; Berlin, 2007; ISBN 978-3-540-71397-5.
6. Alaraby, H.A.; Lswalhia, M.M.A.; Ahmed, T. A Study of Mechanical Properties of Titanium Alloy Ti-6al-4v Used as Dental Implant Material. *Int J Sci Rep* **2017**, *3*, 288, doi:10.18203/issn.2454-2156.IntJSciRep20174869.
7. Figiel, P.; Garbiec, D.; Biedunkiewicz, A.; Biedunkiewicz, W.; Kochmański, P.; Wróbel, R. Microstructural, Corrosion and Abrasive Characteristics of Titanium Matrix Composites. *Archives of Metallurgy and Materials* **2018**, 2051–2059, doi:10.24425/amm.2018.125142.
8. Zhang, R.; Wang, D.; Yuan, S. Metastable Phase-Assisted Nucleation in a near-Alpha Titanium Matrix Composite with Network Architecture. *Materials Science and Technology* **2019**, *35*, 306–312, doi:10.1080/02670836.2019.1570702.
9. Bogucki, R.; Basiaga, M.; Żyra, A. The Evaluation of Resistance to Cracking of Ti10V2FE3AL Alloy Characterized by Different Morphology and Volume Fraction of A-Phase Precipitates. *Archives of Metallurgy and Materials* **2019**, 759–764, doi:10.24425/amm.2019.127610.
10. Polmear, I.; StJohn, D.; Nie, J.F.; Qian, M. *Light Alloys : Metallurgy of the Light Metals*; 2017;
11. Welsch, G.; Boyer, R.; Collings, E.W. *Materials Properties Handbook: Titanium Alloys*; ASM International, 1993; ISBN 978-0-87170-481-8.
12. Zheng, Y.; Banerjee, R.; Fraser, H.L. Exploration of Novel Nano-Scale Instabilities in Metastable Beta Titanium Alloys Using Transmission Electron Microscopy and Aberration-Corrected Scanning Transmission Electron Microscopy. *Microsc Microanal* **2019**, *25*, 2276–2277, doi:10.1017/S143192761901211X.
13. Niinomi, M.; Boehlert, C.J. Titanium Alloys for Biomedical Applications. In *Advances in Metallic Biomaterials: Tissues, Materials and Biological Reactions*; Niinomi, M., Narushima, T., Nakai, M., Eds.; Springer: Berlin, Heidelberg, 2015; pp. 179–213 ISBN 978-3-662-46836-4.
14. Yamaguchi, H.; Takahashi, M.; Sasaki, K.; Takada, Y. Wear Resistance of Cast Dental Ti-Fe Alloys. *Dent. Mater. J.* **2021**, *40*, 68–73, doi:10.4012/dmj.2019-336.
15. Sarraf, M.; Rezvani Ghomi, E.; Alipour, S.; Ramakrishna, S.; Liana Sukiman, N. A State-of-the-Art Review of the Fabrication and Characteristics of Titanium and Its Alloys for Biomedical Applications. *Bio-des. Manuf.* **2022**, *5*, 371–395, doi:10.1007/s42242-021-00170-3.
16. Akula, S.P.; Ojha, M.; Rao, K.L.; Gupta, A.K. A Review on Superplastic Forming of Ti-6Al-4V and Other Titanium Alloys. *Materials Today Communications* **2023**, *34*, 105343, doi:10.1016/j.mtcomm.2023.105343.

17. ASTM-B265 | Standard Specification for Titanium and Titanium Alloy Strip, Sheet, and Plate | Document Center, Inc. Dostępne: <https://www.document-center.com/standards/show/ASTM-B265>.
18. Fanning, J.C. Properties of TIMETAL 555 (Ti-5Al-5Mo-5V-3Cr-0.6Fe). *Journal of Materials Engineering and Performance* **2005**, *14*, 788–791, doi:10.1361/105994905X75628.
19. Titanium Alloys for Aerospace Structures and Engines. In *Introduction to Aerospace Materials*; Elsevier, 2012; pp. 202–223 ISBN 978-1-85573-946-8.
20. *Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications*; Leyens, C., Peters, M., Eds.; 1st ed.; Wiley, 2003; ISBN 978-3-527-30534-6.
21. Martins, A.F.; Costa, L.F.; Filho, A.M.; Lombello, C.B. Nanostructured Ti Grade 2 for Biomedical Applications: Evaluation of Cellular Interaction. In *IX Latin American Congress on Biomedical Engineering and XXVIII Brazilian Congress on Biomedical Engineering*; Marques, J.L.B., Rodrigues, C.R., Suzuki, D.O.H., Marino Neto, J., García Ojeda, R., Eds.; IFMBE Proceedings; Springer Nature Switzerland: Cham, 2024; Vol. 98, pp. 433–438 ISBN 978-3-031-49400-0.
22. *Titanium and Its Alloys for Biomedical Applications*; Jung, H.-D., Ed.; MDPI, 2022; ISBN 978-3-0365-4936-1.
23. Morgan, A.; Dehnavi, V.; Zagidulin, D.; Shoesmith, D.; Noël, J.J. The Mechanism of Titanium Hydride Formation on Grade-2 Titanium. *Meet. Abstr.* **2023**, *MA2023-02*, 3372, doi:10.1149/MA2023-02113372mtgabs.
24. Radionova, L.V.; Lisovskiy, R.A.; Sarafanov, A.E.; Faizov, S.R.; Erdakov, I.N. Analysis of Deformation Behavior for Titanium Alloys at Elevated Temperature. In *Proceedings of the 9th International Conference on Industrial Engineering*; Radionov, A.A., Gasiyarov, V.R., Eds.; Lecture Notes in Mechanical Engineering; Springer Nature Switzerland: Cham, 2023; pp. 800–809 ISBN 978-3-031-38125-6.
25. Yu, R.; Chen, Q.; Zhang, X.; Zhang, H.; Hao, J.; Li, J. Constitutive Model and Microstructure Evolution of a Novel TG6 High-Temperature Titanium Alloy during Hot Deformation. *J. of Materi Eng and Perform* **2022**, *31*, 833–848, doi:10.1007/s11665-021-06193-2.
26. Yi, S.-X.; Yang, Z.-J.; Xie, H.-X. Hot Deformation and Constitutive Modeling of TC21 Titanium Alloy. *Materials* **2022**, *15*, 1923, doi:10.3390/ma15051923.
27. Elrakayby, H. An Investigation of Forming of Ti-6Al-4V at Lower Temperatures.; August 10 2023; pp. 55–63.
28. Yin, F.; Ma, S.; Hu, S.; Liu, Y.; Hua, L.; Cheng, G.J. Understanding the Microstructure Evolution and Mechanical Behavior of Titanium Alloy during Electrically Assisted Plastic Deformation Process. *Materials Science and Engineering: A* **2023**, *869*, 144815, doi:10.1016/j.msea.2023.144815.
29. Khalik, M.A.; Zahiri, S.H.; Masood, S.H.; Palanisamy, S.; Gulizia, S. In Situ Electro-Plastic Treatment for Thermomechanical Processing of CP Titanium. *Int J Adv Manuf Technol* **2021**, *115*, 2639–2657, doi:10.1007/s00170-021-07342-6.
30. Kosimov, N.; Bhandari, K.S.; Li, S.J.; Chen, W.N.; Jung, D.W. Single Point Incremental Forming as a Cost-Effective Sheet Forming Process for Small Batch Production. *AMM* **2022**, *908*, 169–175, doi:10.4028/p-77k9g3.
31. Kumar, R.; Kumar, V. Classification of Incremental Sheet Forming. In *Handbook of Flexible and Smart Sheet Forming Techniques*; Ajay, Parveen, Singh, H., Gulati, V., Singh, P.K., Eds.; Wiley, 2023; pp. 15–28 ISBN 978-1-119-98640-9.
32. Rudramamba, K.S.; Rami Reddy, M.; Nakka, M. Incremental Sheet Forming – A State-of-Art Review. In *Handbook of Flexible and Smart Sheet Forming Techniques*;

- Ajay, Parveen, Singh, H., Gulati, V., Singh, P.K., Eds.; Wiley, 2023; pp. 1–14 ISBN 978-1-119-98640-9.
33. McAnulty, T.; Jeswiet, J.; Doolan, M. Formability in Single Point Incremental Forming: A Comparative Analysis of the State of the Art. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* **2017**, *16*, 43–54, doi:10.1016/j.cirpj.2016.07.003.
 34. "; "Gheorghe Asachi" Technical University of Iasi, Department of Machine Manufacturing Technology, Blvd. Mangeron, No. 59A, 700050, Iasi, Romania"; Coman, C. TECHNICAL-ECONOMIC CALCULATION OF CONVENTIONAL AND INCREMENTAL FORMING. *IJMEM* **2023**, *3*, 34–44, doi:10.54684/ijmem.2023.3.1.34.
 35. Magrinho, J.P.G.; Silva, M.B.; Martins, P.A.F. Incremental Sheet Forming. In *Comprehensive Materials Processing*; Elsevier, 2024; pp. 157–180 ISBN 978-0-323-96021-2.
 36. J. Alves De Sousa, R.; Afonso, D.G.; Rubino, F.; Behera, A.K. Potential of Incremental Forming Techniques for Aerospace Applications. In *Materials, Structures and Manufacturing for Aircraft*; Kuşhan, M.C., Gürgen, S., Sofuoğlu, M.A., Eds.; Sustainable Aviation; Springer International Publishing: Cham, 2022; pp. 293–315 ISBN 978-3-030-91872-9.
 37. Reddy, N.V.; Lingam, R.; Cao, J. Incremental Metal Forming Processes in Manufacturing. In *Handbook of Manufacturing Engineering and Technology*; Nee, A.Y.C., Ed.; Springer London: London, 2015; pp. 411–452 ISBN 978-1-4471-4669-8.
 38. Shang, M.; Li, Y.; Yang, M.; Shi, P. Study of Thinning Rate in Incremental Forming with Hydraulic Pressure Supports Based on Taguchi Design. *J. Phys.: Conf. Ser.* **2024**, *2775*, 012041, doi:10.1088/1742-6596/2775/1/012041.
 39. Taleb Araghi, B.; Göttmann, A.; Bergweiler, G.; Saeed-Akbari, A.; Bültmann, J.; Zettler, J.; Bambach, M.; Hirt, G. Investigation on Incremental Sheet Forming Combined with Laser Heating and Stretch Forming for the Production of Lightweight Structures. *KEM* **2011**, *473*, 919–928, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.473.919.
 40. Mohanraj, R.; Elangovan, S.; Pratheesh Kumar, S. Experimental Investigations of Warm Incremental Sheet Forming Process on Magnesium AZ31 and Aluminium 6061 Alloy. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* **2023**, *237*, 283–300, doi:10.1177/14644207221110783.
 41. Kumar, A.; Mishra, G.J.; Gulati, V.; Srivastava, A.K.; Kumar, P.; Kumar, V.; Goyat, V. A Comprehensive Review on Heat-Assisted Incremental Sheet Forming. *Int J Interact Des Manuf* **2023**, doi:10.1007/s12008-023-01670-5.
 42. Xu, D.K.; Lu, B.; Cao, T.T.; Zhang, H.; Chen, J.; Long, H.; Cao, J. Enhancement of Process Capabilities in Electrically-Assisted Double Sided Incremental Forming. *Materials & Design* **2016**, *92*, 268–280, doi:10.1016/j.matdes.2015.12.009.
 43. Karbowski, K. Application of Incremental Sheet Forming. *Management and Production Engineering Review* **2015**, *6*, 55–59, doi:10.1515/mper-2015-0036.
 44. Skjoedt, M.; Hancock, M.H.; Bay, N. Creating Helical Tool Paths for Single Point Incremental Forming. *Key Engineering Materials* **2007**, *344*, 583–590, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.344.583.
 45. Behera, A.K.; De Sousa, R.A.; Ingarao, G.; Oleksik, V. Single Point Incremental Forming: An Assessment of the Progress and Technology Trends from 2005 to 2015. *Journal of Manufacturing Processes* **2017**, *27*, 37–62, doi:10.1016/j.jmapro.2017.03.014.
 46. Wu, S.; Ma, Y.; Gao, L.; Zhao, Y.; Rashed, S.; Ma, N. A Novel Multi-Step Strategy of Single Point Incremental Forming for High Wall Angle Shape. *Journal of Manufacturing Processes* **2020**, *56*, 697–706, doi:10.1016/j.jmapro.2020.05.009.

47. Junk, S.; Hirt, G.; Chouvalova, I. Forming Strategies and Tools in Incremental Sheet Forming. *Proceedings of the 10th International Conference on Sheet Metal* **2003**, 57–64.
48. Hagan, E.; Jeswiet, J. Analysis of Surface Roughness for Parts Formed by CNC Incremental Forming. *IMECHE J Eng Manuf* **2000**, 218, 1307–1312.
49. Bagudanch, I.; Lozano-Sánchez, L.M.; Puigpinós, L.; Sabater, M.; Elizalde, L.E.; Elías-Zúñiga, A.; Garcia-Romeu, M.L. Manufacturing of Polymeric Biocompatible Cranial Geometry by Single Point Incremental Forming. *Procedia Engineering* **2015**, 132, 267–273, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.494.
50. Durante, M.; Formisano, A.; Lambiase, F. Formability of Polycarbonate Sheets in Single-Point Incremental Forming. *Int J Adv Manuf Technol* **2019**, 102, 2049–2062, doi:10.1007/s00170-019-03298-w.
51. BenMetaMartini Digital Sheet Metal Forming Dostępne: <https://www.evologymfg.com/capabilities/dsmf-digital-sheet-metal-forming/>.
52. MEC-ISF Dostępne: <https://meco-industries.com/en/mec-isf-en/>.
53. Krasowski, B. Analiza Procesu Kształtowania Przyrostowego Usztywnień w Cienkościennych Konstrukcjach Nośnych Wykonanych Ze Stopów Aluminium EN AW-2024-T3 Oraz EN AW-7075-T6, Politechnika Rzeszowska im. Ignacego Łukasiewicza, 2021.
54. Obikawa, T.; Satou, S.; Hakutani, T. Dieless Incremental Micro-Forming of Miniature Shell Objects of Aluminum Foils. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2009**, 49, 906–915, doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.07.001.
55. Jeswiet, J.; Micari, F.; Hirt, G.; Bramley, A.; Duflou, J.; Allwood, J. Asymmetric Single Point Incremental Forming of Sheet Metal. *CIRP Annals* **2005**, 54, 88–114, doi:10.1016/S0007-8506(07)60021-3.
56. Jeswiet, J.; Adams, D.; Doolan, M.; McAnulty, T.; Gupta, P. Single Point and Asymmetric Incremental Forming. *Adv. Manuf.* **2015**, 3, 253–262, doi:10.1007/s40436-015-0126-1.
57. Trzepieciński, T.; Najm, S.M.; Oleksik, V.; Vasilca, D.; Paniti, I.; **Szpunar, M.** Recent Developments and Future Challenges in Incremental Sheet Forming of Aluminium and Aluminium Alloy Sheets. *Metals* **2022**, 12, 124, doi:10.3390/met12010124.
58. Oleksik, V.; Trzepieciński, T.; **Szpunar, M.**; Chodoła, Ł.; Ficek, D.; Szczęsny, I. Single-Point Incremental Forming of Titanium and Titanium Alloy Sheets. *Materials* **2021**, 14, 6372, doi:10.3390/ma14216372.
59. Trzepieciński, T.; Najm, S.M.; Sbayti, M.; Belhadjsalah, H.; **Szpunar, M.**; Lemu, H.G. New Advances and Future Possibilities in Forming Technology of Hybrid Metal–Polymer Composites Used in Aerospace Applications. *J. Compos. Sci.* **2021**, 5, 217, doi:10.3390/jcs5080217.
60. Trzepieciński, T.; Najm, S.M.; Pepelnjak, T.; Bensaid, K.; **Szpunar, M.** Incremental Sheet Forming of Metal-Based Composites Used in Aviation and Automotive Applications. *J. Compos. Sci.* **2022**, 6, 295, doi:10.3390/jcs6100295.
61. Trzepieciński, T.; Oleksik, V.; Pepelnjak, T.; Najm, S.M.; Paniti, I.; Maji, K. Emerging Trends in Single Point Incremental Sheet Forming of Lightweight Metals. *Metals* **2021**, 11, 1188, doi:10.3390/met11081188.
62. Calvino Fernandez-Trujillo, A.; Rivero, A.; Alvarez, M.; Puerta, F.J.; Salguero, J.; Marcos, M. Implementing Incremental Sheet Metal Forming on a CNC Machining Centre. In *DAAAM Proceedings*; Katalinic, B., Ed.; DAAAM International Vienna, 2016; Vol. 1, pp. 0926–0929 ISBN 978-3-902734-07-5.
63. Zhu, H.; Cheng, G.X.; Won Jung, D. Comparison of the Positive and Negative Two Points Incremental Forming Quality. *J. Phys.: Conf. Ser.* **2021**, 1922, 012012, doi:10.1088/1742-6596/1922/1/012012.

64. Ren, H.; Moser, N.; Zhang, Z.; Ehmann, K.F.; Cao, J. Effects of Tool Deflection in Accumulated Double-Sided Incremental Forming Regarding Part Geometry. In Proceedings of the Volume 1: Processing; American Society of Mechanical Engineers: Blacksburg, Virginia, USA, June 27 2016; p. V001T02A069.
65. University of North Carolina at Charlotte; Beres, A.; Stockhoff, P.; University of North Carolina at Charlotte; McCall, M.; Beorkrem, C.J.; University of North Carolina at Charlotte Single Point Incremental Metal Forming. In Proceedings of the Brooklyn Says, “Move to Detroit”: Project Proceedings; ACSA Press, 2017; pp. 50–51.
66. Meier, H.; Smukala, V.; Dewald, O.; Zhang, J. Two Point Incremental Forming with Two Moving Forming Tools. *Key Engineering Materials* **2007**, *344*, 599–605, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.344.599.
67. Bhandari, K.S.; Murugesan, M.; Li, S.J.; Chen, W.N.; Moon, J.; Jung, D.W. Incremental Sheet Forming Simulation of Aluminum Alloys for Industry Level Production. *MSF* **2022**, *1054*, 129–133, doi:10.4028/p-bgl4ij.
68. Thakur, S.; Shrivastava, P. Improvement in Forming Characteristics Resulted in Incremental Sheet Forming. In *Advances in Sustainable Machining and Manufacturing Processes*; CRC Press: Boca Raton, 2022; pp. 263–276 ISBN 978-1-00-328457-4.
69. Szpunar, M.; Trzepieciński, T.; Żaba, K.; Ostrowski, R.; Zwolak, M. Effect of Lubricant Type on the Friction Behaviours and Surface Topography in Metal Forming of Ti-6Al-4V Titanium Alloy Sheets. *Materials* **2021**, *14*, 3721, doi:10.3390/ma14133721.
70. Chapter 1: Lubrication Fundamentals. In *A Comprehensive Review of Lubricant Chemistry, Technology, Selection, and Design*; ASTM International: 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959, 2009; pp. 1–22 ISBN 978-0-8031-7000-1.
71. *DIN 50320:1979-12 WEAR - TERMS - SYSTEMS ANALYSIS OF WEAR PROCESSES* -;
72. Bhushan, B. Lubrication Mechanisms and Lubricants. In *Tribology and Mechanics of Magnetic Storage Devices*; Springer New York: New York, NY, 1996; pp. 585–674 ISBN 978-1-4612-7517-6.
73. Menezes, P.L.; Rohatgi, P.K.; Lovell, M.R. Self-Lubricating Behavior of Graphite Reinforced Metal Matrix Composites. In *Green Tribology*; Nosonovsky, M., Bhushan, B., Eds.; Green Energy and Technology; Springer Berlin Heidelberg: Berlin, Heidelberg, 2012; pp. 445–480 ISBN 978-3-642-23680-8.
74. Dyja, K.; Więckowski, W. The Effects Of Friction On Stamping Process Of Sheet Metals Used In Aviation. *Archives of Metallurgy and Materials* **2015**, *60*, 1895–1900, doi:10.1515/amm-2015-0323.
75. Ravichandran, S.; Duraiswamy, R.; Arockiasamy, F.S. Tool and Formability Multi-Response Optimization for Ultimate Strength and Ductility of AA8011 during Axial Compression. *Advances in Mechanical Engineering* **2022**, *14*, 168781322211317, doi:10.1177/16878132221131731.
76. Sun, J.; Li, M.; Gu, Y.; Zhang, D.; Li, Y.; Zhang, Z. Interply Friction of Carbon Fiber/Epoxy Prepreg Stacks under Different Processing Conditions. *Journal of Composite Materials* **2014**, *48*, 515–526, doi:10.1177/0021998313476320.
77. *Tribology for Scientists and Engineers: From Basics to Advanced Concepts*; Menezes, P.L., Nosonovsky, M., Ingole, S.P., Kailas, S.V., Lovell, M.R., Eds.; Springer New York: New York, NY, 2013; ISBN 978-1-4614-1944-0.
78. Bhushan, B. Micro/Nanotribology: State of the Art and Its Applications. In *Tribology Issues and Opportunities in MEMS*; Bhushan, B., Ed.; Springer Netherlands: Dordrecht, 1998; pp. 229–246 ISBN 978-94-010-6121-6.

79. Meiler, M.; Jaschke, H. Lubrication of Aluminium Sheet Metal within the Automotive Industry. *Advanced Materials Research* **2005**, 6–8, 551–558, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.6-8.551.
80. Sharma, B.K.; Liu, Z.; Erhan, S.Z. The Potential of Vegetable Oils for Lubricants. In *Green Materials from Plant Oils*; Liu, Z., Kraus, G., Eds.; The Royal Society of Chemistry, 2014; pp. 269–292 ISBN 978-1-84973-901-6.
81. Lovell, M.; Higgs, C.F.; Deshmukh, P.; Mobley, A. Increasing Formability in Sheet Metal Stamping Operations Using Environmentally Friendly Lubricants. *Journal of Materials Processing Technology* **2006**, 177, 87–90, doi:10.1016/j.jmatprotec.2006.04.045.
82. Carcel, A.C.; Palomares, D.; Rodilla, E.; Puig, M.A.P. Evaluation of Vegetable Oils as Pre-Lube Oils for Stamping. *Materials & Design* **2005**, 26, 587–593, doi:10.1016/j.matdes.2004.08.010.
83. Prakash, V.; Kumar, D.R. Performance Evaluation of Bio-Lubricants in Strip Drawing and Deep Drawing of an Aluminium Alloy. *Advances in Materials and Processing Technologies* **2022**, 8, 1044–1057, doi:10.1080/2374068X.2020.1838134.
84. Zainal, N.A.; Zulkifli, N.W.M.; Gulzar, M.; Masjuki, H.H. A Review on the Chemistry, Production, and Technological Potential of Bio-Based Lubricants. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* **2018**, 82, 80–102, doi:10.1016/j.rser.2017.09.004.
85. Mittal, D.; Singh, D.; Kumar Sharma, S. Thermal Characteristics and Tribological Performances of Solid Lubricants: A Mini Review. In *Advances in Rheology of Materials*; Dutta, A., Muhamad Ali, H., Eds.; IntechOpen, 2023 ISBN 978-1-83769-996-4.
86. Heat Generation and Temperature Rise. In *Hydrodynamic Lubrication*; Springer-Verlag: Tokyo, 2006; pp. 161–195 ISBN 978-4-431-27898-6.
87. Forming of Sheet, Strip, and Plate. In *Metals Handbook Desk Edition*; Davis, J.R., Ed.; ASM International, 1998; pp. 782–811 ISBN 978-1-62708-199-3.
88. Schmid, S.R. *Schey's Tribology in Metalworking: Friction, Lubrication, and Wear*; ASM International, 2023; ISBN 978-1-62708-459-8.
89. Filzek, J.; Groche, P. Assessment of the Tribological Function of Lubricants for Sheet Metal Forming. In *Bench Testing of Industrial Fluid Lubrication and Wear Properties Used in Machinery Applications*; ASTM International 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959, 2001; pp. 97–108 ISBN 978-0-8031-2867-5.
90. Tran, H.T.; Nguyen, H.T.; Vo, T.; Le, D.K.; Pham, H.H.; Nguyen, N.T.; Nguyen, P.N. A Study of the Ability of the Deformation of Titanium Sheet by Hot Single Point Incremental Forming Technology. *Sci. Tech. Dev. J.* **2017**, 20, 14–21, doi:10.32508/stdj.v20iK6.1166.
91. Behera, A.K.; Lu, B.; Ou, H. Characterization of Shape and Dimensional Accuracy of Incrementally Formed Titanium Sheet Parts. *MATEC Web of Conferences* **2015**, 21, 04014, doi:10.1051/mateconf/20152104014.
92. Mosecker, L.; Göttmann, A.; Saeed-Akbari, A.; Bleck, W.; Bambach, M.; Hirt, G. Deformation Mechanisms of Ti6Al4V Sheet Material during the Incremental Sheet Forming with Laser Heating. *Key Engineering Materials* **2013**, 549, 372–380, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.549.372.
93. Göttmann, A.; Bailly, D.; Bergweiler, G.; Bambach, M.; Stollenwerk, J.; Hirt, G.; Loosen, P. A Novel Approach for Temperature Control in ISF Supported by Laser and Resistance Heating. *Int J Adv Manuf Technol* **2013**, 67, 2195–2205, doi:10.1007/s00170-012-4640-z.

94. Göttmann, A.; Diettrich, J.; Bergweiler, G.; Bambach, M.; Hirt, G.; Loosen, P.; Poprawe, R. Laser-Assisted Asymmetric Incremental Sheet Forming of Titanium Sheet Metal Parts. *Prod. Eng. Res. Devel.* **2011**, *5*, 263–271, doi:10.1007/s11740-011-0299-9.
95. Ji, Y.H.; Park, J.J. Formability of Magnesium AZ31 Sheet in the Incremental Forming at Warm Temperature. *Journal of Materials Processing Technology* **2008**, *201*, 354–358, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.11.206.
96. Francesco, G.; Giuseppina, A.; Luigino, F. Incremental Forming with Local Induction Heating on Materials with Magnetic and Non-Magnetic Properties. *Procedia Engineering* **2017**, *183*, 143–148, doi:10.1016/j.proeng.2017.04.037.
97. Fan, G.; Gao, L. Numerical Simulation and Experimental Investigation to Improve the Dimensional Accuracy in Electric Hot Incremental Forming of Ti–6Al–4V Titanium Sheet. *Int J Adv Manuf Technol* **2014**, *72*, 1133–1141, doi:10.1007/s00170-014-5769-8.
98. Fan, G.; Gao, L.; Hussain, G.; Wu, Z. Electric Hot Incremental Forming: A Novel Technique. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2008**, *48*, 1688–1692, doi:10.1016/j.ijmachtools.2008.07.010.
99. Honarpisheh, M.; Abdolhoseini, M.J.; Amini, S. Experimental and Numerical Investigation of the Hot Incremental Forming of Ti-6Al-4V Sheet Using Electrical Current. *Int J Adv Manuf Technol* **2016**, *83*, 2027–2037, doi:10.1007/s00170-015-7717-7.
100. Uheida, E.H.; Oosthuizen, G.A.; Dimitrov, D.M.; Bezuidenhout, M.B.; Hugo, P.A. Effects of the Relative Tool Rotation Direction on Formability during the Incremental Forming of Titanium Sheets. *Int J Adv Manuf Technol* **2018**, *96*, 3311–3319, doi:10.1007/s00170-018-1837-9.
101. Grün, P.A.; Uheida, E.H.; Lachmann, L.; Dimitrov, D.; Oosthuizen, G.A. Formability of Titanium Alloy Sheets by Friction Stir Incremental Forming. *Int J Adv Manuf Technol* **2018**, *99*, 1993–2003, doi:10.1007/s00170-018-2541-5.
102. Ambrogio, G.; Gagliardi, F.; Bruschi, S.; Filice, L. On the High-Speed Single Point Incremental Forming of Titanium Alloys. *CIRP Annals* **2013**, *62*, 243–246, doi:10.1016/j.cirp.2013.03.053.
103. Li, Z.; Lu, S.; Zhang, T.; Zhang, C.; Mao, Z. Electric Assistance Hot Incremental Sheet Forming: An Integral Heating Design. *Int J Adv Manuf Technol* **2018**, *96*, 3209–3215, doi:10.1007/s00170-018-1792-5.
104. Ambrogio, G.; Gagliardi, F.; Chamanfar, A.; Misiolek, W.Z.; Filice, L. Induction Heating and Cryogenic Cooling in Single Point Incremental Forming of Ti-6Al-4V: Process Setup and Evolution of Microstructure and Mechanical Properties. *Int J Adv Manuf Technol* **2017**, *91*, 803–812, doi:10.1007/s00170-016-9794-7.
105. Szpunar, M.; Ostrowski, R.; Trzepieciński, T.; Kašćák, L. Central Composite Design Optimisation in Single Point Incremental Forming of Truncated Cones from Commercially Pure Titanium Grade 2 Sheet Metals. *Materials* **2021**, *14*, 3634, doi:10.3390/ma14133634.
106. Song, Z.; Zhang, H.; Chu, X.; Zhao, Z.; Gao, J. Surface Quality Study of AZ31B Mg Alloy in Electric Pules-Ultrasonic Assisted Incremental Sheet Forming. *Int J Adv Manuf Technol* **2022**, *122*, 1919–1932, doi:10.1007/s00170-022-10037-1.
107. Nguyen, T.H.; Le, K.D.; Nguyen Ngoc, P.; Nguyen, H.B.; Nguyen, T.N.; Vo, T.Y. The Effect of Heating to the Formability of Titanium Sheet by SPIF Technology. *KEM* **2017**, *749*, 171–177, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.749.171.
108. Saidi, B.; Giraud Moreau, L.; Cherouat, A.; Nasri, R. Accuracy and Sheet Thinning Improvement of Deep Titanium Alloy Part with Warm Incremental Sheet-Forming Process. *JMMP* **2021**, *5*, 122, doi:10.3390/jmmp5040122.

109. Jagtap, R.; Kumar, S. An Experimental Investigation on Thinning and Formability in Hybrid Incremental Sheet Forming Process. *Procedia Manufacturing* **2019**, *30*, 71–76, doi:10.1016/j.promfg.2019.02.011.
110. Sbayti, M.; Bahloul, R.; Belhadjsalah, H. Simulation of the Local Heating Effect on Incremental Sheet Forming Process. In *Proceedings of the Advances in Mechanical Engineering, Materials and Mechanics*; Kharrat, M., Baccar, M., Dammak, F., Eds.; Springer International Publishing: Cham, 2021; pp. 144–151.
111. Giraud-Moreau, L.; Cherouat, A.; Zhang, J.; Borouchaki, H. Comparison between an Advanced Numerical Simulation of Sheet Incremental Forming Using Adaptive Remeshing and Experimental Results. *KEM* **2013**, *554–557*, 1375–1381, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.554-557.1375.
112. Abdel-Nasser, Y.; Ma, N.; Rashed, S.; Miyamoto, K.; Miwa, H. Numerical Modelling for Efficient Analysis of Large Size Multi-Stage Incremental Sheet Forming. *JMMP* **2023**, *8*, 3, doi:10.3390/jmmp8010003.
113. Ben Ayed, L.; Robert, C.; Delamézière, A.; Nouari, M.; Batoz, J.L. Simplified Numerical Approach for Incremental Sheet Metal Forming Process. *Engineering Structures* **2014**, *62–63*, 75–86, doi:10.1016/j.engstruct.2014.01.033.
114. Ma, L.-W.; Mo, J.-H. Three-Dimensional Finite Element Method Simulation of Sheet Metal Single-Point Incremental Forming and the Deformation Pattern Analysis. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2008**, *222*, 373–380, doi:10.1243/09544054JEM957.
115. Raithatha, A.; Duncan, S.R. Rigid Plastic Model of Incremental Sheet Deformation Using Second-order Cone Programming. *Numerical Meth Engineering* **2009**, *78*, 955–979, doi:10.1002/nme.2512.
116. Duc-Toan, N.; Seung-Han, Y.; Dong-Won, J.; Tae-Hoon, C.; Young-Suk, K. Incremental Sheet Metal Forming: Numerical Simulation and Rapid Prototyping Process to Make an Automobile White-Body. *steel research int.* **2011**, *82*, 795–805, doi:10.1002/srin.201000284.
117. Abdelkefi, A.; Guines, D.; Léotoing, L.; Thuillier, S. Relevant Material Characterization for Load Prediction in Incremental Forming. *Int J Mater Form* **2022**, *15*, 23, doi:10.1007/s12289-022-01676-6.
118. Shin, J. Investigation of Incremental Sheet Forming (ISF) Using Advanced Numerical and Analytical Approaches 2021.
119. Frikha, S.; Giraud-Moreau, L.; Bouguecha, A.; Haddar, M. Automatic Generation of 3d Spiral Tool Path for Incremental Sheet Metal Forming of Mechanical Parts with Complex Geometry. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* **2022**, *1238*, 012075, doi:10.1088/1757-899X/1238/1/012075.
120. Josue Da Silva, P.; Alvares, A.J. Investigation of Tool Wear in Single Point Incremental Sheet Forming. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2020**, *234*, 170–188, doi:10.1177/0954405419844653.
121. Yang, R.; Liu, Y.; Wen, P.F.; Zhang, J.H. Numerical Analysis of Sheet Metal Forming Limit for Local Forming. *AMR* **2014**, *1028*, 76–83, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.1028.76.
122. Han, F.; Mo, J.H.; Cui, X.H.; Wang, Z.L. Studies on the Springback Mechanism of Incremental Sheet Forming Based on FEM Simulation. *AMR* **2010**, *102–104*, 242–246, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.102-104.242.
123. Taherkhani, A.; Basti, A.; Nariman-Zadeh, N.; Jamali, A. Achieving Maximum Dimensional Accuracy and Surface Quality at the Shortest Possible Time in Single-Point Incremental Forming via Multi-Objective Optimization. *Proceedings of the Institution of*

- Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2019**, 233, 900–913, doi:10.1177/0954405418755822.
124. Zhu, H.; Wang, Y.; Liu, Y.; Jung, D. The Influence of Sheet Tilting on Forming Quality in Single Point Incremental Forming. *Materials* **2021**, 14, 3907, doi:10.3390/ma14143907.
 125. Nema, R.A.; Tawfik, M.A.; Sadoon, M.H. Numerical and Experimental Study on the Influence of Low Frequency Vibration on Strains of Single Point Incremental Forming. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* **2021**, 1094, 012089, doi:10.1088/1757-899X/1094/1/012089.
 126. Vahdati, M.; Mahdavinejad, R.; Amini, S. Investigation of the Ultrasonic Vibration Effect in Incremental Sheet Metal Forming Process. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2017**, 231, 971–982, doi:10.1177/0954405415578579.
 127. Belchior, J.; Leotoing, L.; Guines, D.; Courteille, E.; Maurine, P. A Process/Machine Coupling Approach: Application to Robotized Incremental Sheet Forming. *Journal of Materials Processing Technology* **2014**, 214, 1605–1616, doi:10.1016/j.jmatprotec.2014.03.005.
 128. Robert, C.; Ben Ayed, L.; Delamézière, A.; Dal Santo, P.; Batoz, J.-L. Development of a Simplified Approach of Contact for Incremental Sheet Forming. *Int J Mater Form* **2010**, 3, 987–990, doi:10.1007/s12289-010-0935-5.
 129. Li, J.; Li, S.; Xie, Z.; Wang, W. Numerical Simulation of Incremental Sheet Forming Based on GTN Damage Model. *Int J Adv Manuf Technol* **2015**, 81, 2053–2065, doi:10.1007/s00170-015-7333-6.
 130. Essa, A.; Abeyrathna, B.; Rolfe, B.; Weiss, M. Prototyping of Straight Section Components Using Incremental Shape Rolling 2022.
 131. Li, W.; Zhang, X.; Kou, H.; Wang, R.; Fang, D. Theoretical Prediction of Temperature Dependent Yield Strength for Metallic Materials. *International Journal of Mechanical Sciences* **2016**, 105, 273–278, doi:10.1016/j.ijmecsci.2015.11.017.
 132. Sbayti, M.; Ghiotti, A.; Bahloul, R.; Belhadjsalah, H.; Bruschi, S. Finite Element Analysis of Hot Single Point Incremental Forming of Hip Prostheses. *MATEC Web Conf.* **2016**, 80, 14006, doi:10.1051/mateconf/20168014006.
 133. Mohanraj, R.; Elangovan, S. Incremental Sheet Metal Forming of Ti–6Al–4V Alloy for Aerospace Application. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering* **2020**, 44, 56–64, doi:10.1139/tcsme-2018-0276.
 134. Palumbo, G.; Brandizzi, M.; Cervelli, G.; Fracchiolla, M. Investigations about the Single Point Incremental Forming of Anisotropic Titanium Alloy Sheets. *Advanced Materials Research* **2011**, 264–265, 188–193, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.264-265.188.
 135. Sbayti, M.; Bahloul, R.; Belhadjsalah, H. Numerical Modeling of Hot Incremental Forming Process for Biomedical Application. In *Design and Modeling of Mechanical Systems—III*; Haddar, M., Chaari, F., Benamara, A., Chouchane, M., Karra, C., Aifaoui, N., Eds.; Lecture Notes in Mechanical Engineering; Springer International Publishing: Cham, 2018; pp. 881–891 ISBN 978-3-319-66696-9.
 136. Naranjo, J.; Miguel, V.; Martínez-Martínez, A.; Gómez-López, L.M.; Manjabacas, M.C.; Coello, J. Analysis and Simulation of Single Point Incremental Forming by ANSYS®. *Procedia Engineering* **2015**, 132, 1104–1111, doi:10.1016/j.proeng.2015.12.602.
 137. Naranjo, J.; Miguel, V.; Martínez, A.; Coello, J.; Manjabacas, M.C.; Valera, J. Influence of Temperature on Alloy Ti6Al4V Formability during the Warm SPIF Process. *Procedia Engineering* **2017**, 207, 866–871, doi:10.1016/j.proeng.2017.10.843.

138. Durgun, I.; Tamer, E.; Özdemir, İ.; Baranoğlu, B.; SAKIN, A.; Music, O. *Simulation for Incremental Sheet Forming Process: A Comparison of Implicit and Explicit Finite Element Analysis with Experimental Data*; 2013;
139. Abdelkefi, A.; Guines, D.; Leotoing, L.; Thuillier, S. Incremental Forming of Titanium T40 Sheet: Experimental and Numerical Investigations. In Proceedings of the 24ème Congrès Français de Mécanique; Brest, France, August 2019.
140. Saidi, B.; Giraud Moreau, L.; Mhemed, S.; Cherouat, A.; Adragna, P.-A.; Nasri, R. Hot Incremental Forming of Titanium Human Skull Prosthesis by Using Cartridge Heaters: A Reverse Engineering Approach. *Int J Adv Manuf Technol* **2019**, *101*, 873–880, doi:10.1007/s00170-018-2975-9.
141. Piccininni, A.; Gagliardi, F.; Guglielmi, P.; De Napoli, L.; Ambrogio, G.; Sorgente, D.; Palumbo, G. Biomedical Titanium Alloy Prostheses Manufacturing by Means of Superplastic and Incremental Forming Processes. *MATEC Web Conf.* **2016**, *80*, 15007, doi:10.1051/mateconf/20168015007.
142. Naranjo, J.; Miguel, V.; Martínez, A.; Coello, J.; Manjabacas, M.C. Analysis of Material Behavior Models for the Ti6Al4V Alloy to Simulate the Single Point Incremental Forming Process. *Procedia Manufacturing* **2017**, *13*, 307–314, doi:10.1016/j.promfg.2017.09.079.
143. Nguyen, D.-T.; Park, J.-G.; Lee, H.-J.; Kim, Y.-S. Finite Element Method Study of Incremental Sheet Forming for Complex Shape and Its Improvement. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2010**, *224*, 913–924, doi:10.1243/09544054JEM1825.
144. Araújo, R.; Teixeira, P.; Montanari, L.; Reis, A.; Silva, M.B.; Martins, P.A. Single Point Incremental Forming of a Facial Implant. *Prosthetics & Orthotics International* **2014**, *38*, 369–378, doi:10.1177/0309364613502071.
145. Manco, L.; Filice, L.; Ambrogio, G. Analysis of the Thickness Distribution Varying Tool Trajectory in Single-Point Incremental Forming. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2011**, *225*, 348–356, doi:10.1177/09544054JEM1958.
146. Al-Ghamdi, K.; Hussain, G. The Pillowing Tendency of Materials in Single-Point Incremental Forming: Experimental and Finite Element Analyses. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2015**, *229*, 744–753, doi:10.1177/0954405414530906.
147. Henrard, C.; Bouffieux, C.; Eyckens, P.; Sol, H.; Duflou, J.R.; Van Houtte, P.; Van Bael, A.; Duchêne, L.; Habraken, A.M. Forming Forces in Single Point Incremental Forming: Prediction by Finite Element Simulations, Validation and Sensitivity. *Comput Mech* **2011**, *47*, 573–590, doi:10.1007/s00466-010-0563-4.
148. Liao, J.; Zhang, N.; Chen, Y.; Xue, X. Experimental and Numerical Investigation of Ultrasonic Vibration-Assisted Warm Incremental Forming of Magnesium Alloy Sheet. *Int J Adv Manuf Technol* **2022**, *119*, 4559–4571, doi:10.1007/s00170-022-08689-0.
149. Schreiber, R.G.; Araldi, A.; Kiniz Júnior, M.; Daleffe, A.; Schaeffer, L. Failure Criterion for SPIF Based on Mean Stress. *J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.* **2022**, *44*, 193, doi:10.1007/s40430-022-03508-9.
150. Wei, H.; Zhou, L.; Heidarshenas, B.; Ashraf, I.K.; Han, C. Investigation on the Influence of Springback on Precision of Symmetric-Cone-like Parts in Sheet Metal Incremental Forming Process. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture* **2019**, *2*, 140–145, doi:10.1016/j.ijlmm.2019.05.002.
151. Kim, Y.-S.; Tuan, P.-Q.; Xiao, X.; Kim, J. Calibration of the Flow Curve Up to Large Strain Range by Incremental Sheet Forming Coupled with FEM Simulation. *Metals* **2022**, *12*, 252, doi:10.3390/met12020252.

152. Li, J.; Li, Y.; Yuan, H.; Cheng, Z.; Yu, Y.; Ghafoor, S.; Li, F. Multi-Stage Finite Element Modeling of the Deformation Behavior during Ultrasonic-Assisted Incremental Sheet Forming. *Journal of Computational Science* **2023**, *72*, 102077, doi:10.1016/j.jocs.2023.102077.
153. Okereke, M.; Keates, S. The Future of Finite Element Modelling. In *Finite Element Applications*; Springer Tracts in Mechanical Engineering; Springer International Publishing: Cham, 2018; pp. 437–454 ISBN 978-3-319-67124-6.
154. Anand, L.; Govindjee, S. Introduction to the Finite Element Method for Linear Elastostatics. In *Continuum Mechanics of Solids*; Oxford University Press: Oxford, 2020; pp. 223–227 ISBN 978-0-19-886472-1.
155. Elements of Linear Elasticity. In *Fundamentals of Inorganic Glasses*; Elsevier, 2019; pp. 703–712 ISBN 978-0-12-816225-5.
156. Papadopoulos, P. *ME280A Introduction to the Finite Element Method*; Department of Mechanical Engineering: University of California, Berkeley, 2015;
157. Cook, R.D. *Finite Element Modeling for Stress Analysis*; Wiley, 1995; ISBN 978-0-471-10774-3.
158. Kyratsis, P.; Tzotzis, A.; Davim, J.P. Fundamentals of 3D Finite Element Modeling in Conventional Machining. In *3D FEA Simulations in Machining*; SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology; Springer International Publishing: Cham, 2023; pp. 13–46 ISBN 978-3-031-24037-9.
159. Tayeb, A.; Arfaoui, M.; Zine, A.; Ichchou, M.; Hamdi, A.; Ben Abdallah, J. Investigation of the Nonlinear Hyper-Viscoelastic Behavior of Elastomers at Finite Strain: Implementation and Numerical Validation. *Eur. Phys. J. Plus* **2022**, *137*, 536, doi:10.1140/epjp/s13360-022-02757-w.
160. *Nonlinear Elasticity: Theory and Applications*; Fu, Y.B., Ogden, R.W., Eds.; 1st ed.; Cambridge University Press, 2001; ISBN 978-0-521-79695-8.
161. Gravouil, A.; Elguedj, T.; Combescure, A. Simulation of Plastic Fatigue Crack Growth by a Two Scale Extended Finite Element Method. In *Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures*; Gdoutos, E.E., Ed.; Springer Netherlands: Dordrecht, 2006; pp. 933–934 ISBN 978-1-4020-4971-2.
162. Shi, Y.; Lu, S.; Liu, L.; Zhang, Z.; Zhang, H. Research on Incremental Forming Simulation Based on an Improved Constitutive Model. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* **2024**, *238*, 7640–7651, doi:10.1177/09544062241231006.
163. Abdelhafeez Hassan, A.; Küçük Türk, G.; Yazgin, H.V.; Gürün, H.; Kaya, D. Selection of Constitutive Material Model for the Finite Element Simulation of Pressure-Assisted Single-Point Incremental Forming. *Machines* **2022**, *10*, 941, doi:10.3390/machines10100941.
164. Kim, M.; Park, N. Deformation Prediction of Titanium Alloy in Incremental Sheet Forming with Anisotropic and Asymmetric Yield Function. *IOP Conf. Ser.: Mater. Sci. Eng.* **2023**, *1284*, 012068, doi:10.1088/1757-899X/1284/1/012068.
165. Kim, M.; Lee, H.; Park, N. Evaluation of Deformation for Titanium Alloy Sheet in Single Point Incremental Forming Based on Asymmetric Yield Function. *Int J Mater Form* **2022**, *15*, 66, doi:10.1007/s12289-022-01712-5.
166. Cheng, Z.; Li, Y.; Li, J.; Li, F.; Meehan, P.A. Ultrasonic Assisted Incremental Sheet Forming: Constitutive Modeling and Deformation Analysis. *Journal of Materials Processing Technology* **2022**, *299*, 117365, doi:10.1016/j.jmatprotec.2021.117365.
167. Sbayti, M.; Ghiotti, A.; Bahloul, R.; BelhadjSalah, H.; Bruschi, S. Effective Strategies of Metamodeling and Optimization of Hot Incremental Sheet Forming Process of

- Ti6Al4Vartificial Hip Joint Component. *Journal of Computational Science* **2022**, *60*, 101595, doi:10.1016/j.jocs.2022.101595.
168. Sbayti, M.; Bahloul, R.; Belhadjsalah, H. Efficiency of Optimization Algorithms on the Adjustment of Process Parameters for Geometric Accuracy Enhancement of Denture Plate in Single Point Incremental Sheet Forming. *Neural Comput & Applic* **2020**, *32*, 8829–8846, doi:10.1007/s00521-019-04354-y.
 169. Edward, L. Apparatus and Process for Incremental Dieless Forming 1967.
 170. Gupta, P.; Jeswiet, J. Manufacture of an Aerospace Component by Single Point Incremental Forming. *Procedia Manufacturing* **2019**, *29*, 112–119, doi:10.1016/j.promfg.2019.02.113.
 171. NC Dieless Forming (Rapid Prototyping) Dostępne: <https://www.aminonac.ca/nc-dieless-forming-rapid-prototyping/>.
 172. Amino, H.; Lu, Y.; Ozawa, S.; Fukuda, K.; Maki, T. Dieless NC Forming of Automotive Service Panels. In Proceedings of the Proceedings of the conference on Advanced Techniques of Plasticity; 2002; pp. 1015–1020.
 173. Governale, A.; Lo Franco, A.; Panzeca, A.; Fratini, L.; Micari, F. Incremental Forming Process for the Accomplishment of Automotive Details. *KEM* **2007**, *344*, 559–566, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.344.559.
 174. Qiu, H.Y.; Yu, H.P.; Qiao, Y.; Shen, Y. Numerical Simulation and Experimental Research on Flexible Incremental Forming Method of Marine Plate. *Suxing Gongcheng Xuebao J. Plast. Eng.* **2018**, *25*, 16–22.
 175. Incremental Sheet Metal Forming - Ammar Kalo Dostępne: <https://www.ammarkalo.com/Incremental-Sheet-Metal-Forming>.
 176. Bailly, D.; Bambach, M.; Hirt, G.; Pofahl, T.C.; Della Puppa, G.; Trautz, M. *Investigation on the Producibility of Freeform Facade Elements of Sheet Metal as Self-Supporting Structures by Means of Incremental Sheet Forming*; TEMA Technologie Marketing AG: Aachen, 2015;
 177. Eksteen, P.D.; Van der Merwe, A. Incremental Sheet Forming (ISF) in the Manufacturing of Titanium Based Plate Implants in the Bio-Medical Sector. *Proceedings of International Conference on Computers and Industrial Engineering, CIE* **2012**, *1*, 569–575.
 178. Lu, B.; Ou, H.; Shi, S.Q.; Long, H.; Chen, J. Titanium Based Cranial Reconstruction Using Incremental Sheet Forming. *Int J Mater Form* **2016**, *9*, 361–370, doi:10.1007/s12289-014-1205-8.
 179. Maqbool, F. Targeted Generation and Suppression of the Deformation Mechanism and Residual Stresses in Incremental Sheet Forming to Improve the Geometric Accuracy, BTU Cottbus - Senftenberg, 2021.
 180. Hirt, G.; Ames, J.; Bambach, M.; Kopp, R.; Kopp, R. Forming Strategies and Process Modelling for CNC Incremental Sheet Forming. *CIRP Annals* **2004**, *53*, 203–206, doi:10.1016/S0007-8506(07)60679-9.
 181. Machine for Incremental Sheet Forming (ISF) - Amino DLNC-RB - RWTH AACHEN UNIVERSITY Institute of Metal Forming - English Dostępne: <https://www.ibf.rwth-aachen.de/cms/ibf/das-institut/dienstleistungen/fertigungsversuche/~rguu/anlage-fuer-inkrementelle-blechumformung/?lidx=1>.
 182. Miroir, M.; Laniel, R.; Brient, A.; Kerbrat, O. Water Jet Incremental Sheet Metal Forming: A Critical State-of-the-Art Review and a Proposal for Technological Windows. *Int J Adv Manuf Technol* **2022**, *119*, 4159–4175, doi:10.1007/s00170-021-08635-6.
 183. Feng, F.; Li, J.; Huang, L.; Liu, X.; Ma, H.; Li, G. The Research of Electromagnetic Incremental Forming Process of Aluminum Alloy Sheet and the Interaction between the

- Die and the Sheet. *Procedia Engineering* **2017**, 207, 329–334, doi:10.1016/j.proeng.2017.10.783.
184. Hussain, G.; Gao, L.; Hayat, N.; Cui, Z.; Pang, Y.C.; Dar, N.U. Tool and Lubrication for Negative Incremental Forming of a Commercially Pure Titanium Sheet. *Journal of Materials Processing Technology* **2008**, 203, 193–201, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.10.043.
 185. Attanasio, A.; Ceretti, E.; Giardini, C.; Mazzoni, L. Asymmetric Two Points Incremental Forming: Improving Surface Quality and Geometric Accuracy by Tool Path Optimization. *Journal of Materials Processing Technology* **2008**, 197, 59–67, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.05.053.
 186. Bari, N.; Kumar, S. A Review on Multi-Stage Incremental Sheet Forming. In *Proceedings of the Recent Advances in Manufacturing Modelling and Optimization*; Kumar, S., Ramkumar, J., Kyratsis, P., Eds.; Springer Nature: Singapore, 2022; pp. 661–669.
 187. Ambrogio, G.; Gagliardi, F.; Filice, L. Robust Design of Incremental Sheet Forming by Taguchi's Method. *Procedia CIRP* **2013**, 12, 270–275, doi:10.1016/j.procir.2013.09.047.
 188. Murugesan, M.; Yu, J.-H.; Jung, K.-S.; Cho, S.-M.; Bhandari, K.S.; Lee, C.-W. Optimization of Forming Parameters in Incremental Sheet Forming of AA3003-H18 Sheets Using Taguchi Method. *Materials* **2022**, 15, 1458, doi:10.3390/ma15041458.
 189. 14.1: Design of Experiments via Taguchi Methods - Orthogonal Arrays Dostępe: [https://eng.libretexts.org/Bookshelves/Industrial_and_Systems_Engineering/Chemical_Process_Dynamics_and_Controls_\(Woolf\)/14%3A_Design_of_Experiments/14.01%3A_Design_of_Experiments_via_Taguchi_Methods_-_Orthogonal_Arrays](https://eng.libretexts.org/Bookshelves/Industrial_and_Systems_Engineering/Chemical_Process_Dynamics_and_Controls_(Woolf)/14%3A_Design_of_Experiments/14.01%3A_Design_of_Experiments_via_Taguchi_Methods_-_Orthogonal_Arrays).
 190. Li, W.; Shu, C.; Hassan, A.; Attallah, M.M.; Essa, K. Application of Machine Learning on Tool Path Optimisation and Cooling Lubricant in Induction Heating-Assisted Single Point Incremental Sheet Forming of Ti-6Al-4V Sheets. *Int J Adv Manuf Technol* **2022**, 123, 821–838, doi:10.1007/s00170-022-10213-3.
 191. Oraon, M.; Sharma, V.; Oraon, M.; Sharma, V. Application of Artificial Neural Network: A Case of Single Point Incremental Forming (SPIF) of Cu67Zn33 Alloy. *Management and Production Engineering Review* **2021**, 7–23, doi:10.24425/mper.2021.136868.
 192. Najm, S.M.; Paniti, I. Artificial Neural Network for Modeling and Investigating the Effects of Forming Tool Characteristics on the Accuracy and Formability of Thin Aluminum Alloy Blanks When Using SPIF. *Int J Adv Manuf Technol* **2021**, 114, 2591–2615, doi:10.1007/s00170-021-06712-4.
 193. Kurra, S.; Hifzur Rahman, N.; Regalla, S.P.; Gupta, A.K. Modeling and Optimization of Surface Roughness in Single Point Incremental Forming Process. *Journal of Materials Research and Technology* **2015**, 4, 304–313, doi:10.1016/j.jmrt.2015.01.003.
 194. Nagargoje, A.; Kankar, P.K.; Jain, P.K.; Tandon, P. Application of Artificial Intelligence Techniques in Incremental Forming: A State-of-the-Art Review. *J Intell Manuf* **2023**, 34, 985–1002, doi:10.1007/s10845-021-01868-y.
 195. Afonso, D. Forming without a Die - Fundamentals and Applications of Single Point Incremental Forming 2016.
 196. Sornsuwit, N.; Sittisakuljaroen, S. The Effect of Lubricants and Material Properties in Surface Roughness and Formability for Single Point Incremental Forming Process. *AMR* **2014**, 979, 359–362, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.979.359.
 197. Li, W.; Essa, K.; Li, S. A Novel Tool to Enhance the Lubricant Efficiency on Induction Heat-Assisted Incremental Sheet Forming of Ti-6Al-4 V Sheets. *Int J Adv Manuf Technol* **2022**, 120, 8239–8257, doi:10.1007/s00170-022-09284-z.

198. Diabb, J.; Rodríguez, C.A.; Mamidi, N.; Sandoval, J.A.; Taha-Tijerina, J.; Martínez-Romero, O.; Elías-Zúñiga, A. Study of Lubrication and Wear in Single Point Incremental Sheet Forming (SPIF) Process Using Vegetable Oil Nanolubricants. *Wear* **2017**, 376–377, 777–785, doi:10.1016/j.wear.2017.01.045.
199. Zavala, J.M.D.; Martínez-Romero, O.; Elías-Zúñiga, A.; Gutiérrez, H.M.L.; Vega, A.E.L.; Taha-Tijerina, J. Study of Friction and Wear Effects in Aluminum Parts Manufactured via Single Point Incremental Forming Process Using Petroleum and Vegetable Oil-Based Lubricants. *Materials* **2021**, 14, 3973, doi:10.3390/ma14143973.
200. Yamashita, M.; Gotoh, M.; Atsumi, S.-Y. Numerical Simulation of Incremental Forming of Sheet Metal. *Journal of Materials Processing Technology* **2008**, 199, 163–172, doi:10.1016/j.jmatprotec.2007.07.037.
201. Seong, D.Y.; Haque, M.Z.; Kim, J.B.; Stoughton, T.B.; Yoon, J.W. Suppression of Necking in Incremental Sheet Forming. *International Journal of Solids and Structures* **2014**, 51, 2840–2849, doi:10.1016/j.ijsolstr.2014.04.007.
202. De Sena, J.I.V.; Guzmán, C.F.; Duchêne, L.; Habraken, A.M.; Behera, A.K.; Dufloy, J.; Valente, R.A.F.; De Sousa, R.J.A. Simulation of a Two-Slope Pyramid Made by SPIF Using an Adaptive Remeshing Method with Solid-Shell Finite Element. *Int J Mater Form* **2016**, 9, 383–394, doi:10.1007/s12289-014-1213-8.
203. Abdelkader, W.B.; Bahloul, R.; Arfa, H. Numerical Investigation of the Influence of Some Parameters in SPIF Process on the Forming Forces and Thickness Distributions of a Bimetallic Sheet CP-Titanium/Low-Carbon Steel Compared to an Individual Layer. *Procedia Manufacturing* **2020**, 47, 1319–1327, doi:10.1016/j.promfg.2020.04.252.
204. Saidi, B.; Boulila, A.; Ayadi, M.; Nasri, R. *Prediction of the Friction Coefficient of the Incremental Sheet Forming SPIF*; 2015;
205. Decultot, N. Formage Incrémental de Tôle d'aluminium : Étude Du Procédé à l'aide de La Mesure de Champs et Identification de Modèles de Comportement. **2009**.
206. *ISO 25178-2:2021 Geometrical Product Specifications (GPS) — Surface Texture: Areal Part 2: Terms, Definitions and Surface Texture Parameters*; **2021**.
207. *PN-EN ISO 6892-1:2020. Metale - Próba Rozciągania - Część 1: Metoda Badania w Temperaturze Pokojowej*;
208. *ASTM E21-20. Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials*;
209. Fine Grain Grade CKi 10® – Ihle Hartmetalle Dostępne: <https://www.ihle.com/en/hartmetalle-sorten.php?ac=3>.
210. 2019-Greenleaf-TechnicalCeramics-Brochure_web.Pdf.
211. Bahari, A.; Lewis, R.; Slatter, T. Friction and Wear Phenomena of Vegetable Oil-Based Lubricants with Additives at Severe Sliding Wear Conditions. *Tribology Transactions* **2018**, 61, 207–219, doi:10.1080/10402004.2017.1290858.
212. Trzepieciński, T. Tribological Performance of Environmentally Friendly Bio-Degradable Lubricants Based on a Combination of Boric Acid and Bio-Based Oils. *Materials* **2020**, 13, 3892, doi:10.3390/ma13173892.
213. Adamus, J.; Dyja, K.; Więckowski, W. Lubricants Based on Vegetable Oils as Effective Lubricating Agents in Sheet-Titanium Forming. *KEM* **2016**, 687, 163–170, doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.687.163.
214. Więckowski, W.; Dyja, K. The Effect of the Use of Technological Lubricants Based on Vegetable Oils on the Process of Titanium Sheet Metal Forming. *Archives of Metallurgy and Materials* **2017**, 62, 489–494, doi:10.1515/amm-2017-0070.
215. Mobarak, H.M.; Niza Mohamad, E.; Masjuki, H.H.; Kalam, M.A.; Al Mahmud, K.A.H.; Habibullah, M.; Ashraful, A.M. The Prospects of Biolubricants as Alternatives in

- Automotive Applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* **2014**, *33*, 34–43, doi:10.1016/j.rser.2014.01.062.
216. Noordin, M.Y.; Venkatesh, V.C.; Sharif, S.; Elting, S.; Abdullah, A. Application of Response Surface Methodology in Describing the Performance of Coated Carbide Tools When Turning AISI 1045 Steel. *Journal of Materials Processing Technology* **2004**, *145*, 46–58, doi:10.1016/S0924-0136(03)00861-6.
 217. Bayirli, A.; Ide, S.; Orujalipour, I.; Demir, O.; Dursun, M.; Ates, H. Nanoscale Structural Investigation on Ti-6Al-4V Implants Produced by Using Selective Laser Melting Technique: The Importance of Production Angle. *Journal of Materials Research and Technology* **2019**, *8*, 2796–2801, doi:10.1016/j.jmrt.2019.04.019.
 218. Hertz, J.A. *Wstęp do teorii obliczeń neuronowych*; Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1991; ISBN 978-83-204-1680-0.
 219. Nalbant, M.; Gökkaya, H.; Toktaş, İ.; Sur, G. The Experimental Investigation of the Effects of Uncoated, PVD- and CVD-Coated Cemented Carbide Inserts and Cutting Parameters on Surface Roughness in CNC Turning and Its Prediction Using Artificial Neural Networks. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing* **2009**, *25*, 211–223, doi:10.1016/j.rcim.2007.11.004.
 220. Povr, H.; Aa, A.Z. Use of Artificial Neural Networks in Ball Burnishing Process for the Prediction of Surface Roughness of AA 7075 Aluminum Alloy. *Materiali in tehnologije* **2008**.
 221. Cagan, S.C.; Aci, M.; Buldum, B.B.; Aci, C. Artificial neural networks in mechanical surface enhancement technique for the prediction of surface roughness and microhardness of magnesium alloy. *Bulletin of the Polish Academy of Sciences Technical Sciences* **2019**, 729–739, doi:10.24425/bpasts.2019.130182.
 222. Hagan, M.T.; Menhaj, M.B. Training Feedforward Networks with the Marquardt Algorithm. *IEEE Trans. Neural Netw.* **1994**, *5*, 989–993, doi:10.1109/72.329697.
 223. Marquardt, D.W. An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters. *Journal of the Society for Industrial and Applied Mathematics* **1963**, *11*, 431–441, doi:10.1137/0111030.
 224. Blackwell, W.J. Neural Network Jacobian Analysis for High-Resolution Profiling of the Atmosphere. *EURASIP Journal on Advances in Signal Processing* **2012**, *2012*, 71, doi:10.1186/1687-6180-2012-71.
 225. 003-627e.Pdf.
 226. Płyta Izolacyjna Maxiterm W20 0,72 M2 Dostępne: <https://www.czystytlen.pl/produkt/plyta-izolacyjna-maxiterm-w20-072-m2-kopia/>.
 227. 24-19-04-17-06-35-16-Msds_jasol_term_6.Pdf.
 228. Informacja Techniczna Produktu.
 229. **Szpunar, M.**; Trzepieciński, T.; Ostrowski, R.; Zwolak, M. Research on Forming Parameters Optimization of Incremental Sheet Forming Process for Commercially Pure Titanium Grade 2 Sheets. *Archives of Metallurgy and Materials* **2022**, 1411–1418, doi:10.24425/amm.2022.141068.
 230. Li, X.; Han, K.; Li, Z.; Li, D.; Zhang, L. One Novel Method to Improve Surface Quality in Incremental Sheet Forming. *Procedia Engineering* **2017**, *207*, 842–847, doi:10.1016/j.proeng.2017.10.839.
 231. Hagan, E.; Jeswiet, J. Analysis of Surface Roughness for Parts Formed by Computer Numerical Controlled Incremental Forming. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* **2004**, *218*, 1307–1312, doi:10.1243/0954405042323559.

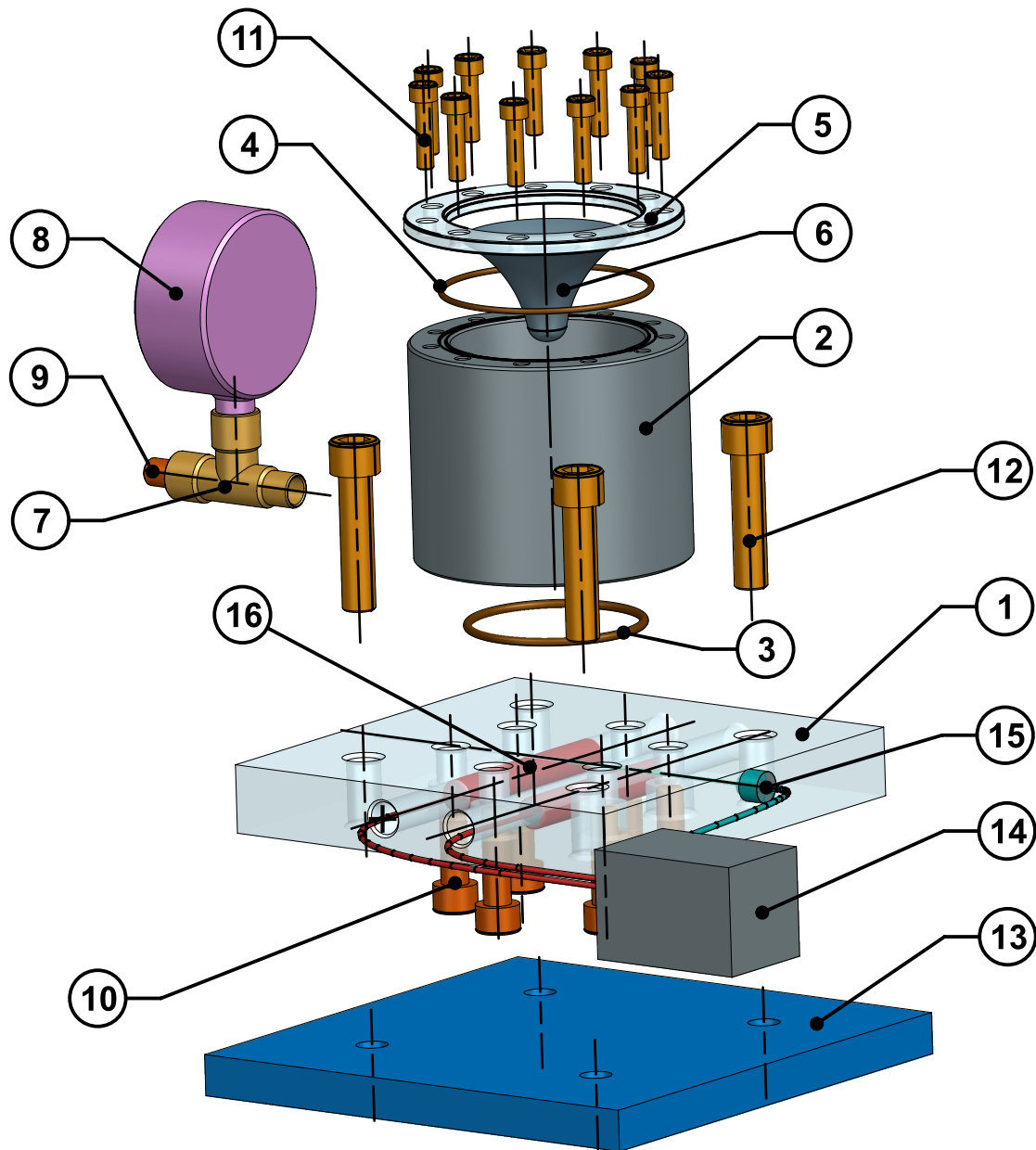
232. Qin, Z.; Gatea, S.; Ou, H. Friction and Heat Partition Coefficients in Incremental Sheet Forming Process. *Journal of Manufacturing Processes* **2024**, *124*, 503–523, doi:10.1016/j.jmapro.2024.06.015.
233. Szpunar, M.; Trzepieciński, T. Prediction Of The Coefficient Of Friction In The Single Point Incremental Forming Of Truncated Cones From A Grade 2 Titanium Sheet. *Finnish J. Trib.* **2023**, *40*, doi:10.30678/fjt.127844.
234. Fan, G.; Sun, F.; Meng, X.; Gao, L.; Tong, G. Electric Hot Incremental Forming of Ti-6Al-4V Titanium Sheet. *Int J Adv Manuf Technol* **2010**, *49*, 941–947, doi:10.1007/s00170-009-2472-2.
235. Jones, B.; Goos, P. I-Optimal Versus D-Optimal Split-Plot Response Surface Designs. *Journal of Quality Technology* **2012**, *44*, 85–101, doi:10.1080/00224065.2012.11917886.
236. Balicki, S. Optymalizacja Procesów Jednostkowych w Technologii Organicznej. *CHEMICAL REVIEW* **2021**, *1*, 100–106, doi:10.15199/62.2021.5.10.
237. Trzepieciński, T.; Szpunar, M.; Ostrowski, R. Split-Plot I-Optimal Design Optimisation of Combined Oil-Based and Friction Stir Rotation-Assisted Heating in SPIF of Ti-6Al-4V Titanium Alloy Sheet under Variable Oil Pressure. *Metals* **2022**, *12*, 113, doi:10.3390/met12010113.
238. Vollertsen, F.; Hu, Z. Tribological Size Effects in Sheet Metal Forming Measured by a Strip Drawing Test. *CIRP Annals* **2006**, *55*, 291–294, doi:10.1016/S0007-8506(07)60419-3.
239. Kirkhorn, L.; Frogner, K.; Andersson, M.; Ståhl, J.E. Improved Tribotesting for Sheet Metal Forming. *Procedia CIRP* **2012**, *3*, 507–512, doi:10.1016/j.procir.2012.07.087.
240. Folle, L.F.; Silva, B.C. dos S.; Batalha, G.F.; Coelho, R.S.; Folle, L.F.; Silva, B.C. dos S.; Batalha, G.F.; Coelho, R.S. The Role of Friction on Metal Forming Processes. In *Tribology of Machine Elements - Fundamentals and Applications*; IntechOpen, 2022 ISBN 978-1-83969-894-1.
241. Trzepieciński, T.; Szpunar, M.; Kaščák, Ľ. Modeling of Friction Phenomena of Ti-6Al-4V Sheets Based on Backward Elimination Regression and Multi-Layer Artificial Neural Networks. *Materials* **2021**, *14*, 2570, doi:10.3390/ma14102570.
242. Mróz, Z.; Stupkiewicz, S. Constitutive Model of Adhesive and Ploughing Friction in Metal-Forming Processes. *International Journal of Mechanical Sciences* **1998**, *40*, 281–303, doi:10.1016/S0020-7403(97)00055-6.
243. Roizard, X.; Raharijaona, F.; von Stebut, J.; Belliard, P. Influence of Sliding Direction and Sliding Speed on the Micro-Hydrodynamic Lubrication Component of Aluminium Mill-Finish Sheets. *Tribology International* **1999**, *32*, 739–747, doi:10.1016/S0301-679X(00)00008-6.
244. Roizard, X.; Pothier, J.M.; Hihn, J.Y.; Monteil, G. Experimental Device for Tribological Measurement Aspects in Deep Drawing Process. *Journal of Materials Processing Technology* **2009**, *209*, 1220–1230, doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.03.023.
245. Guillon, O.; Roizard, X.; Belliard, P. Experimental Methodology to Study Tribological Aspects of Deep Drawing — Application to Aluminium Alloy Sheets and Tool Coatings. *Tribology International* **2001**, *34*, 757–766, doi:10.1016/S0301-679X(01)00069-X.
246. Trzepieciński, T.; Fejkiel, R. On the Influence of Deformation of Deep Drawing Quality Steel Sheet on Surface Topography and Friction. *Tribology International* **2017**, *115*, 78–88, doi:10.1016/j.triboint.2017.05.007.
247. Ohale, P.E.; Uzoh, C.F.; Onukwuli, O.D. Optimal Factor Evaluation for the Dissolution of Alumina from Azaraegbelu Clay in Acid Solution Using RSM and ANN Comparative

- Analysis. *South African Journal of Chemical Engineering* **2017**, *24*, 43–54, doi:10.1016/j.sajce.2017.06.003.
248. Wiklund, U.; Hutchings, I.M. Investigation of Surface Treatments for Galling Protection of Titanium Alloys. *Wear* **2001**, *251*, 1034–1041, doi:10.1016/S0043-1648(01)00730-X.
249. Trzepiecinski, T.; Lemu, H.G. Effect of Lubrication on Friction in Bending under Tension Test-Experimental and Numerical Approach. *Metals* **2020**, *10*, 544, doi:10.3390/met10040544.
250. Stribeck, R. *Die wesentlichen Eigenschaften der Gleit- und Rollenlager*; Springer: Berlin, 1903;
251. Stribeck, R. *Kugellager für beliebige Belastungen*; Springer, 1901;
252. Murugesan, M.; Jung, D.W. Formability and Failure Evaluation of AA3003-H18 Sheets in Single-Point Incremental Forming Process through the Design of Experiments. *Materials* **2021**, *14*, 808, doi:10.3390/ma14040808.
253. Wasserstein, R.L.; Lazar, N.A. The ASA Statement on p -Values: Context, Process, and Purpose. *The American Statistician* **2016**, *70*, 129–133, doi:10.1080/00031305.2016.1154108.
254. Petek, A.; Kuzman, K.; Kopaè, J. Deformations and Forces Analysis of Single Point Incremental Sheet Metal Forming. *Archives of Materials Science and Engineering* **2009**, *35*.
255. Chang, Z.; Li, M.; Chen, J. Analytical Modeling and Experimental Validation of the Forming Force in Several Typical Incremental Sheet Forming Processes. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* **2019**, *140*, 62–76, doi:10.1016/j.ijmachtools.2019.03.003.
256. Shanmuganatan, S.P.; Senthil Kumar, V.S. Modeling of Incremental Forming Process Parameters of Al 3003 (O) by Response Surface Methodology. *Procedia Engineering* **2014**, *97*, 346–356, doi:10.1016/j.proeng.2014.12.258.
257. Bagudanch, I.; Sabater, M.; Garcia-Romeu, M.L. Single Point versus Two Point Incremental Forming of Thermoplastic Materials. *Advances in Materials and Processing Technologies* **2017**, *3*, 135–144, doi:10.1080/2374068X.2016.1250245.
258. Weisberg, S. *Applied Linear Regression*; John Wiley & Sons, 2005; ISBN 978-0-471-70408-9.
259. Khuri, A. Introduction to Linear Regression Analysis, Fifth Edition by Douglas C. Montgomery, Elizabeth A. Peck, G. Geoffrey Vining. *International Statistical Review* **2013**, *81*, doi:10.1111/insr.12020_10.
260. Oraon, M. SURFACE ROUGHNESS EVALUATION OF AA 3003 ALLOY IN SINGLE POINT INCREMENTAL FORMING TECHNIQUE. **2018**, *9*.
261. Naranjo, J.A.; Miguel, V.; Coello, J.; Manjabacas, M.C.; Martínez-Martínez, A.; García-Martínez, E. Tribological Characterization of the Heat-Assisted Single Point Incremental Forming Process Applied to the Ti6Al4V Alloy with the Definition of an Adhesion Parameter for the Tool Surface. *Materials* **2021**, *14*, 7641, doi:10.3390/ma14247641.
262. Sedlaček, M.; Vilhena, L.M.S.; Podgornik, B.; Vižintin, J. Surface Topography Modelling for Reduced Friction. *SV-JME* **2011**, *57*, 674–680, doi:10.5545/sv-jme.2010.140.
263. Eyckens, P.; Dufloy, J.; Van Bael, A.; Van Houtte, P. The Significance of Friction in the Single Point Incremental Forming Process. *Int J Mater Form* **2010**, *3*, 947–950, doi:10.1007/s12289-010-0925-7.
264. Al-Ghamdi, K.A.; Hussain, G. On the Free-Surface Roughness in Incremental Forming of a Sheet Metal: A Study from the Perspective of ISF Strain, Surface Morphology, Post-Forming Properties, and Process Conditions. *Metals* **2019**, *9*, 553, doi:10.3390/met9050553.


265. Fang, Y.; Lu, B.; Chen, J.; Xu, D.K.; Ou, H. Analytical and Experimental Investigations on Deformation Mechanism and Fracture Behavior in Single Point Incremental Forming. *Journal of Materials Processing Technology* **2014**, *214*, 1503–1515, doi:10.1016/j.jmatprotec.2014.02.019.
266. Hosford, W.; Caddell, R. *Metal Forming*; Prentice Hall: Englewood Cliffs, NJ, 1983;
267. Hamilton, K.; Jeswiet, J. Single Point Incremental Forming at High Feed Rates and Rotational Speeds: Surface and Structural Consequences. *CIRP Annals* **2010**, *59*, 311–314, doi:10.1016/j.cirp.2010.03.016.
268. Hamilton, K.; Jeswiet, J. Visual Categorization and Quantification of the Orange Peel Effect in Single Point Incremental Forming at High Forming Speeds. *Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME* **2010**, *38*, 679–686.
269. Durante, M.; Formisano, A.; Langella, A. Observations on the Influence of Tool-Sheet Contact Conditions on an Incremental Forming Process. *J. of Materi Eng and Perform* **2011**, *20*, 941–946, doi:10.1007/s11665-010-9742-x.
270. Trzepieciński, T.; Szpunar, M.; Dzierwa, A.; Żaba, K. Investigation of Surface Roughness in Incremental Sheet Forming of Conical Drawpieces from Pure Titanium Sheets. *Materials* **2022**, *15*, 4278, doi:10.3390/ma15124278.
271. Trzepieciński, T.; Kubit, A.; Dzierwa, A.; Krasowski, B.; Jurczak, W. Surface Finish Analysis in Single Point Incremental Sheet Forming of Rib-Stiffened 2024-T3 and 7075-T6 Alclad Aluminium Alloy Panels. *Materials* **2021**, *14*, 1640, doi:10.3390/ma14071640.
272. Pratheesh Kumar, S.; Elangovan, S. Optimization in Single Point Incremental Forming of Inconel 718 through Response Surface Methodology. *Transactions of the Canadian Society for Mechanical Engineering* **2020**, *44*, 148–160, doi:10.1139/tcsme-2019-0003.
273. Optische Formänderungsanalyse GOM ARGUS / ARAMIS - RWTH AACHEN UNIVERSITY Institut Für Bildsame Formgebung - Deutsch Dostępne: <https://www.ibf.rwth-aachen.de/go/id/rkcr/lidx/>.
274. Duflou, J.R.; Verbert, J.; Belkassam, B.; Gu, J.; Sol, H.; Henrard, C.; Habraken, A.M. Process Window Enhancement for Single Point Incremental Forming through Multi-Step Toolpaths. *CIRP Annals* **2008**, *57*, 253–256, doi:10.1016/j.cirp.2008.03.030.
275. Li, C.; Wang, L.; Shang, L.; Cao, X.; Zhang, G.; Yu, Y.; Li, W.; Zhang, S.; Hu, H. Mechanical and High-Temperature Tribological Properties of CrAlN/TiSiN Multilayer Coating Deposited by PVD. *Ceramics International* **2021**, *47*, 29285–29294, doi:10.1016/j.ceramint.2021.07.093.
276. Gevorkyan, E.; Rucki, M.; Panchenko, S.; Sofronov, D.; Chałko, L.; Mazur, T. Effect of SiC Addition to Al₂O₃ Ceramics Used in Cutting Tools. *Materials* **2020**, *13*, 5195, doi:10.3390/ma13225195.
277. Hierarchiczne modele liniowe. Co nam dają i kiedy warto je stosować. *Psychologia Społeczna* **2010**, *V*, 217–233.
278. Pratheesh Kumar, S.; Elangovan, S.; Mohanraj, R. Experimental Study on Single Point Incremental Forming of Inconel 718. *Trans. Can. Soc. Mech. Eng.* **2020**, *44*, 179–188, doi:10.1139/tcsme-2018-0273.
279. Baharudin, B.T.H.T.; Azpen, Q.M.; Sulaima, S.; Mustapha, F. Experimental Investigation of Forming Forces in Frictional Stir Incremental Forming of Aluminum Alloy AA6061-T6. *Metals* **2017**, *7*, 484, doi:10.3390/met7110484.
280. Turnage, S.A.; Darling, K.A.; Rajagopalan, M.; Whittington, W.R.; Tschopp, M.A.; Peralta, P.; Solanki, K.N. Quantifying Structure-Property Relationships during Resistance Spot Welding of an Aluminum 6061-T6 Joint 2016.

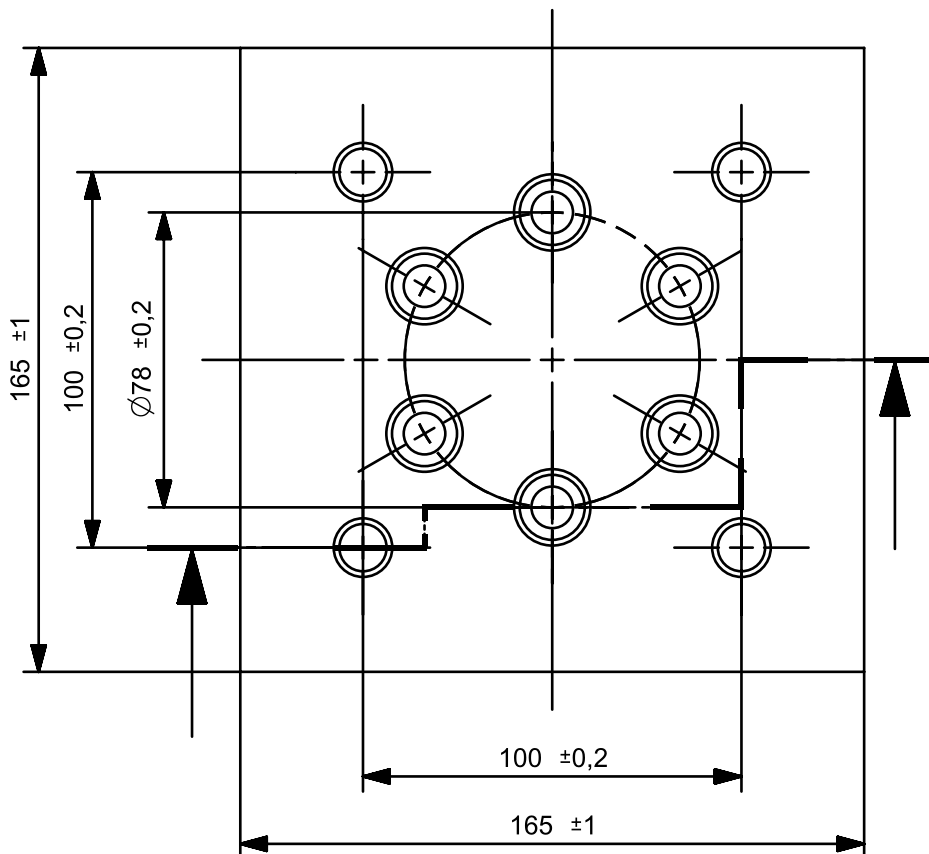
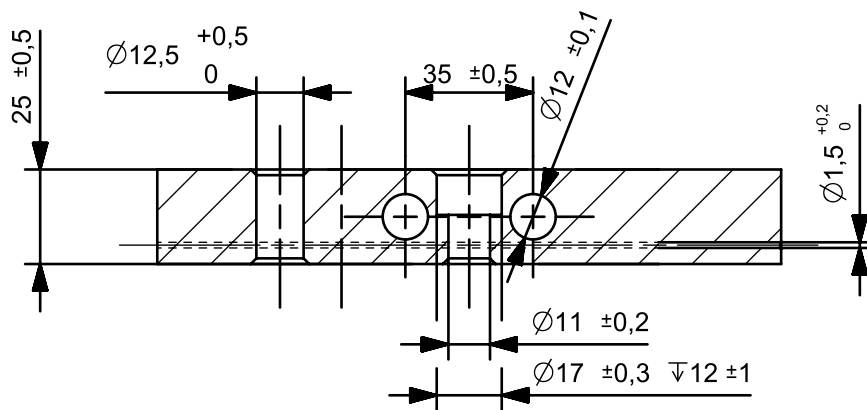
281. Godula, A. Zastosowanie sieci probabilistycznych do wykrywania pęknięć w procesie przeróbki plastycznej | Polona, Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie: Kraków, 2013.
282. *ASM Handbook. Volume 12, Fractography*; American Society for Metals.: Metals Park, Ohio, 1987; ISBN 978-1-61583-418-1.
283. **Szpunar, M.**; Trzepieciński, T.; Ostrowski, R.; Żaba, K.; Ziaja, W.; Motyka, M. Thermo-Mechanical Numerical Simulation of Friction Stir Rotation-Assisted Single Point Incremental Forming of Commercially Pure Titanium Sheets. *Materials* **2024**, *17*, 3095, doi:10.3390/ma17133095.
284. Kajał, G.; Tyagi, M.R.; Kumar, G. Finite Element Analysis and Experimental Investigation in Incremental Sheet Metal Forming of Composite Matrix of Grade-V Titanium. *Int J Interact Des Manuf* **2024**, doi:10.1007/s12008-024-01992-y.
285. ABAQUS Theory Manual (v6.6) Dostępne: <https://classes.engineering.wustl.edu/2009/spring/mase5513/abaqus/docs/v6.6/books/stm/default.htm?startat=ch05s02ath137.html>.
286. Qin, Z.; Gatea, S.; Ou, H. Friction and Heat Partition Coefficients in Incremental Sheet Forming Process. *Journal of Manufacturing Processes* **2024**, *124*, 503–523, doi:10.1016/j.jmapro.2024.06.015.
287. Motyka, M. *Proces Ciepłno-Plastyczny Kształtowania Morfologii Składników Fazowych Mikrostruktury Orzaz Plastyczności Dwufazowych Stopów Tytanu*; 2015; ISBN 978-83-7199-980-2.
288. Andrade, A.; Morcelli, A.E.; Lobo, R. Deformation and Fracture of an Alpha/Beta Titanium Alloy. *Matéria (Rio de Janeiro)* **2009**, *15*, 364–370, doi:10.1590/S1517-70762010000200038.
289. Janghorban, K.; Esmaeili, S. Deformation-Mechanism Map for Ti-6wt% Al Alloy. *J Mater Sci* **1991**, *26*, 3362–3365, doi:10.1007/BF01124686.
290. Hull, D.; Bacon, D.J. Observation of Dislocations. In *Introduction to Dislocations*; Elsevier, 2001; pp. 22–41 ISBN 978-0-7506-4681-9.
291. Sandala, R.; Fonseca, J.; Preuss, M. Deformation in Two-Phase Titanium Alloys Studied by Surface Strain Mapping Techniques. *Minerals, Metals and Materials Society/AIME, 420 Commonwealth Dr., P. O. Box 430 Warrendale PA 15086 United States.[np]. Feb 2011*.
292. Limpadapun, K.; Kesvarakul, R. An Investigation of Thickness Distribution in Single-Point Incremental Forming with Different Forming Parameter in Hot-Dipped Zinc-Coated Cold-Rolled Steel. *Materials Today: Proceedings* **2020**, *33*, 1988–1992, doi:10.1016/j.matpr.2020.06.369.
293. Yang, M.; Yao, Z.; Li, Y.; Li, P.; Cui, F.; Bai, L. Study on Thickness Thinning Ratio of the Forming Parts in Single Point Incremental Forming Process. *Advances in Materials Science and Engineering* **2018**, *2018*, 2927189, doi:10.1155/2018/2927189.
294. Trzepieciński, T.; **Szpunar, M.**; Ostrowski, R.; Ziaja, W.; Motyka, M. Advanced FEM Insights into Pressure-Assisted Warm Single-Point Incremental Forming of Ti-6Al-4V Titanium Alloy Sheet Metal. *Metals* **2024**, *14*, 619, doi:10.3390/met14060619.
295. Gatea, S.; Ou, H.; Lu, B.; McCartney, G. Modelling of Ductile Fracture in Single Point Incremental Forming Using a Modified GTN Model. *Engineering Fracture Mechanics* **2017**, *186*, 59–79, doi:10.1016/j.engfracmech.2017.09.021.
296. He, S.; Van Bael, A.; Van Houtte, P.; Tunckol, Y.; Duflou, J.; Henrard, C.; Bouffieux, C.; Habraken, A. Effect of FEM Choices in the Modelling of Incremental Forming of Aluminium Sheets.; The publishing House of the Romanian Academy, 2005.
297. *Design and Modeling of Mechanical Systems—III: Proceedings of the 7th Conference on Design and Modeling of Mechanical Systems, CMSM'2017, March 27–29, Hammamet,*

- Tunisia*; Haddar, M., Chaari, F., Benamara, A., Chouchane, M., Karra, C., Aifaoui, N., Eds.; Lecture Notes in Mechanical Engineering; Springer International Publishing: Cham, 2018; ISBN 978-3-319-66696-9.
298. Sbayti, M.; Bahloul, R.; Belhadjsalah, H. Numerical Modeling of Hot Incremental Forming Process for Biomedical Application. In Proceedings of the Design and Modeling of Mechanical Systems—III; Haddar, M., Chaari, F., Benamara, A., Chouchane, M., Karra, C., Aifaoui, N., Eds.; Springer International Publishing: Cham, 2018; pp. 881–891.
299. Loch, B. Korozyjne Zachowanie Się Biomedycznych Stopów Tytanu w Symulowanych Roztworach Fizjologicznych., Akademia Górniczo-Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie, 2017.
300. Motyka, M.; Kubiak, K.; Sieniawski, J. Zjawisko nadplastyczności w stopach tytanu. *Mechanik* **2002**, R. 75, nr 10, 705–708.




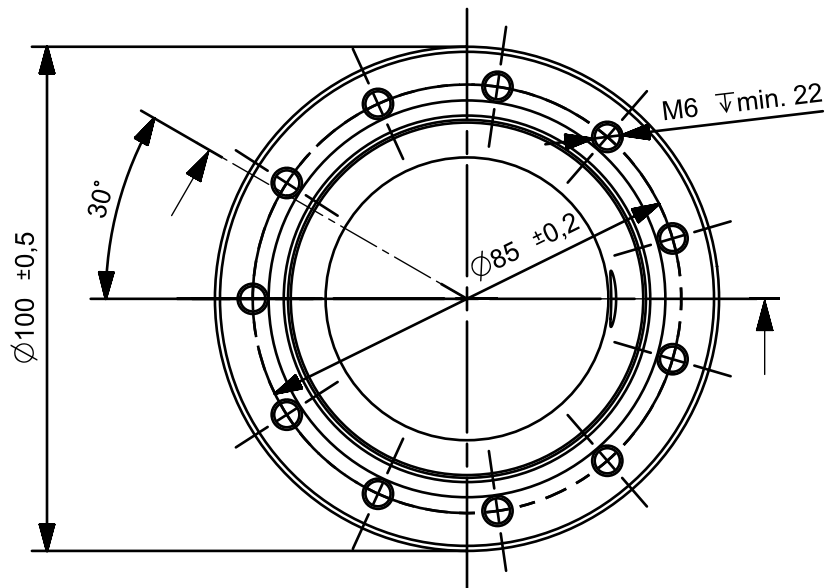
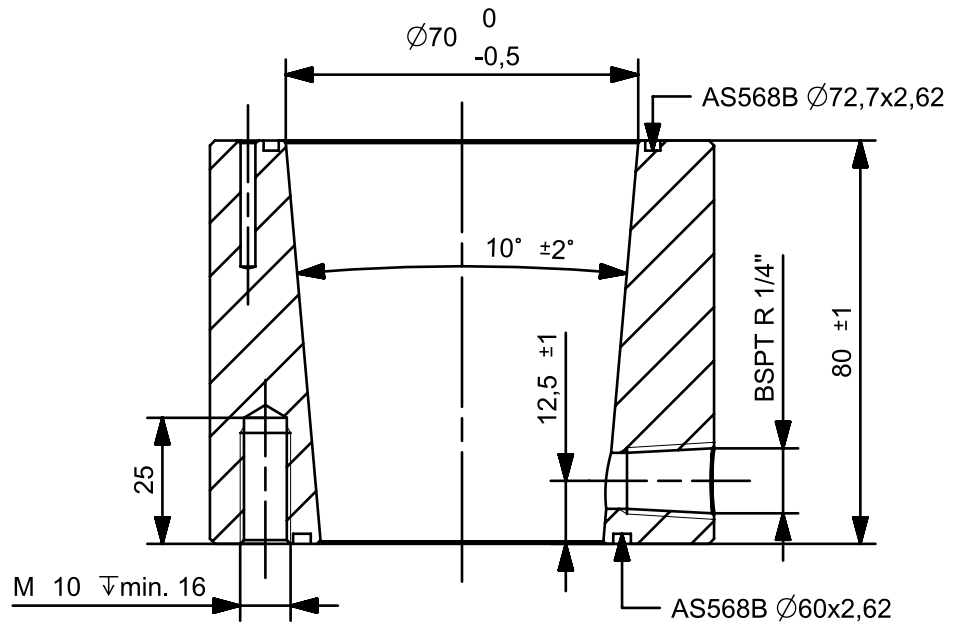
16	Grzałka patronowa 12x80mm 300W	2		
15	Termopara typu K	1		
14	Kontroler PID grzania	1		
13	Izolacja	1	P01_004	
12	Śruba M12x1,25 L=50	4		DIN 912
11	Śruba M6x25	11		DIN 912
10	Śruba M10x35	6		DIN 912
9	Zawór upustowy G1/4"	1		CuZn40
8	Manometr pionowy D63	1		X5CrNi18-10, X2CrNiMo17-12-2
7	Trójnik T G1/4" ZWW	1		CuZn40
6	Kształtowana blacha	1		
5	Docisk	1	P01_003	42CrMo4
4	O-ring silikonowy AS150VMQ70	1		AS568
3	O-ring silikonowy AS142VMQ70	1		AS568
2	Cylinder	1	P01_002	42CrMo4
1	Podstawa	1	P01_001	42CrMo4
Lp.	Nazwa części	Ilość sztuk	Nr rysunku	Norma / Materiał

	Autor	Data		Skala
Konstruował	M. Szpunar	13/09/2021		1:2
Sprawdził	R. Ostrowski	15/09/2021		
Zatwierdził	T. Trzepieciński	16/09/2021		
Przyrząd do formowania przyrostowego			P01	Arkusz 1 z 1





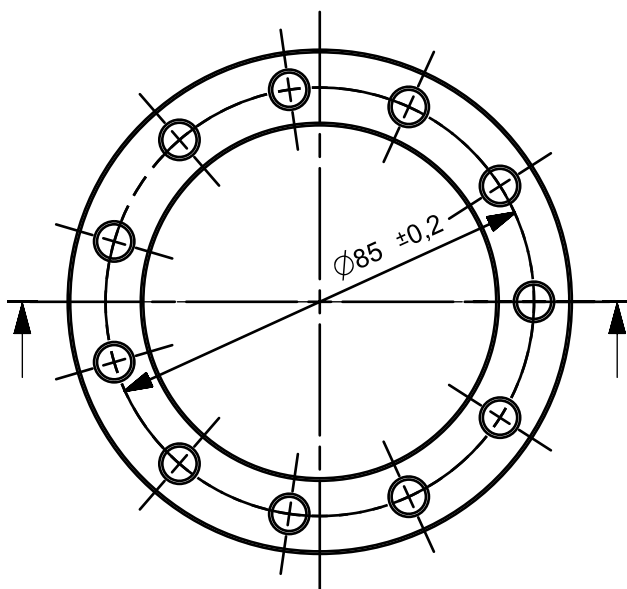
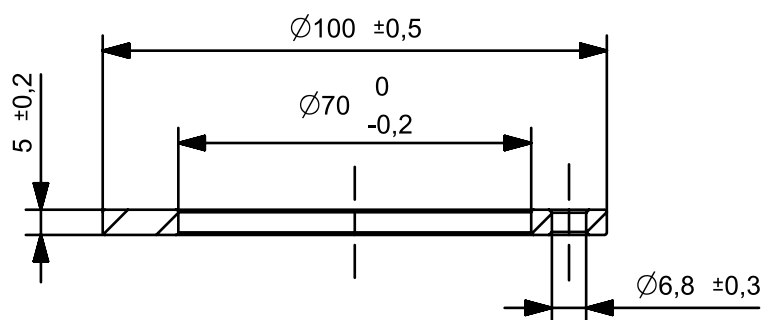
Ostre krawędzie zatępić
Niewymarowane fazy 1x45°

	Autor	Data		Skala
Konstruował	M.Szpunar	13/09/2021		1:2
Sprawdził	R.Ostrowski	15/09/2021		
Zatwierdził	T.Trzepieciński	16/09/2021		
Podstawa			P01_001	Arkusz 1 z 1




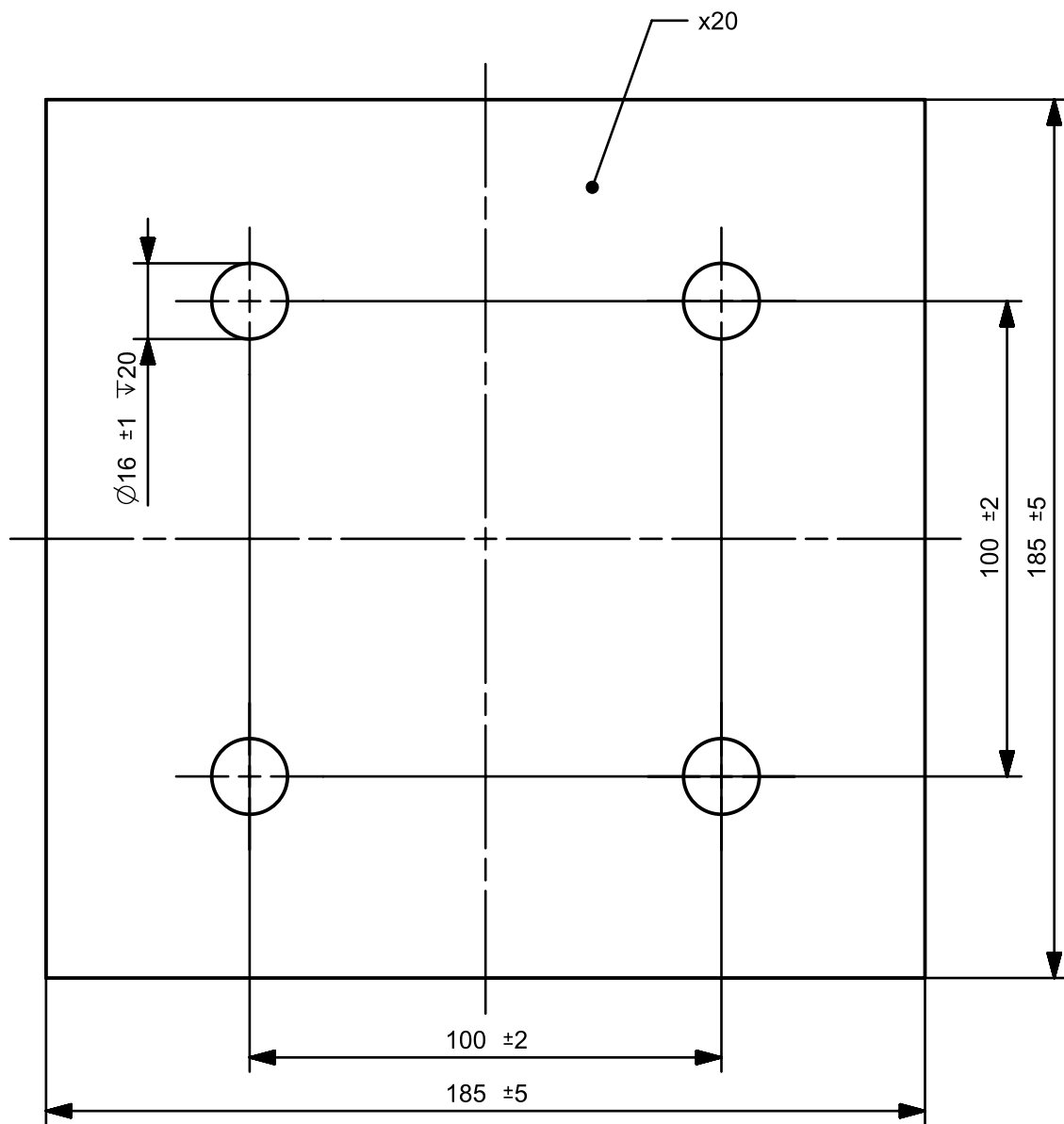
Ostre krawędzie zatępić
 Niezwymiarowane fazy $0,5 \times 45^\circ$


	Autor	Data	 POLITECHNIKA RZESZOWSKA <small>im. IGNACEGO ŁUKASIEWICZA</small>	Skala	
Konstruował	M.Szpunar	13/09/2021		 POLITECHNIKA RZESZOWSKA <small>im. IGNACEGO ŁUKASIEWICZA</small>	1:2
Sprawdził	R.Ostrowski	15/09/2021			
Zatwierdził	T.Trzepieciński	16/09/2021			
Cylinder			P01_002	Arkusz 1 z 1	



Ostre krawędzie zatępić
 Niezwymarywane fazy $0,5 \times 45^\circ$, promień 0,5

	Autor	Data		Skala
Konstruował	M.Szpunar	13/09/2021		1:2
Sprawdził	R.Ostrowski	15/09/2021		
Zatwierdził	T.Trzepieciński	16/09/2021		
Docisk			P01_003	Arkusz 1 z 1



	Autor	Data	 POLITECHNIKA RZESZOWSKA <small>im. IGNACEGO ŁUKASIEWICZA</small>	Skala
Konstruował	M.Szpunar	13/09/2021		1:2
Sprawdził	R.Ostrowski	15/09/2021		
Zatwierdził	T.Trzepieciński	16/09/2021		
Płyta izolacyjna			P01_004	Arkusz 1 z 1

Streszczenie rozprawy doktorskiej

Tytuł: Analiza wpływu rodzaju powłoki narzędzia i strategii obróbki na jakość powierzchni i odkształcalność blach tytanowych w procesie formowania przyrostowego

Autor: mgr inż. Marcin Szpunar

Promotor: prof. dr hab. inż. Tomasz Trzepieciński

Promotor pomocniczy: dr inż. Robert Ostrowski

Słowa kluczowe: analiza wariancji, blachy tytanowe, jednopunktowe kształtowanie przyrostowe blach, metoda elementów skończonych, smarowanie, Ti-6Al-4V, tarcie, topografia powierzchni

Streszczenie:

Głównym celem badawczym była analiza procesu kształtowania przyrostowego blach wykonanych z tytanu technicznie czystego CP-Ti Gr 2 oraz stopu tytanu Ti-6Al-4V, pozwalająca na identyfikację zależności między parametrami procesu a jakością powierzchni wytłoczek oraz odkształcalnością materiału podczas kształtowania wytłoczek stożkowych o zmiennym i stałym pochyleniu ścianek w podwyższonej temperaturze. Do zrealizowania celu pracy opracowano specjalny przyrząd umożliwiający zwiększenie temperatury kształtowanego półfabrykatu z blachy Ti-6Al-4V.

Przeprowadzono testy eksperymentalne wpływu materiałów narzędziowych (WC, Al₂O₃ + SiC(w)) pokrytych różnymi powłokami (AlCrN, TiSiXN i ZrN) na możliwość realizacji procesu obróbki. Do poznania zależności pomiędzy parametrami procesu obróbki oraz składowymi siły kształtowania i jakością powierzchni wytłoczek zastosowano analizę wariancji, metodologię powierzchni odpowiedzi i metody ograniczonej największej wiarygodności. Do planowania eksperymentów zastosowano centralny plan kompozycyjny oraz I-optymalny plan badawczy w układzie blokowym o jednostkach rozszczepionych (ang. split-plot). Uzupełnieniem badań eksperymentalnych są symulacje termomechaniczne (metodą elementów skończonych) procesu kształtowania przyrostowego wytłoczek z blach tytanowych CP-Ti Gr 2 i stopu tytanu Ti-6Al-4V.

Zastosowanie hybrydowego nagrzewania wsadu, za pomocą cieczy pod adaptacyjnym ciśnieniem oraz za pomocą nagrzewania tarcowego oraz dobór odpowiedniej strategii, materiału narzędziowego i parametrów obróbki umożliwił uzyskanie wytłoczek z dwufazowego stopu tytanu Ti-6Al-4V. Przeprowadzone badania pozwoliły na zidentyfikowanie kluczowych parametrów procesowych wpływających na odkształcalność blach tytanowych CP-Ti Gr 2 i ze stopu tytanu Ti-6Al-4V w procesie jednopunktowego kształtowania przyrostowego blach. Wyniki wykazały, że dobór parametrów obróbkowych, takich jak prędkość obrotowa i posuw narzędzia, strategia kształtowania, podziałka ścieżki oraz ciśnienie oleju, ma istotny wpływ na współczynnik tarcia, składowe siły formowania oraz odkształcalność materiału.

Doctoral dissertation abstract

Title: Analysis of the influence of tool coating type and forming strategy on the surface quality and formability of titanium sheets in the incremental forming process

Author: mgr inż. Marcin Szpunar
Supervisor: prof. dr hab. inż. Tomasz Trzepieciński
Co-supervisor: dr inż. Robert Ostrowski

Keywords: analysis of variance, titanium sheets, single-point incremental sheet forming, finite element method, lubrication, Ti-6Al-4V, friction, surface topography

Abstract:

The main objective of this doctoral dissertation was to analyze the incremental sheet forming process of commercially pure titanium (CP-Ti Gr 2) and titanium alloy (Ti-6Al-4V), focusing on the relationship between process parameters, surface quality, and formability of the material during the forming of conical frustums with constant and variable wall angles at elevated temperatures. A specialized device was developed to enable the heating of Ti-6Al-4V sheet metals during the forming process.

Experimental tests were conducted to evaluate the influence of tool materials (WC, Al₂O₃ + SiC(w)) coated with different coatings (AlCrN, TiSiXN, and ZrN) on the incremental forming process. To establish the relationship between forming process parameters, forming force components, and surface quality of the drawpieces, statistical methods such as variance analysis, response surface methodology, and the restricted maximum likelihood method were used. A central composite design and a split-plot I-optimal design were employed to plan the experiments. The experimental research was complemented by thermomechanical numerical simulations (finite element method) of the incremental forming process for CP-Ti Gr 2 and Ti-6Al-4V sheets.

The use of hybrid heating techniques combining liquid under adaptive pressure with friction stir heating along with the selection of an appropriate forming strategy, tool material, and process parameters, enabled the successful forming of Ti-6Al-4V titanium alloy drawpieces. The studies identified key process parameters influencing the formability of CP-Ti Gr 2 and Ti-6Al-4V sheets in single-point incremental forming. The results demonstrated that the selection of parameters such as tool rotational speed, feed rate, forming strategy, step size, and oil pressure has a significant effect on the coefficient of friction, forming force components, and sheet metal formability.