WOJSKOWA AKADEMIA TECHNICZNA

im. Jarosława Dąbrowskiego

Wydział Inżynierii Mechanicznej Instytut Robotów i Konstrukcji Maszyn



mgr inż. Jakub Paweł ŁUSZCZEK

Rozprawa doktorska

Trwałość zmęczeniowa stykowa i mechanizm uszkodzeń kół zębatych ze stali 21NiCrMo2 wytworzonych techniką przyrostową SLM

Promotor: prof. dr hab. inż. Lucjan Śnieżek Promotor pomocniczy: dr inż. Krzysztof Grzelak

Warszawa 2024

Składam serdeczne podziękowania mojemu promotorowi, Panu prof. dr. hab. Lucjanowi Śnieżkowi za wsparcie, cenne wskazówki oraz nieocenioną pomoc w procesie tworzenia rozprawy doktorskiej. Pańska wiedza i doświadczenie były dla mnie nieocenionym źródłem inspiracji i motywacji. Dziękuję za poświęcony czas, cierpliwość oraz konstruktywne uwagi, które w znacznym stopniu przyczyniły się do powstania niniejszej pracy.

Promotorowi pomocniczemu, Panu dr. inż. Krzysztofowi Grzelakowi składam serdeczne podziękowania za przeznaczony czas, wszelkie uwagi i pomoc w przygotowaniu oraz realizacji badań, których ostateczna forma zdecydowanie podniosła wartość niniejszej rozprawy.

Składam wyrazy wdzięczności wszystkim pracownikom i doktorantom Instytutu Robotów i Konstrukcji Maszyn, a w szczególności Panu dr. inż. Januszowi Kluczyńskiemu, dr. inż. Ireneuszowi Szachogłuchowiczowi i dr. inż. Januszowi Torzewskiemu za pomoc w realizacji długotrwałych badań, życzliwość i przyjazną atmosferę pracy.

Pragnę podziękować całej mojej rodzinie i najbliższym mi osobom za motywowanie, cierpliwość i wszelkie wsparcie podczas dążenia do obranego celu.

Pracę dedykuję Rodzicom.

Wstęp	9
1. Techniki przyrostowe w zastosowaniach inżynierskich	12
1.1. Istota wytwarzania przyrostowego	12
1.2. Techniki przyrostowe do wytwarzania struktur metalowych	14
1.3. Mechanizmy spajania materiałów w łożu proszkowym	18
2. Rozwój technik wytwarzania kół zębatych	22
2.1. Techniki kształtowania ubytkowego	22
2.2. Techniki wytwarzania przyrostowego	29
2.2.1. Wytwarzanie kół zębatych z wykorzystaniem tworzyw sztucznych	29
2.2.2. Wytwarzanie kół zębatych z wykorzystaniem proszków metali	37
3. Badania wytrzymałości zmęczeniowej kół zębatych	49
3.1. Metody badań wytrzymałości zmęczeniowej kół zębatych	49
3.2. Wytrzymałość zmęczeniowa kół zębatych wytworzonych konwencjonalnie.	58
3.3. Wytrzymałość zmęczeniowa kół zębatych wytworzonych przyrostowo	76
4. Podsumowanie i wnioski z analizy stanu problemu	83
5. Cele i zakres pracy	89
6. Program badań	91
6.1. Plan badań	91
6.2. Przygotowanie materiału i próbek do badań	93
6.3. Wykorzystane metody badawcze	97
7. Opracowanie procesu wytwarzania przyrostowego techniką SLM stali 21NiCrMo2	104
7 1 Badania materiału wsadowego	104
7.2. Dobór parametrów wytwarzania	107
7.2.1. Badania porowatości	107
7.2.2. Wyniki badań strukturalnych	123
7.2.3. Badania właściwości mechanicznych i analiza wstępnych wyników badań zmęczeniowych	w 131
7.2.4. Podsumowanie procesu doboru parametrów wytwarzania	139
8. Wpływ obróbki cieplno-chemicznej na właściwości stali 21NiCrMo2 wytwarz:	anej
techniką SLM	141
8.1. Realizacja procesu obróbki cieplno – chemicznej	141
8.2. Analiza mikrostruktury po procesie obróbki cieplno-chemicznej	142
8.3. Pomiar twardości materiału	144
8.4. Badania naprężeń własnych	146

Spis treści

8.5. Badania statycznej próby rozciągania	150
9. Proces technologiczny wytwarzania kół zębatych z wykorzystaniem	
techniki SLM	153
9.1. Opracowanie modelu CAD koła zębatego na potrzeby procesu wytwarzar przyrostowego SLM	iia 153
9.2. Wpływ procesu obróbki wykańczającej na strukturę geometryczną i masę zębatych wytwarzanych techniką SLM	kół 160
9.3. Badania strukturalne kół zębatych wytworzonych techniką SLM	167
9.3.1. Badania porowatości	167
9.3.2. Badania mikrostrukturalne	173
9.3.3. Pomiary twardości	175
9.4. Podsumowanie procesu technologicznego wytwarzania kół zębatych ze st 21NiCrMo2 techniką SLM	ali 177
10. Badanie zmęczeniowej trwałości stykowej	180
10.1. Metodyka badań zmęczeniowych	180
10.1.1. Opis konfiguracji badań zmęczeniowych	180
10.1.2. Metody rejestracji zmian zmęczeniowych	186
10.2. Analiza wyników badań kół wytworzonych konwencjonalnie	189
10.3. Analiza wyników badań dla kół wytworzonych techniką SLM	201
10.4. Mechanizm zużywania powierzchni bocznych zębów kół zębatych wytworzonych techniką SLM	219
11. Podsumowanie i wnioski końcowe	225
Streszczenie pracy w języku polskim i angielskim	231
Literatura	235

Symbol	Oznaczenie	Jednostka	
А	wydłużenie względne próbki proporcjonalnej przy zerwaniu	%	
A	udział procentowy pola powierzchni wykruszeń względem całkowitej	0/	
$A_{\sigma H}$	powierzchni boku zęba	70	
ABS	Akrylonitrylo-butadieno-styren		
AM	(ang. Additive Manufacturing) – wytwarzanie przyrostowe	-	
Ar	rzeczywista powierzchnia styku współpracujących boków zęba	mm ²	
CAD	(ang. Computer Aided Design) – komputerowe wspomaganie	_	
	projektowania	_	
САМ	(ang. Computer Aided Manufacturing) – komputerowe wspomaganie	_	
	wytwarzania	_	
DLP	(ang. Digital Light Processing) – wytwarzanie przyrostowe	_	
	z wykorzystaniem żywic światło utwardzalnych	_	
DMD	(ang. Direct Metal Deposition) – wytwarzanie przyrostowe części	_	
	metalowych na bazie napawania laserowego		
DMLS	(ang. Direct Metal Laser Sintering) - bezpośrednie spiekanie laserowe	_	
DMLS	metali	_	
FDM/FFF	(ang. Fused Deposition Modeling) - osadzanie stopionego materiału/		
	(ang. Fused Filament Fabrication) – osadzanie włókna ciągłego		
FhtF	normatywna grubość warstwy utwardzonej kół zębatych poddawanych	mm	
	badaniom wytrzymałości zmęczeniowej stykowej		
fp	odchyłka podziałki w przekroju normalnym	μm	
Fp	odchyłka sumaryczna podziałek (błąd skumulowany)	μm	
Fr	bicie promieniowe uzębienia F _r	μm	
\mathbf{f}_{u}	błąd równomierności podziałek	μm	
${ m f}_{ m flpha}$	odchylenie profilu zęba w przekroju normalnym	μm	
$f_{H\alpha}$	Odchyłka nachylenia profilu zęba	μm	
Fα	odchyłka całkowita profilu zębów w przekroju normalnym	μm	
λ	grubość filmu olejowego	μm	
h _d	odległość między wektorami naświetlania	mm	
KK	oznaczenie koła modelowego wytwarzanego konwencjonalnie	-	
KS	oznaczenie koła modelowego wytwarzanego techniką SLM	-	
LENG	(ang. Laser Engineered Net Shaping) - laserowe formowanie		
LENS	proszkowe	-	
LOF	(ang. Lack of fusion) – brak przetopu, typ porowatości wynikający		
LOI	z braku całkowitego przetopu materiału	-	
LOM	(ang. Laminated Object Manufacturing) – laminowanie arkuszy		
	materiału	-	
MK	oznaczenie próbek wykonanych z materiału rodzimego	-	
N	liczba cykli obciążenia podczas badań wytrzymałości zmęczeniowej		
	stykowej		
NF	liczba cykli do zniszczenia próbki podczas niskocyklowych badań		
111	zmęczeniowych		
NH	oznaczenie próbki w stanie po nawęglaniu i hartowaniu	-	
NHO	oznaczenie próbki w stanie po nawęglaniu, hartowaniu i odpuszczaniu	-	

Wykaz ważniejszych oznaczeń stosowanych w monografii

р	współczynnik istotności statystycznej			
PA	poliamid			
PBF	(ang. Powder Bed Fusion) – stapianie w łożu proszkowym			
	(ang. Powder Bed Fusion/Laser Beam of Metals) – określenie grupy			
PBF/LB-M	metod stapiania w łożu proszkowym wg. normy	-		
	ISO/ASTM 52926-2:2023			
PL	moc wiązki lasera w procesie wytwarzania techniką SLM	W		
PLA	polilaktyd	-		
D	udziału pustek względem całej powierzchni przekroju	0/2		
ГХҮ	w płaszczyźnie XY	%0		
D	udziału pustek względem całej powierzchni przekroju	07		
ΓYZ	w płaszczyźnie YZ	70		
De	średnia wartość udziału pustek wyznaczona na bazie pomiarów	0/		
Pρ	w płaszczyźnie XY i YZ	70		
Pa	średnie arytmetyczne odchylenie profilu od linii średniej			
Кå	chropowatości	μΠ		
Re	granica plastyczności	MPa		
R _m	wytrzymałość doraźna na rozciąganie			
R _{0,2}	umowna granica plastyczności			
D a	największa wysokość chropowatości według dziesięciu punktów			
ΝZ	profilu	μΠ		
SLM	(ang. Selective Laser Melting) – selektywne stapianie laserowe			
SLS	(ang. Selective Laser Sintering) – selektywne spiekanie laserowe	-		
$t_{\rm L}$	grubość warstwy proszku w procesie wytwarzania SLM			
VED	(ang. Volumetric Energy Density) –gęstość energii wiązki lasera			
VED	(w ujęciu objętościowym)			
Vs	prędkość naświetlania wiązki w procesie wytwarzania techniką SLM	mm/s		
WEDM	(ang. Wire Electrical Discharge Machining) – cięcie elektroerozyjne	-		
WO	oznaczenie próbki w stanie po wyżarzaniu odprężającym	-		
X1,X2,X3	zmienne niezależne w modelu statystycznym	-		
У	zmienna zależna w modelu statystycznym	-		
ßm ßmn	współczynnikami regresji poszczególnych członów modelu			
pin,pini	statystycznego, (m=1,2,3; n=1,2,3)	_		
E	błąd modelu statystycznego	%		
\mathcal{E}_a	całkowity wskaźnik zazębienia	-		
Eac	odkształcenie całkowite próbki podczas niskocyklowych badań			
	zmęczeniowych	/0		
σ	ogólne oznaczenie naprężeń	MPa		
σ_{H}	maksymalna wartość naprężeń stykowych rzeczywistego zazębienia	MPa		
6	nominalne naprężenie stykowe w biegunie bezodchyłkowego	MDo		
0 _{HO}	zazębienia	1 VII a		
η_0	lepkość dynamiczna oleju	$N \cdot s/m^2$		

Wstęp

Towarzyszący czwartej rewolucji przemysłowej ustawiczny rozwój technologii przyrostowych (ang. Additive Manufacturing), umożliwia coraz szersze wdrażanie produkcji trójwymiarowych elementów poprzez nakładanie kolejnych warstw materiału, których postać wynika z poszczególnych przekrojów modelu CAD. Pozwala to na zwiększenie elastyczności produkcji, głównie pod względem wytwarzania elementów o skomplikowanej geometrii. Analiza rynku przeprowadzona przez Wohlers Associates [1] wykazała, że największy, 34-procentowy udział w produkcji elementów przy użyciu technologii addytywnych mają części użytkowe (rys. 1) [1]. Wynika to z możliwości ich wytwarzania często z pominięciem zakładów produkcyjnych, ponieważ gotowe wyroby o złożonej geometrii można otrzymywać w całości, często dowolnie personalizując ich kształt. Nowe możliwości wytwórcze, będące czynnikiem powiązania zaawansowanych technologii logistycznych połączonych z automatyzacją, mogą mieć wpływ na gruntowną reorganizację handlu na świecie.



Rys. 1. Udział poszczególnych rodzajów elementów produkowanych przy użyciu technologii przyrostowych [1]

Według analiz przeprowadzonych przez Internationale Nederlanden Groep [2], wartość produkcji przy użyciu druku 3D dorówna w przyszłości wartości elementów wytwarzanych tradycyjnymi technologiami (rys. 2). Szacuje się, że sytuacja taka może wystąpić za około 20-40 lat. Na podstawie dostępnych danych można stwierdzić, że w najbliższych latach nastąpi istotny rozwój technik przyrostowych.



Rys. 2. Wykres zmiany wartości produkcji elementów przy użyciu technologii konwencjonalnych oraz addytywnych w kolejnych latach [2]

Z powyższych względów należy podejmować obszerne prace służące zmniejszaniu barier stojących przed implementacją dostępnych technologii w praktyce przemysłowej. Jednymi z najbardziej liczących się w kraju ośrodków zajmujących się tematyką druku 3D są: Politechnika Rzeszowska, Politechnika Wrocławska, Politechnika Świętokrzyska, Politechnika Gdańska, Politechnika Opolska, Politechnika Warszawska, Politechnika Poznańska i Wojskowa Akademia Techniczna. Najczęściej podejmowane tematyki badawcze w większości przypadków skupione są na wdrażaniu technik przyrostowych w obszar nowych procesów technologicznych z uwzględnieniem kwestii związanych z logistyką oraz praktycznym zastosowaniom metod przyrostowych w zakresie wytwarzanie części z proszków metalicznych i materiałów polimerowych, a także opracowaniu narzędzi wspomagających proces kontroli jakości gotowych wyrobów. Dostępne prace badawcze powstałe we wskazanych jednostkach istotnie przybliżyły techniki przyrostowe do etapu ich powszechnego stosowania w praktyce przemysłowej w ujęciu produkcji jednostkowej lub małoseryjnej.

Pomimo intensywnie prowadzonych prac naukowych wciąż identyfikowane są liczne, niewypełnione obszary badawcze związane głównie z trwałością zmęczeniową elementów wytworzonych technikami przyrostowymi i poznaniem mechanizmów ich zużycia. Ograniczona dostępność wyników badań w tym zakresie powoduje utrudniony proces planowania ich eksploatacji i powstanie ryzyka wystąpienia niespodziewanego uszkodzenia. Niniejsze opracowanie jest wynikiem realizacji własnego obszaru badawczego poświęconego ocenie przydatności techniki SLM (ang. Selective Laser Melting) w produkcji części mechanicznych układów napędowych, którą przeprowadzono w dwóch etapach. Pierwszy z nich dotyczył realizacji procesu technologicznego wytwarzania kół zębatych walcowych na bazie techniki SLM. W drugim przeprowadzono porównawcze badania wytrzymałości stykowe powierzchni czynnych zębów kół zębatych, wyniki których zestawiono z rezultatami uzyskanymi dla kół wytwarzanych technikami konwencjonalnymi z wykorzystaniem tego samego materiału i obróbki cieplno-chemicznej.

1. Techniki przyrostowe w zastosowaniach inżynierskich

1.1. Istota wytwarzania przyrostowego

Na przestrzeni ostatnich kilkunastu lat, kształtowanie przyrostowe stało się jedną z najpopularniejszych technologii wytwarzania różnego typu elementów prototypowych oraz użytkowych. Duże zainteresowanie wytwarzaniem przyrostowym w dużej mierze wynika z łatwego użytkowania większości urządzeń przyrostowych, ale także z coraz większej dostępności różnorodnych materiałów. W wielu gałęziach gospodarki technologia addytywna pozwala na skrócenie czasu projektowania nowych rozwiązań z uwagi na możliwość szybkiego wytworzenia prototypu lub gotowego elementu o bardzo złożonych kształtach. W większości przypadków części takie są trudne do uzyskania z wykorzystaniem tradycyjnych technik produkcyjnych. Przykładami tego typu elementów są formy wtryskowe z chłodzeniem konformalnym czy implanty stosowane w chirurgii rekonstrukcyjnej.

Wytwarzanie przyrostowe wybranego elementu polega na sukcesywnym dodawaniu warstwa po warstwie materiału, najczęściej metalu lub tworzywa sztucznego, realizowane na przeznaczonych do tego celu maszynach, nazywanych powszechnie drukarkami 3D. Jako źródło danych podczas drukowania wykorzystywany jest model geometryczny CAD, opracowany z wykorzystaniem odpowiedniego oprogramowania, na podstawie skanu 3D lub pobrany z baz plików dostępnych w źródłach internetowych. Po przetworzeniu pliku źródłowego w plik STL (ang. Standard Triangle Language) opisujących powierzchnię na bazie modelu geometrycznego CAD, czyli siatkę składającą się z trójkątów, krawędzi oraz punktów i eksporcie danych do odpowiedniego środowiska, zostają sprecyzowane konkretne parametry wytwarzania. Następnie zostaje wygenerowany plik maszynowy (.gcode), który ostatecznie zostaje przesłany do maszyny. Końcowym etapem wytwarzania jest tzw. postprocesing czy zbiór czynności mających na celu dostosować element do zamierzonej aplikacji, np. poprzez usunięcie dodatkowych podpór czy odcięcie detalu od platformy roboczej [3]–[5]. Schemat blokowy procesu wytwarzania przyrostowego został przedstawiony na schemacie, rys. 1.1.



Rys. 1.1. Podstawowy schemat wytwarzania przyrostowego

Wraz ze sformułowaniem pojęcia "wytwarzanie przyrostowe" sprecyzowano również inne terminy z nim związane, określające konkretny obszar zastosowań druku 3D. Są to RP (ang. Rapid Prototyping), RT (ang. Rapid Tooling), RM (ang. Rapid Manufacturing). Rapid Prototyping dotyczy szybkiego prototypowania pozwalającego na wytworzenie elementu w wersji koncepcyjnej przy niskich nakładach finansowych. Określenie "szybkie" nie zawsze dotyczy krótkiego czasu wytworzenia, a częściej możliwości wykonania elementu bez udziału dodatkowych maszyn - jedynie za pomocą urządzenia przyrostowego. Rapid Tooling, to obszar wykorzystujący technologie addytywne do wytwarzania narzędzi usprawniających procesy produkcyjne, w których wykorzystuje się inne metody, np. obróbkę skrawaniem. Rapid Manufacturing, to wykorzystywanie druku 3D do produkcji małoseryjnej detali użytkowych, często spersonalizowanych lub przystosowanych do specjalnych zastosowań [4]. Usytuowanie powyższych form druku 3D w procesie wytwarzania przyrostowego prototypu oraz w procesie produkcji zilustrowano na rys. 1.2.





Do każdego z etapów wytwarzania można przypisać różne techniki przyrostowe, co wiąże się z koniecznością uporządkowania terminologii wykorzystywanej do jednoznacznego opisu procesu druku 3D. Jedną z pierwszych w tym zakresie i powszechnie przyjętych jest klasyfikacja uwzględniająca sposób nakładania warstwy i podział materiałów do druku, zaproponowana przez D. Phama w pracy [6] (rys. 1.3), według której wyróżnia się następujące sposoby nakładania pojedynczej warstwy:

- 1D (pojedynczy kanał) nakładanie pojedynczej ścieżki materiału;
- 2x1D (podwójny kanał) nakładanie dwóch ścieżek materiałów równocześnie lub rozróżnienie ścieżki obrysu od ścieżek wypełnienia;
- szereg kanałów o jedynym wymiarze nałożenie/naświetlenie całej warstwy w jednym kierunku;
- 2D (kanał dwuwymiarowy) nałożenie/naświetlenie całej warstwy jednoczenie.

	1D - pojedynczy kanał	2x1D - podwójny kanał	Szereg kanałów o jednym wymiarze	2D - kanał dwuwymiarowy
Ciekłe polimery	SLA (Stereolitografia)	SLA (z podwójnym źródłem lasera)	MultiJet Printing	DLP, 3SP
Proszki metali/polimerów	SLS, LENS, LST, SDM, SLM	LST (z podwójnym źródłem lasera),SLM (z wielom a źródłami lasera)	3D printing/CJP	
Uplastyczniony materiał	FDM	FDM (w konfiguracji z dwoma ekstruderami)	Thermo Jet	
Materiał w postaci arkuszy	LOM, UAM			

Rys. 1.3. Klasyfikacja dwuwymiarowa technik przyrostowych [6]

W zakresie podziału materiałów wyróżnione zostały: polimery ciekłe, proszki metali/polimerów, materiały przetopione oraz w postaci arkuszy/folii. Ciągły rozwój metod przyrostowego wytwarzania powoduje, że niektóre z obecnie stosowanych technik nie wpisują się w żadną z ujętych w pracy [6] klasyfikacji, lecz dokonując bieżącej aktualizacji i uzupełnień może stanowić dobre źródło informacji w zakresie nakładania warstw i strategii naświetlania służących opracowywaniu nowych i modyfikacji stosowanych dotychczas technologii przyrostowych [3]. Temu celowi służy też rozwiązanie normatywne zawarte w normie ISO/ASTM 52900:2021 [N1], w której zamieszczono szczegółowy podział według kryterium sposobu podawania materiału i jego łączenia, wprowadzając pojęcia: wytłaczanie materiału, stapianie w łożu proszkowym, spajanie proszków spoiwami, łączenie arkuszy materiałów, fotopolimeryzacja żywic, natryskiwanie materiału oraz ukierunkowane osadzanie materiału.

1.2. Techniki przyrostowe do wytwarzania struktur metalowych

Rozwój konstrukcji inżynierskich często pociąga za sobą coraz bardziej złożoną geometrię ich elementów składowych, trudną lub niemożliwą do wytworzenia konwencjonalnymi technikami. Dlatego też coraz większa część struktur metalowych, w lotnictwie, kosmonautyce, motoryzacji czy medycynie jest wytwarzana przy użyciu technik przyrostowych. Produkcja części metalowych z wykorzystaniem technologii addytywnych może być oparta na różnych rozwiązaniach. Zhang Y. i inni [7] wyróżniają cztery główne grupy technik służących do wytwarzania elementów maszyn: stapianie osadzanego materiału (określane przez autorów jako DED – ang. Direct Energy Deposition), łączenie arkuszy materiałów (LOM - ang. Laminated Object Manufacturing)., natryskiwanie proszków spoiwem (ang. Binder Jetting) oraz największa grupę - stapianie w łożu proszkowym (PBF – ang. Powder Bed Fusion lub

PBF/LB-M [N1]). W pierwszej z wymienionych grup technik wykorzystywany jest materiał w postaci metalowego proszku lub drutu, który po aplikacji w miejsce naświetlania, jest stapiany przez wiązkę lasera, elektronów lub strumień plazmy. Jedną z podstawowych technik zaliczanych do tej grupy jest laserowe formowanie proszkowe (LENS - ang. Laser Engineered Net Shaping). Polega ona na wytworzeniu jeziorka przetopu, a następnie sukcesywnym podawaniu metalicznego proszku w strumieniu gazu osłonowego, zwykle argonu, wykorzystywanego zarazem do oczyszczania komory roboczej. Źródłem energii jest laser YAG o mocy od 750-1000 W. Niewątpliwą zaletą tej techniki jest możliwość podawania kilku różnych materiałów jednocześnie, a także budowa struktur gradientowych. Oprócz wytwarzania nowych elementów, laserowe formowanie proszkowe umożliwia również regenerację części uszkodzonych [8]-[10]. Do omawianej grupy technik należy zaliczyć także LMD (ang. Laser Metal Deposition) i DMD (ang. Direct Metal Deposition), których ogólna zasada działania jest zbliżona do techniki LENS. Różnice ograniczają się do praw autorskich, zastrzeżonych przez konkretnych producentów wymienionych urządzeń. Przytoczyć w tym miejscu należy również technikę IFF (ang. Ion Fusion Formation), w której jako materiał budulcowy wykorzystywany jest drut stapiany przez strumień plazmy [11].

Kolejna grupa technik przyrostowego wytwarzania bazuje na metodzie łączenia arkuszy materiałów LOM. Najczęściej wykorzystywana w tym przypadku jest technika ultradźwiękowa, czyli UAM (ang. Ultrasonic Additive Manufacturing), określana również jako konsolidacja ultradźwiękowa UC (ang. Ultrasonic Consolidation). Polega ona na nakładaniu na siebie kolejnych warstw materiałów w postaci cienkich blach, które są zgrzewane ultradźwiękowo z wykorzystaniem specjalnie ukształtowanej sonotrody wywierającej nacisk na zgrzewany arkusz w zakresie 0,5 - 2 kN. Po każdym cyklu zgrzania pojedynczego arkusza, jest on obrabiany techniką ubytkową (frezowaniem) na bazie modelu geometrycznego CAD. Metoda UAM/UC pozwala na łączenie materiałów o różnych właściwościach oraz na wykonywanie obróbki każdej aplikowanej warstwy służącej np. wykonaniu wewnętrznych kanałów chłodzących czy pustych przestrzeni zmniejszających masę własną elementu [12], [13].

Metody z rodziny Binder Jetting najczęściej wykorzystywane są podczas produkcji elementów z tworzyw sztucznych, np. 3DP – 3DPrinting, jednak przy zastosowaniu dodatkowej obróbki cieplnej istnieje również możliwość wytwarzania elementów metalowych. Materiał w postaci proszku rozkładany jest na platformie roboczej, a następnie łączony ciekłym spoiwem, które dostarczane jest za pomocą odpowiedniej głowicy. Proces ten ma charakter cykliczny i jest powtarzany do momentu utworzenia (warstwa po warstwie) zadanego modelu.

Detal wraz z otaczającym go proszkiem zostaje poddany procesowi wygrzewania w celu utwardzenia spoiwa. Tak otrzymany element określany jest mianem "zielonej części". Po oczyszczeniu elementu z niezwiązanego proszku. Kolejnym etapem jest poddanie wytworzonego detalu procesowi debindowania i spiekania. Operacje te mają na celu usunięcie lepiszcza, a także spowodować trwałe połączenie cząstek proszku metali. Wytworzone w ten sposób elementy charakteryzują się mniejszymi naprężeniami wewnętrznymi, niż wytwarzane technikami wysokoenergetycznymi, jednak po usunięciu lepiszcza częstym zjawiskiem jest występowanie licznych pustek, skurczu lub zniekształceń w objętości materiału [14]–[16].

Najliczniejszy zbiór technik przyrostowego wytwarzania stanowi grupa PBF (Powder Bed Fusion). W zależności od konstrukcji zastosowanego urządzenia i rodzaju źródła energii (laser lub wiązka elektronów), wyróżnia się w tym przypadku kilka technik. Do najpopularniejszych z nich należy zaliczyć: SLM (ang. Selective Laser Metling), wykorzystywana przez urządzenia firmy Nikon SLM Solution AG (Lubeka, Niemcy) Reinshaw (Wotton-under-Edge, Anglia) i DMG Mori (Tokyo, Japonia), a także technikę DMLS (ang. Direct Metal Laser Sintering) opatentowaną i wykorzystywana głównie przez firmę EOS GmbH (Karling, Nimecy). Z uwagi na wykorzystanie techniki SLM w obszarze badawczym niniejszego opracowania, to właśnie jej zostanie poświęcony szerszy opis.

Technikę SLM opracowano w Instytucie Fraunhofera (Aachen, Niemcy) w 1995 r. Proces wytwarzania tą techniką polega na cyklicznym rozprowadzaniu i stapianiu materiału. Cykl rozpoczyna się od rozłożenia proszku na platformie roboczej przez tzw. recouter (zasobnik proszku), wyposażony w elastomerowy element roboczy, który oprócz aplikowania materiału odpowiada również za jego zagęszczenie. Jako źródło energii potrzebnej do stapiania metalicznego proszku, wykorzystywany jest iterbowy laser włóknowy (o mocach od 20 W -1000 W), który poprzez włókna światłowodowe kieruje wiązkę do kolimatora a następnie przez precyzyjny układ galwanometryczny trafia do soczewki f-theta (w nowszych rozwiązania stosowany jest system 3D Optics). Soczewka skupiając wiązkę oraz nadając jej odpowiedni kształt pozwala uzyskać ogniskową na określonej wysokości, niezależnie od kąta naświetlania [17]. Nowoczesne urządzenia firmy Nikon SLM Solution AG wyposażone są w systemy multi-laserowe, które umożliwiają jednoczesne naświetlanie wielu obszarów danej warstwy, co w znaczny sposób podnosi wydajność produkcji. W celu zmniejszenia gradientów temperaturowych, platforma robocza urządzenia jest ogrzewana (maksymalnie do temperatury 200°C). Po zakończeniu procesu stapiania, platforma obniża się o grubość pojedynczej warstwy (20 – 100 μm) i cykl rozpoczyna się od początku. Całość odbywa się w komorze wypełnionej argonem, celem minimalizacji niepożądanych reakcji chemicznych, m.in. w wyniku kontaktu

materiału z tlenem [18], [19]. Stapianie materiału odbywa się zgodnie z przyjętą strategią naświetlania, której parametry ustalane są na etapie przygotowywania pliku wsadowego w dedykowanym oprogramowaniu. W systemach Nikon SLM Solution AG jest to moduł SLM Metal Build Processor dołączany do środowiska Magics.

Dodatkowym elementem, często występującym podczas wytwarzania części techniką SLM, są tzw. konstrukcje podporowe. Ich zadaniem jest umożliwienie wytwarzania powierzchni nawisowych lub znajdujących się pod kątem mniejszym niż 35°. Pozwalają one również rozproszyć ciepło procesowe oraz zminimalizować zniekształcenie geometryczne wywołane naprężeniami wewnętrznymi [20]. Z uwagi na późniejszą konieczność usunięcia elementów podporowych, ważne jest aby przyjęta orientacja modelu względem platformy roboczej zakładała jak najmniejszą ich ilość z uwagi na rosnące koszty związane z późniejszym postprocesingiem. Najczęściej wykorzystywaną metodą do usunięcia podpór jest obróbka ubytkowa czyli frezowanie lub toczenie, a także zastosowanie elektrodrążarek drutowych. Dodatkowo do obszaru postprocesingu zalicza się obróbkę cieplną, np. w postaci utwardzania wydzieleniowego, prasowania izostatycznego na gorąco (HIP – ang. Hot Isostatic Pressing), a także mechaniczną obróbkę powierzchni [21]–[23].

Wiele prac badawczych poświęconych technice SLM dotyczy wpływu orientacji wytwarzania na właściwości wytrzymałościowe wykonanych części i doborze parametrów wytwarzania [24]–[27]. Prace te ukierunkowane są na określenie wartości czterech podstawowych wielkości: mocy wiązki lasera [W], prędkości naświetlania [mm/s], odległości między wektorami naświetlania [mm] i grubości stapianej warstwy [mm]. Wielkości te w formie graficznej przedstawiono na rys. 1.4.



Rys. 1.4. Graficzna prezentacja parametrów wytwarzania przyrostowego techniką SLM [27]

Modyfikacja wartości wymienionych parametrów wpływa na zmiany w zakresie gęstości materiału, jego mikrostruktury, właściwości mechanicznych, a także obecności naprężeń szczątkowych. Dlatego też ważne jest, aby w trakcie opracowywania procesu mieć świadomość zjawisk, które zachodzą w materiale oraz uwzględnić warunki pracy elementu wytwarzanego w celu odpowiedniego zrównoważenia cech produktu.

1.3. Mechanizmy spajania materiałów w łożu proszkowym

Spajanie materiału w łożu proszkowym stanowi obecnie jedną z podstawowych metod przyrostowego wytwarzania elementów użytkowych [18]. Podczas łączenia cząstek materiału, jako źródło energii najczęściej wykorzystywana jest wiązka lasera lub elektronów. Na skutek wysokiej temperatury podczas realizacji procesu wytwarzania przyrostowego dochodzi do wielu zjawisk fizyko-chemicznych, które wpływają na późniejszą strukturę materiału. Kruth i inni [28] rozróżnili cztery podstawowe typy mechanizmów łączenia w zależności od warunków procesu wytwarzania (rys. 1.5).



Rys. 1.5. Klasyfikacja mechanizmów łączenia podczas wytwarzania przyrostowego [28]

Spiekanie w stanie stałym zachodzi w temperaturze niższej od temperatury topnienia materiału. Jednym z najważniejszych zjawisk pozwalającym na połączenie cząstek materiału jest dyfuzja. Dzięki niej atomy przemieszczają się między cząsteczkami proszku tworząc tzw. "szyjkę". Główną zaletą spiekania w stanie stałym jest możliwość łączenia różnorodnych materiałów, jednak tylko i wyłącznie w przypadku utrzymania odpowiedniej temperatury procesu, aby zapewnić dostateczną wartość energii kinetycznej do przemieszczania wakansów przez granicę ziaren [29]. Wadą tej metody jest powstawanie pustek między cząstkami, które m.in. obniżają właściwości mechaniczne wytworzonych elementów. Podstawową techniką wykorzystującą powyższy mechanizm jest technika SLS (ang. Selective Laser Sintering) z grupy PBF.

Wiązanie indukowane chemicznie, to mechanizm łączenia cząstek w wyniku powstawania związków chemicznych będących spoiwem na skutek krótkotrwałego odziaływania wiązki lasera. Zjawisko to w zależności od materiału i warunków wytwarzania, może powodować powstawanie różnych lepiszczy. Klocke i inni [30] wykorzystywali technikę SLS do łączenia cząstek SiC. W wyniku dostarczenia odpowiednio dużej wartości energii, dochodziło do ich częściowego rozpadu na cząstki krzemu oraz węgla, a wolny krzem tworzył związki z tlenem (SiO₂), które stanowiły spoiwo między cząstkami SiC.

Spiekanie w fazie ciekłej to mechanizm łączenia, którego ostateczna postać zależy od zastosowanych materiałów. W przypadku użycia dwóch różnych składników, np. Cu i Fe, jeden z nich (w tym przypadku Cu) stanowi spoiwo, natomiast cząstki Fe pozostają nieprzetopione (rys. 1.6). Takie połączenie sprzyja zmniejszeniu ilości porów na skutek sił kapilarnych, jednak całkowite ich wyeliminowanie wymaga dodatkowej obróbki w postaci prasowania izostatycznego (HIP) lub stosowania infiltracji materiałem o niskiej temperaturze topnienia [28].



Rys. 1.6. Częściowe przetopienie mieszaniny proszków Cu i Fe (a - niestopione cząstki Fe, b - spoiwo w postaci przetopionych cząstek Cu, c - pory) [28]

Możliwe jest również stosowanie proszków powlekanych polimerami, które w wyniku przetopu stanowią spoiwo, a otrzymany element określany jest jako "zielona część". Próby zastosowania tego typu rozwiązania prowadzili McAlea i inni [31], wykorzystując cząstki stali powleczone termoplastycznym materiałem. Następnie w wyniku infiltracji miedzią lub brązem otrzymany został element, określany mianem "części brązowej", bez udziału porów.

Kolejny mechanizm łączenia bazuję na łączeniu cząstek w wyniku ich pełnego przetopu. Zjawisko to jest wykorzystywane podczas produkcji części między innymi przy użyciu technik SLM i DMLS. Omawiany mechanizm łączenia zachodzi w procesie wytwarzania elementów z proszków metali w postaci czystej lub stopowej. W wyniku tego możliwe jest otrzymywanie części o bardzo małym udziale pustek w strukturze materiału, nie przekraczającym 0,1% [32]–[34]. Właściwości mechaniczne elementów wytarzanych z wywołaniem pełnego przetopu mogą być porównywalne, co do wartości, z elementami wytwarzanymi technikami konwencjonalnymi, jednak z uwagi na dużą częstotliwość występowania wysokich gradientów temperaturowych spowodowanych stapianiem kolejnych warstw, a także niepoprawnie przyjętymi wartościami parametrów wytwarzania, często obserwowane są zjawiska tworzenia się porowatości oraz mikropęknięć strukturalnych, które mogą stać się źródłem obniżenia m.in.

wytrzymałości zmęczeniowej. Dlatego w technikach wykorzystujących pełny przetop bardzo ważnym jest dobór parametrów wytwarzania oparty na analizie porowatości, naprężeń wewnętrznych, a także mikrostruktury pod kątem pęknięć i innych niedoskonałości, w celu minimalizacji udziału ich występowania.

Neghlani w pracy [35] wyróżniła dwa główne typy porowatości występujących w strukturze próbek wytworzonych z Inconelu 718. Były to porowatości o kształcie obłym (porowatość gazowa) oraz nieregularnym z ostrymi zakończeniami, powstające w wyniku brak odpowiedniego przetopu i określane przez niektórych autorów jako pory niesferyczne [36] lub, w przypadku ich podłużnych kształtów, pory igiełkowe. Pory obłe występują z powodu zamknięcia gazu ochronnego między cząsteczkami materiału oraz w jeziorku przetopu, a ich powstawaniu sprzyja duża wilgotność proszku. Z tego względu Nikon SLM Solution AG dla większości stosowanych proszków metali ogranicza dopuszczalną ich wilgotność do 10% [37]. Porowatości o kształcie nieregularnym powstają w wyniku zbyt małej wartości energii wiązki lasera dostarczanej do miejsca stapiania proszku, w wyniku czego nie dochodzi do całkowitego przetopienia warstwy. Wewnątrz tego typu porów występują bardzo często nieprzetopione lub spieczone ziarna materiału (rys. 1.7). Powszechnym zjawiskiem, jest również obecność defektów podpowierzchniowych oraz podskórnych, które często klasyfikowane są jako pory nieregularne, a ich rozróżnienie jest związane z miejscem występowania w strukturze materiału [40].



Rys. 1.7. Widok dwóch podstawowych typów porowatości w strukturze stali H13 [badania własne]

Jia i inni wykazali w pracy [38], że porowatość może powstawać w wyniku zbyt dużej prędkości skanowania i wysokiej lepkości przetopionego materiału, co bezpośrednio wpływa na niestabilność jeziorka przetopu. Duży gradient napięcia powierzchniowego może doprowadzić do powstawania pustek za wiązką lasera z uwagi na rozpad jeziorka przetopu.

W wyniku tego zjawiska materiał zastyga w formie "wysp", między którymi występują pustki [39]. W odmienny sposób tworzy się porowatości typu "keyhole", zidentyfikowanej przez specjalistów z Nikon SLM Solution AG [37]. Materiał z uwagi na dostarczenie zbyt dużej wartości energii, wydostaje się poza jeziorko przetopu na skutek jego wrzenia. Jednak bez względu na kształt i genezę powstania, pory są koncentratorami naprężeń, co sprzyja inicjacji pęknięć w ich obszarze i wpływa na obniżenie właściwości wytrzymałościowych materiału.

Równie niebezpiecznymi defektami, są pęknięcia powstające na etapie krzepnięcia materiału stopionego podczas przyrostowego wytwarzania. Proszki metali charakteryzują się złożonym składem chemicznym, a każdy ze składników posiada inny przebieg linii likwidusu. Ciepło wytwarzane podczas procesu stapiania przekazywane jest w głównej mierze z jeziorka przetopu do materiału w stanie stałym, a stosunkowo niewielka jego ilość przenika do nieprzetopionego proszku i w wyniku konwekcji - do komory roboczej. Jako pierwsze krzepną zewnętrzne obszary jeziorka, w których powstają kryształy komórkowo-dendryczne o zwiększających się rozmiarach w kierunku środka jeziorka przetopu. Z uwagi na niższą temperaturę topnienia niektórych składników, dochodzi do zamknięcia płynnego materiału pośród fazy stałej. Powstanie naprężeń szczątkowych, które przypisuje się skurczowi termicznemu, powoduje zwiększenie objętości przestrzeni, w której znajduje się materiał w fazie płynnej lub półpłynnej. Po przekroczeniu granicy wytrzymałości na rozciąganie materiału w stanie stałym następuje inicjacja pęknięcia w obszarze wypełnionym fazą ciekłą. Zjawisko to określane jest mianem pękania na gorąco [40]–[42]. Inny przebieg pękania na gorąco opisali w swojej pracy Y. Chen i inni [43]. Ich inicjacja ma miejsce w górnej warstwie jeziorka przetopu. W momencie krzepnięcia fazy płynnej, zwiększa się jej lepkość, przez co następuje zmniejszenie zdolności do wypełniania przestrzeni między ramionami dendrytu. W wyniku skurczu, niewypełniona przestrzeń jest potencjalnym źródłem inicjacji pęknięcia, jednak stapianie kolejnych warstw proszku najczęściej prowadzi do niwelacji lub istotnego zmniejszenia lokalnej koncentracji naprężeń.

Liczna grupa defektów struktury mogących wystąpić w materiale wytworzonym przyrostowo techniką SLM obrazuje znaczenie zarówno doboru właściwych parametrów procesu wytwarzania, zachowania rygorystycznych warunków przebiegu tego procesu jak i przeprowadzenia skutecznych obróbek postprocesowych. Przed przystąpieniem do procesu wydruku fundamentalną sprawą jest wiedza dotycząca przyczyn powstawania poszczególnych typów wad i wykorzystanie jej podczas weryfikacji właściwości strukturalnych wydruku w dążeniu do uzyskania części o wysokiej gęstości, mającej istotny wpływ na właściwości wytrzymałościowe wyrobu.

2. Rozwój technik wytwarzania kół zębatych

2.1. Techniki kształtowania ubytkowego

Wytwarzanie kół zębatych jest jednym z najtrudniejszych etapów procesów produkcyjnych maszyn i mechanizmów. Dotyczy to w szczególności wykonania wieńca zębatego, co wymaga zastosowania wielu specjalistycznych narzędzi obróbkowych, a także przyrządów pomiarowokontrolnych przeznaczonych do określenia poprawności geometrycznej wyrobu. W procesie produkcyjnym kół zębatych wyróżnia się dwa główne etapy. Pierwszy obejmuje technologię koła bez uzębienia (tzw. otoczki), natomiast drugi etap związany jest z nacinaniem zębów [44].

Z uwagi na dużą różnorodność typów kół zębatych, wyróżnia się wiele technik ich wytwarzania, często dedykowanych dla konkretnego rodzaju uzębienia. Większość procesów produkcyjnych wieńców zębatych składa się z kolejnych dwóch etapów: obróbki zgrubnej, np. nacinania i obróbki wykańczającej, np. szlifowania, docierania, poprzedzonej często odpowiednią obróbką cieplną. M. Feld w pracy [44] przedstawił kilka ramowych procesów technologicznych wykonywania kół zębaty walcowych, wyróżniając poszczególne ich etapy w zależności od zamierzonego efektu końcowego. Jako reprezentatywny dla kół zębatych stalowych, można przytoczyć konwencjonalny proces technologiczny nawęglanych i hartowanych kół walcowych obejmujący:

- a) wstępne wykonanie otworu oraz obróbka zgrubna pozostałych powierzchni;
- b) przeciąganie otworu z wielowypustem lub rowkiem wpustowym z pozostawieniem naddatku na obróbkę wykańczającą;
- c) obróbka kształtująca powierzchnie zewnętrzne z bazowaniem na otworze:
- d) nacięcie zębów;
- e) nawęglanie;
- f) hartowanie oraz odpuszczanie;
- g) obróbka wykańczająca otworu z bazowaniem na zębach;
- h) obróbka wykańczająca zębów z bazowaniem na otworze;
- i) kontrola jakości.

Z uwagi na obszerny zakres przedstawionych powyżej czynności, w dalszej części opisu zasadnicza uwaga zostanie skupiona na przedstawieniu wybranych, najczęściej stosowanych technik wytwarzania wieńców kół zębatych walcowych, do których zalicza się [45]:

- a) Techniki kształtowania ubytkowego:
 - metoda obwiedniowa;
 - metoda kształtowa;

- metoda kopiowa rzadko wykorzystywana;
- b) Techniki wykorzystujące obróbkę plastyczną:
 - tłoczenie lub wykrawanie;
 - ciągnienie lub wytłaczanie;
 - kucie;
 - walcowanie;
- c) Techniki bezwiórowe:
 - odlewanie;
 - metalurgia proszków;
 - formowanie wtryskowe termoplastów.

Najczęściej wykorzystywaną grupą technik wytwarzania kół zębatych są techniki kształtowania ubytkowego, nazywane również technikami wiórowymi, a w szczególności metody obwiedniowe i kształtowe [46]. Metody obwiedniowe polegają na obróbce skrawaniem boków zęba poprzez kolejne położenia krawędzi skrawającej narzędzia. Istnieją różne odmiany metody obwiedniowej. Metody Maaga oraz Suderlanda wykorzystują jako narzędzie zębatkę (listwe zębatą), która poprzez ruch dłutujący (metoda Maaga) lub strugający (metoda Suderlanda) nacina na kole poszczególne zęby. Wymienione metody z uwagi na przerywany charakter procesu są stosunkowo niskowydajne, a ich obszar zastosowań to głównie koła o dużych wymiarach geometrycznych. W metodzie Fellowsa wykorzystywane jest narzędzie dłutujące w postaci koła zębatego, co umożliwia nacinanie kół o uzębieniu wewnętrznym. Dodatkowo, dzięki zastosowaniu narzędzi składanych, możliwe jest wytworzenie kilku wieńców zębatych na jednym kole podczas pojedynczego procesu nacinania. Przy użyciu wymienionych powyżej metod, możliwe jest wykonywanie kół o uzębieniu prostym i śrubowym, jednak należy zaznaczyć, że każda z nich wymaga zastosowania obrabiarki wyposażonej w podzespoły zapewnianiające odpowiednie skorelowanie ruchów roboczych oraz jałowych, a także wyposażenia w narzędzia o wymaganej geometrii zarysu zęba [44]. Do technik obwiedniowych zaliczana jest również metoda Pfautera, polegająca na obróbce mechanicznej frezem ślimakowym. W tym przypadku zęby nacinane są w trakcie ruchu postępowego freza ślimakowego z jednoczesnym ruchem obrotowym elementu obrabianego. Frezowanie obwiedniowe należy do grupy obróbek ciągłych, co czyni ją metodą bardzo wydajną. Na rys. 2.1 przedstawiono schematy ideowe omówionych metod obwiedniowych.



Rys. 2.1. Schematy poszczególnych metod obwiedniowych: a) metoda Maaga, b) metoda obwiedniowa frezem ślimakowym, c) Metoda Fellowsa (uzębienie zewnętrzne), d) Metoda Fellowsa (uzębienie zewnętrzne) [47]

W drugiej grupie kształtowania ubytkowego wieńców zębatych (metodzie kształtowej) wykorzystuje się narzędzia w postaci frezów modułowych lub trzpieniowych, których geometria ostrza odpowiada zarysowi wrębu wieńca zębatego (rys. 2.2). Z tego względu jeden rodzaj narzędzia stosowany jest do nacinania kół o zbliżonej liczbie zębów i określonej wartości modułu. Stanowi to istotne ograniczenie, a dodatkową wadą tej metody jest mała dokładność obróbki mechanicznej z uwagi na błędy ustawienia narzędzia względem obrabianej otoczki, a także niedokładność wykonania samego narzędzia. Dlatego też, obróbkę kształtową wykorzystuje się najczęściej do przeprowadzania obróbki zgrubnej [48].



Rys. 2.2. Schemat obróbki koła zębatego metodą kształtową: a) frezem modułowym krążkowym b) frezem modułowym trzpieniowym [47]

W grupie technik wykorzystujących obróbkę plastyczną, do formowania kół zębatych wykorzystuje się zjawisko odkształcenia plastycznego materiału. W tym celu wykorzystuje się różnego rodzaju stemple oraz matryce, które kształtem odpowiadają geometrii wytwarzanych kół, które formowane są z materiałów plastycznych, najczęściej takich jak stale nisko- oraz średniowęglowe, stopy mosiądzu oraz aluminium. Techniki tłoczenia i wykrawania stosowane są w wielkoseryjnej produkcji kół zębatych z prefabrykatów w postaci blach o grubości 0,25 mm - 3 mm. Koła tak wykonane znajdują zastosowanie w mechanizmach nisko i średnio obciążonych [45]. Kucie matrycowe na zimno lub na gorąco jest techniką, przy użyciu której produkowane są koła zębate walcowe oraz stożkowe poprzez odkształcenie plastyczne materiału wymuszane siłą nacisku matrycy na prefabrykat. Prowadzi to do plastycznego płynięcia materiału, które ograniczane jest poprzez ścianki wykroju. Po odciążeniu matrycy, konieczne jest usunięcie tzw. wypływki. Dzięki tej metodzie otrzymywane koła charakteryzują się wysoką dokładnością kształtowo-geometryczną, a także wysoką wytrzymałością zmęczeniową [49]. Do grupy technik wykorzystujących obróbkę plastyczną zaliczane jest również walcowanie stosowane do produkcji kół zębatych o zębach prostych i śrubowych. W tym przypadku prefabrykat umieszczany jest między przeciwbieżnymi listwami (szczękami) i kołami zębatymi o wysokiej twardości lub odkształcany przez specjalnie ukształtowane narzędzia (walcowanie na tokarkach). Metoda ta jest bliźniacza do metod otrzymywania wielowypustów czy gwintów poprzez nagniatanie.

Ostatnią grupą technik wytwarzania kół zębatych, są techniki bezwiórowe, których stosowanie zapewnia wykonywanie nie tylko wieńców zębatych, ale również przeprowadzanie procesu produkcji całych kół zębatych. Jednak znaczącą ich wadą jest niska klasa dokładności wykonania wyrobu. Odlewanie należące również do omawianej grupy, stosowane jest do produkcji kół zębatych o modułach większych niż 5 mm z uwagi na aspekty ekonomiczne. Metoda wtrysku dedykowana jest do kół z tworzyw sztucznych, które wciąż zyskują na swojej popularności, głównie z uwagi na dobre właściwości tłumiące, cichobieżność czy możliwość pracy bez udziału czynnika smarującego. Natomiast proces spiekania z proszków metali jest wykorzystywany częściej w przypadku gdy koła mają pracować w podwyższonej temperaturze lub/i przenosić duże obciążenia [45], [50]–[52].

Zapewnienie odpowiednich właściwości mechanicznych wytworzonych kół zębatych wymaga bardzo często zastosowania dodatkowej obróbki cieplnej, do której zalicza się m.in. hartowanie i odpuszczanie, a także obróbki cieplno-chemicznej prowadzonej w podwyższonej temperaturze i w środowisku związków chemicznych oddziałowujących na powierzchnię wieńca zębatego. Do najczęściej stosowanych procesów cieplno-chemicznych zalicza się:

nawęglanie, azotowanie i cyjanowanie, a także ich połączenia. Uzyskana wysoka twardość warstwy wierzchniej (WW) okazuję się być jednak problemem w zakresie obróbki wykańczającej, której konieczność zastosowania wynika z dążenia do osiągnięcia określonej klasy dokładności wykonania. Obecnie norma PN-ISO 1328-1:2015 [N2], określa 11 klas dokładności wykonania kół zębatych, przy czym klasa 11 jest najniższą.

Otrzymanie odpowiednich wartości parametrów geometrycznych można otrzymać jedynie przez właściwie dobraną obróbkę wykańczającą, jednak jej rodzaj zależy nie tylko od docelowej klasy dokładności czy wymagań dotyczących geometrycznej struktury powierzchni, ale również od stanu powierzchni materiału koła zębatego, a w szczególności jego twardości. M. Feld w pracy [44] zamieścił diagram pokazujący zalecane obróbki wykańczające dla kół zębatych walcowych w zależności od twardości powierzchniowej materiału (rys. 2.3).



Rys. 2.3. Klasyfikacja techniki obróbki wykańczającej w zależności od twardości powierzchni bocznej zębów [44] Koła zębate w stanie miękkim są to koła, które nie zostały poddane obróbce cieplnej lub poddane jedynie ulepszaniu cieplnemu, po którym twardość powierzchniowa osiąga wartość nie większą niż 40 HRC. W takim przypadku na obróbkę wykańczającą składają się dwie podstawowe techniki: wiórkowanie i nagniatanie. Zastosowanie wiórkowania umożliwia uzyskanie w od 5 do 7 klasy dokładności wykonania oraz wprowadzanie modyfikacji zarysu zęba poprzez rozpoczęcie obróbki wieńca na pewnej wysokości. [44], [50], [48].

Nagniatanie jest bezwiórową metodą wykańczania powierzchni, wykorzystującą odkształcenie plastyczne materiału dla zapewnienia odpowiedniej chropowatości powierzchni, co wpływa na poprawę właściwości zmęczeniowych koła zębatego [53]. Do przeprowadzenia tej obróbki wykorzystywane są zestawy kół (układy z trzema lub dwiema rolkami/kołami) wytworzone z twardszego materiału, zazwyczaj stali HSS, wśród których jedno jest kołem czynnym, a drugie - biernym. Czas trwania procesu jest znacznie krótszy od wiórkowania, jednak w przeciwieństwie do wiórkowania nie umożliwia przeprowadzenia korekcji zarysu zęba [44], [50].

Znacznie większą grupę kół stosowanych obecnie w przemyśle maszynowym stanowia koła w stanie twardym. Uzyskiwanie takiego stanu jest możliwe przez zastosowanie obróbki cieplnej lub cieplno-chemicznej, w efekcie których powierzchnie boczne zębów osiągają twardość powyżej 40 HRC. W tym przypadku obróbka wykańczająca ma za zadanie, poza uzyskaniem odpowiedniej struktury geometrycznej powierzchni bocznej zębów, wyeliminowanie wszelkich odkształceń powstałych w wyniku przeprowadzonej obróbki cieplnej lub cieplno-chemicznej. W tym zakresie najczęściej wykorzystywane są: szlifowanie, gładzenie, docieranie lub łuszczenie. Najszerzej stosowaną techniką w tym przypadku jest szlifowanie i podobnie jak w przypadku obróbki zgrubnej, wyróżnia się tutaj metodę kształtowa oraz obwiedniową. W metodzie kształtowej wykorzystuje się ściernice dwustronne w postaci dysku, które swoim kształtem, w przypadku szlifowania obydwóch stron zęba jedną ściernicą, odpowiadają zarysowi wrębu. W sytuacji szlifowania pojedynczej powierzchni bocznej zęba korzysta się ze ściernic jednostronnych. Niewątpliwą wadą tej metody jest możliwość wystąpieniu błędu pozycjonowania ściernicy względem obrabianego koła, co może wpłynąć na wprowadzenie licznych odchyleń geometrii zarysu bocznego zęba, a w efekcie niepoprawną pracę przekładni. Znacznie szersze zastosowanie znalazły metody szlifowania obwiedniowego. Wyróżnia się w tym przypadku metodę Nilesa (pojedyncza ściernica) i metodę Maaga (dwoma ściernicami), które określane są jako metody podziałowe z uwagi na przerywany charakter obróbki, a także metoda ciągła Reishauera w której wykorzystywana jest ściernica ślimakowa [44], [45], [48], [50]–[52]. Kolejną techniką stosowaną do finalnej obróbki ściernej powierzchni bocznych zębów kół w stanie twardym, jest gładzenie (honowanie), podczas którego stosuje się ściernice wykonane z elektrokorundu, węglika krzemu lub azotku boru. Honowanie zapewnia wysoką dokładność kształtu powierzchni bocznej zęba, zaszeregowaną do 1 lub 2 klasy wg. PN-ISO 1328-1:2015 [N2]. Należy podkreślić, że najczęściej wykorzystywaną techniką obróbki wykańczającej jest docieranie. Celem tego zabiegu, oprócz zmniejszenia chropowatości powierzchni, jest zmniejszenie generowanego natężenia dźwięku emitowanego podczas współpracy kół zębatych. Dla zwiększenia efektywności procesu docierania, wprowadzane są różnego rodzaju zawiesiny oleju zawierające ścierniwo lub pasty ścierne [45], [50].

Technika łuszczenia należy do metod obróbki wiórowej, która ma na celu usunięcie wszelkich odkształceń powstałych podczas obróbki cieplnej. Jako narzędzie wykorzystywany jest w tym przypadku frez ślimakowy łuszczący, o ujemnych kątach natarcia oraz pochylonej głównej krawędzi skrawającej lub narzędzie zbliżone do dłuta Fellowsa, pochylone względem osi obrabianego koła. Obróbkę tę stosuje się do kół obrabianych obwiedniowo frezem

ślimakowym. Charakteryzuje się większą wydajnością niż obróbka szlifowania, jednak nie jest możliwym uzyskanie równie dobrych parametrów struktury geometrycznej powierzchni bocznej zębów [45], [50], [51].

technik wykańczania, nie tylko powierzchni bocznej zębów, ale Liczną grupę i całych kół zębatych, uzupełnia technika określana jako ang. superfinishing, czyli precyzyjna obróbka wykańczająca. Heinz Linke i inni w pracy [51] odnoszą tę nazwę jedynie do polerowania wibracyjnego, natomiast Davis w pracy [52] odnosi wspomniany termin do wszystkich obróbek wykańczających, dzięki którym możliwe jest otrzymanie średniej wartości Ra nie większej niż 0,1 µm. Dlatego też wydaje się być zasadne używanie tego terminu do wszystkich metod, które są wykorzystywane po uprzedniej standardowej obróbce wykańczającej lub zamiast niej, mając na celu głównie zmniejszenie chropowatości powierzchni bocznej zębów. Jedną z najnowocześniejszych obecnie metod jest honowanie elektrochemiczne (ang. electrochemical honing - ECH), polegające na obróbce powierzchni bocznej zębów w wyniku elektrolizy, a następnie usunięciu powstałej warstwy tlenkowej przez honowanie. W przypadku kół walcowych, obrabiane koło (anoda) umieszczone jest między dwoma innymi, spośród których jedno jest wykonane z materiału o wyższej twardości z warstwą ścierną (koło honujące), natomiast drugie jest kołem stanowiącym katode (rys. 2.4). Metoda ta umożliwia obróbkę kół zębatych walcowych jak i stożkowych [54].



Rys. 2.4 Widok stanowiska do obróbki metodą ECH [54]

Istnieje szereg prac poświęconych ECH kół zębatych [55]–[59]. Misra J. i inni [58] uzyskali poprawę parametru Ra powierzchni bocznej zębów koła walcowego z wartości 6,08 μm przed obróbką ECH do 0,35 μm po procesie honowania elektrochemicznego. Singh H. oraz Jain P.K. [59] w swojej pracy zastosowali dodatkowo wibrację ultradźwiękową koła honującego.

W wyniku takiej konfiguracji, powierzchnia po obróbce posiadała mniejszą chropowatość powierzchni (min. Ra=0,31 µm), natomiast czas obróbki uległ skróceniu o 20%, z uwagi na wydajniejsze usuwanie tlenków z powierzchni koła obrabianego.

Kolejna nowoczesną metodą obróbki wykańczającej kół zębatych jest obróbka poprzez przepływ ścierniwa (ang. Abrasive Flow Finishing - AFF). Element obrabiany lub jego część umieszczany jest w cylindrze, w którym dochodzi do przepływu cieczy z cząstkami ścierniwa w postaci, np. Al₂O₃, SiC czy diamentu, określane mianem medium [45]. Dodatkowym wariantem jest możliwość poddania elementu obrabianego wibracjom wspomagający proces obróbki, metody te zostały opatentowane przez Rohoadesa [60]-[62]. Istnieją pracę potwierdzające pozytywny wpływ na chropowatość powierzchni bocznych kół zębatych obrabianych omawianą techniką. Kenda i inni [63], wykazali obniżenie wartość parametru Ra powierzchni bocznej zębów matrycy stosowanej w wytwarzaniu kół metodą wtrysku, wykonanej z wykorzystaniem obróbki elektroerozyjnej. Ponadto autorzy wprowadzili modyfikację kształtu cylindra, przez który przepływa medium. Zastosowanie rdzenia umieszczonego w środku matrycy powoduje wymuszony przepływ substancji blisko wieńca zębatego co wpływa na skrócenie czasu obróbki. Sumarycznie otrzymano wartość parametru Ra na poziomie 0,07 µm w czasie 4 min, w stosunku do 0,43 µm przed obróbką [63]. Do obróbki wykańczającej części maszyn takich jak wały, koła zębate stosuję się również obróbkę wibracyjną, wspomaganą chemicznie. Wykorzystywane są do tego polerki wibracyjne, których główną część stanowi komora wypełniona luźnym ścierniwem lub trudnościeralnymi kształtkami polerskimi (najczęściej wykonanymi z kompozytów ceramicznych). Nieliczna grupa prac dotyczy pozytywnego wpływu polerowania wibracyjnego na trwałość zmęczeniowa w zakresie wytrzymałości stykowej. Wykazano, że jest to wynik zmniejszania chropowatości powierzchni, a w konsekwencji zwiększenia równomierności rozkładu naprężeń stykowych na powierzchni bocznej zębów podczas współpracy kół zębatych [64]-[66].

2.2. Techniki wytwarzania przyrostowego

2.2.1. Wytwarzanie kół zębatych z wykorzystaniem tworzyw sztucznych

W ostatnim czasie zaobserwowano wzrost zainteresowania rozwojem niekonwencjonalnych metod wytwarzania kół zębatych, w tym wykorzystaniem technik przyrostowych. Dwiema głównymi grupami materiałów, które wykorzystuje się podczas przyrostowego wytwarzania części maszyn, są stopy metali oraz tworzywa sztuczne. Najczęściej stosowanymi technikami w zakresie produkcji kół zębatych z materiałów polimerowych są: FDM/FFF (Fused deposition modeling/ Fused Filament Fabrication), SLA

(Sterolitography) i SLS (Selective Laser Sintering) [67], [68]. Wytwarzane koła, w zależności od zastosowanej techniki, mogą mieć przeznaczenie w pełni funkcjonalne lub testowe - na etapie prototypowania. Ponadto techniki te wykorzystuje się do wizualizacji projektowanego rozwiązania, oceny współpracy danej pary kół zębatych, a także sprawdzenia możliwości montażu przekładni w korpusie lub całego mechanizmu w docelowej aplikacji. Na rynku komercyjnym produkcją kół zębatych z tworzyw sztucznych przy użyciu techniki przyrostowych zajmuje się m.in. firma IGUS Gmbh (Kolonia, Niemcy) - posiadająca w swojej ofercie autorskie materiały dedykowane do produkcji kół zębatych, takie jak: iglidur® I180 (FDM), iglidur® J260 (FDM) i iglidur® I3 (SLS). Firma ta oferuje także możliwość bezpośredniego zamówienia usługi wytworzenia kół zębatych na bazie przygotowanego pliku CAD lub przy użyciu konfiguratora dostępnego na stronie internetowej. Na rynku występują również inne firmy oferujące tego typu usługi. W Polsce są to: CADEXPERT, Omni3D i Printing 3D, natomiast poza krajem wykonują to firmy: Materialise (Leuven, Belgia) czy Protolabs (Maple Plain, USA). Jednak wskazane podmioty nie oferują rozwiązań autorskich, przede wszystkim pod względem stosowanych materiałów. Proces wykonania opiera się o przesłanie dokumentacji w postaci rysunków 2D lub modelu 3D na podstawie, którego dokonywana jest wycena, a po jej akceptacji realizowany jest proces wytwarzania.

Pomimo szerokiej oferty producentów w zakresie różnych materiałów, a także technik wytwarzania części maszyn, w tym kół zębatych, liczba publikacji naukowych dotyczących przebiegu procesu produkcyjnego i wyników badań wytrzymałości zmęczeniowej jest ograniczona. Najszerzej opisywane są prace dotyczące wpływu parametrów związanych z przygotowywaniem pliku wsadowego na geometrię gotowego elementu, jego masę czy czas druku [69]–[72]. Skawiński i inni w pracy [72] wytwarzali koła zębate z uwzględnieniem m.in. wpływu liczby obrysów na sposób wypełnienia materiałem obszaru zęba, a także odnieśli otrzymane wyniki dla różnych wartości modułów. Jednym z problemów użycia techniki FDM do wytworzenia danego koła jest sposób ułożenia ścieżek wypełnienia. W momencie zbyt małej liczby obrysów zewnętrznych, równoległe włókna układane w obszarze wypełnienia obejmują również wieniec zębaty. Orientacja zarysu zębów względem układu ścieżek wypełnienia w zakresie pojedynczej warstwy zmienia się po obwodzie (rys.2.5a), co wpływa również na zmianę ich sztywności. Dlatego też autorzy zaproponowali zastosowanie odpowiedniej liczby obrysów, aby zniwelować te różnice (rys. 2.5b).



Rys. 2.5 Ułożenie ścieżek w pojedynczej warstwie modelu koła zębatego w zależności od liczby obrysów: a) 3 obrysy zewnętrzne, b) 8 obrysów zewnętrznych [72]

Ponadto, orientacja modelu w położeniu równoległym do platformy roboczej (płaszczyzny XY) sprzyja ujednoliceniu sztywności zębów na obwodzie wieńca ponieważ wytrzymałość pojedynczego włókna jest większa niż połączenia między kolejnymi warstwami [72]. Pozytywnie oceniono także brak struktur podporowych, które zwiększają masę zużytego materiału podczas wytwarzania elementu, a powierzchnia po ich usunięciu charakteryzuje się dużo większą niedokładnością wykonania. W technice FDM istnieje również możliwość wytwarzania elementów z wykorzystaniem materiałów kompozytowych. Najczęściej osnowe kompozytu stanowi PLA (polilaktyd), ABS (akrylonitryl-butadien-styren) lub PA (poliamid), natomiast zbrojenie tworzą włókna węglowe, szklane lub aramidowe w postaci krótkich odcinków lub ciągłych włókien. Wzmacnianie standardowych materiałów powoduje wzrost ich wytrzymałości, jednak jedynie przy określonej orientacji ścieżek nakładanego materiału, z którego jest budowany element [73]-[76]. Kim i inni w pracy [74] przedstawili metodę generowania kształtu ścieżek ekstrudowanego materiału zbrojonego krótkimi włóknami węglowymi z uwzględnieniem uprzednio wykonanych analiz MES (rys. 2.6). Założeniem autorów było, aby włókna węglowe były zorientowane zgodnie z głównym kierunkiem obciążenia użytkowego.



Rys. 2.6. Widok: a) wyników analizy MES z zaznaczonymi kierunkami przemieszczania się elementów (czarne linie), b) wygenerowany kształt ścieżki narzędzia na bazie MES [74]

Na rys. 2.6a zaznaczono kierunki przemieszczeń elementów wyznaczone podczas analizy MES. Podczas obciążania jedna ze stron zęba jest rozciągana, natomiast druga - podlega naprężeniom ściskającym. Dla zachowania jednolitej sztywności zębów w modelu przyjęto, że zęby składają się jedynie ze ścieżek obrysowych, tak jak w przypadku pracy [72]. Autorzy pracy [78] uwzględnili jednak również rozkład naprężeń generowanych wewnątrz piasty na skutek współpracy elementów modelowych. Część piasty w sąsiedztwie wieńca zębatego zbudowano także z elementów obrysowych, a pozostały jej obszar podzielono na mniejsze części z uwagi na zmieniający się kierunek ruchu elementów po obwodzie koła. Zaproponowana przez autorów orientacja włókien węglowych wpłynęła na wzrost sztywności i wytrzymałości koła o około 7-9% w stosunku do standardowego ich ułożenia [74]. W pracy [77] zamieszczono wyniki badań wytrzymałości zmęczeniowej kół zębatych wytworzonych techniką FFF z tworzyw: ABS, PLA, PA oraz PA zbrojonego ciągłym włóknem węglowym. Włókno weglowe w tym przypadku zostało rozłożone jedynie w obszarze wieńca zębatego, a pozostałą część stanowił poliamid. Jako referencyjne wykorzystano w badaniach koła wykonane z poliamidu metodą wtrysku. W kołach wykonanych z PLA podczas badań stwierdzono największy wzrost wartości temperatury sięgającej 65 °C. Najmniejszą trwałością zmęczeniową cechowały się koła wykonane z ABS, co powiązano z niewystarczającą liczbą obrysów zewnętrznych. Koła wytwarzane z poliamidu zbrojonego włóknem węglowym wykazywały trwałość zmęczeniową wynoszącą około 2.106 cykli obciążenia, w zakresie małych wartości naprężeń ($\sigma_F < 10$ MPa), zbliżoną do kół wytwarzanych z PA metodą wtrysku.

Głównym czynnikiem mającym wpływ na przebieg niszczenia badanych kół zębatych była wzrastająca wartość temperatury, która powodowała deformację, a w niektórych przypadkach całkowite stopienie zębów (rys. 2.7).



Rys. 2.7. Widok koła zębatego wykonanego z materiału PA66 zbrojonego włóknami węglowymi po badaniu trwałości zmęczeniowej [77]

Podczas przeglądu prac poświęconych wytwarzaniu przyrostowemu kół zębatych z wykorzystaniem tworzyw sztucznych wyróżniono grupę publikacji poświęconych problematyce struktury geometrycznej powierzchni zębów wytwarzanych z materiałów polimerowych przy użyciu technik przyrostowych [78],[79], a także wpływowi obróbki postprocesowej na dokładność wymiarowo-kształtową kół [80]. Zespół prof. Budzika w pracy [79] określił czynniki mające wpływ na chropowatość powierzchni elementów wytwarzanych przyrostowo, do których zostały zaliczone:

- kształt powierzchni wytwarzanego modelu;
- zorientowanie modelu względem platformy roboczej;
- dokładność modelu .STL;
- dokładność samej metody wytwarzania;
- rodzaj materiału wsadowego.

Mitrovic i inni [78] określili wpływ wysokości nanoszonej warstwy podczas wytwarzania kół zębatych przy użyciu techniki FDM na chropowatość powierzchni bocznej zębów. Na podstawie badań elementów modelowych wytwarzanych pod trzema różnymi kątami względem platformy roboczej (0°, 45° i 90°) Autorzy stwierdzili, że najkorzystniejszym wariantem jest usytuowanie osi obrotu koła zgodnie z kierunkiem przyrastania warstw, co potwierdzono również w pracy [72]. Po wytworzeniu trzech próbek w postaci kół zębatych o wysokościach nanoszonych warstw 0,1 mm, 0,2 mm i 0,3 mm - określono podstawowe parametry geometrycznej struktury powierzchni zmierzone zgodnie z kierunkiem nakładania warstw i wzdłuż włókien (tabela 2.1).

Pomiar zgodnie z kierunkiem nakładania warstw					
Wysokość warstwy [mm]	Ra [µm]	Rz [μm]	Rmax [µm]		
0,1	10,199	43,496	46,394		
0,2	15,178	66,916	71,392		
0,3	22,330	95,616	105,260		
Pomiar wzdłuż włókien					
Wysokość warstwy [mm]	Ra [µm]	Rz [µm]	Rmax [µm]		
0,1	0,212	1,058	2,582		
0,2	0,466	2,089	2,874		
0,3	0,603	2,590	2,933		

Tabela 2.1. Wyniki pomiarów chropowatości powierzchni bocznej zęba wytworzonego techniką FDM [78]

W zależności od kierunku, w którym były prowadzone pomiary, powierzchnia boczna zębów charakteryzowała się zróżnicowaną chropowatością. Pomiary wykonywane zgodnie z kierunkiem nakładania warstw, wskazywały kilkudziesięciokrotnie wyższe wartości niż podczas pomiarów prowadzonych wzdłuż włókien. Ponadto wzrost wysokości nakładanych warstw powoduje negatywne skutki w odniesieniu do każdego z rozpatrywanych wskaźników chropowatości powierzchni. Ponieważ koła wytwarzane z tworzyw sztucznych pracują najczęściej bez udziału czynnika smarującego, stwierdzona wysoka wartość chropowatości powierzchni może mieć wpływ na zwiększenie intensywności zużycia tribologicznego, a w efekcie niską żywotność przekładni. Pozytywnym aspektem zwiększenia wysokości pojedynczej warstwy jest skrócenie czasu wytwarzania, jednak dokładność wykonania koła pod względem nie tylko struktury geometrycznej powierzchni bocznych zębów, ale także ogólnej dokładności kształtowo-wymiarowej, jest mniejsza.

Do prowadzenia dodatkowych analiz z zakresu dokładności wymiarowej kół zębatych najczęściej wykorzystywane są dwie podstawowe metody pomiarowe - stykowa i bezstykowa. W przypadku metody stykowej wykorzystywane są współrzędnościowe maszyny pomiarowe (WMP), które przy użyciu odpowiedniej głowicy kontaktowej dokonują odczytu współrzędnych kolejnych punktów pomiarowych [81]. W metodzie bezstykowej wykorzystywane są systemy optyczne, które na bazie generowania niebieskiego światła strukturalnego i jego załamywania na elemencie, digitalizują daną powierzchni jako chmurę punktów pomiarowych poddawaną obróbce przy użyciu dedykowanego oprogramowania. Do określania dokładności kształtowo-wymiarowej naukowcy coraz częściej sięgają po metody bezstykowe z uwagi na znacznie krótszy czas realizacji pomiaru, w szczególności gdy analizowany element posiada skomplikowany kształt. Wyniki pomiarów odchyleń

geometrycznych kół wytwarzanych różnymi technikami przyrostowymi w odniesieniu do wzorcowego modelu CAD zamieszczono w tabeli 2.2. Autorzy prac [80], [82]-[84] wykazali, że największe odchylenia geometryczne występowały w kołach walcowych o zębach prostych wytwarzanych przy użyciu techniki SLS z proszku poliamidowego. Odchylenia o wartościach ujemnych występowały głównie na powierzchniach zewnętrznych (głowa zęba), natomiast dodatnie na powierzchniach wewnętrznych (otwór wraz z rowkiem wpustowym), przy czym w obu przypadkach rozkład ten nie był jednolity. Powodem braku powtarzalności wyników pomiarów może być skurcz materiału lub jego nierównomierny przetop podczas procesu wytwarzania [84]. Dodatkowo autorzy podjęli próbę określenia wpływu obróbki strumieniowo ściernej (piaskowania) na geometrie koła wytwarzanego przy użyciu techniki SLS. Obróbka wykańczająca polegająca na usunięciu części materiału wpływa negatywnie na wartości stwierdzonych odchyleń. Ponadto autorzy publikacji zauważyli, że warstwa usuwanego materiału nie jest równomierna prawdopodobnie w wyniku niekontrolowanej zmiany odległości dyszy piaskującej od elementu obrabianego. Analizowane koła zębate mogą służyć jedynie jako demonstratory technologii lub modele wizualizacyjne danego rozwiązania konstrukcyjnego. W przeciwnym przypadku należy opracować odpowiednie współczynniki korygujące model CAD pod względem geometrycznym lub zastosować naddatek na późniejszą obróbkę wykańczającą [82], [84]. W rozpatrywanych publikacjach wymienionych w tabeli 2.2, koła walcowe o zębach prostych były wytwarzane również z użyciem techniki PolyJet. Użycie metody wykorzystującej żywice fotoutwardzalne pozwala na wytworzenie elementów z dokładnością nie mniejszą niż ±0,07 mm [83]. Podobne spostrzeżenie odnotowano również w przypadku techniki SLA. Autorzy pracy [82] przy jej użyciu wytworzyli przekładnie stożkową w zbliżonej tolerancji, jednak należy pamiętać, iż żywice wykazują tendencję do skurczu, a także degradacji w wyniku starzenia, co powoduje znaczny wzrost kruchości, a tym samym zmianę właściwości wytrzymałościowych na przestrzeni czasu [85]-[87]. Części przekładni wytwarzane omawianymi dwoma technikami, mogą być stosowane jako elementy w pełni użytkowe biorąc pod uwagę jedynie kwestię związaną z dokładnością geometryczną. Ponadto przy zastosowaniu materiałów transparentnych mogą również służyć jako modele przeznaczone do obserwacji powierzchni styku zębów podczas pracy przekładni [67], [88].

Rodzaj koła zębatego Walcowe o zębach prostych – zębnik [84]	Metoda wytwarzania SLS	Materiał/ postprocesing Precimid 1170	Wartość odchylenia geometrycznego (powierzchnia boczna zęba) [mm] od -0,068 do +0,079	Wartość odchylenia geometrycznego (całe koło zębate) [mm] od -0,270 do +0,204
Walcowe o zębach prostych – koło zębate [84]	SLS	Precimid 1170	od -0,064 do +0,059	od -0,565 do +0,159
Walcowe o zębach prostych [80]	SLS	brak danych o materiale, obróbka strumieniowo ścierna (piaskowanie)	od -0,123 do +0,030	od -0,297 do +0,190
Przekładnia	FDM	ABS	brak danych	od -0,160 do 0
stożkowa o kołowo-łukowej linii zęba typu Gleason [82]	SLA	SL5170	brak danych	od -0,060 do 0
Walcowe o zębach prostych [83]	PolyJet	FullCure720 RGD720	brak dokładnych danych	od -0,064 do +0,069
	FDM	ABSplus	brak dokładnych danych	brak dokładnych danych
	SLS	Precimid 1170	brak dokładnych danych	od -0,33 do +0,428
Koło stożkowe o kulistej ewolwencie boku zęba [89]	FDM	PLA	wartość średnia 0,15 (±0,096)	wartość średnia 0,22 (±0,142)

Tabela 2.2 Wyniki pomiarów odchylenia geometrycznego kół zębatych wytwarzanych przyrostowo w odniesieniu do modelu STL [opracowanie własne]
2.2.2. Wytwarzanie kół zębatych z wykorzystaniem proszków metali

Techniki przyrostowe, w których wykorzystuje się proszki metali pozwalają na wytwarzanie w pełni funkcjonalnych elementów części maszyn. Jednak w porównaniu do technik wykorzystujących polimery, odznaczają się znacznie wyższymi kosztami realizacji procesu, a także wymagają dłuższego czasu przygotowania maszyny. Ponadto określenie poprawnych parametrów wytwarzania jak również odpowiedniej orientacji modelu względem platformy roboczej nie jest czynnością oczywistą, jak w przypadku techniki FDM lub SLA [90]. Dlatego też na samym wstępie należy zastanowić się nad zasadnością/opłacalnością ich stosowania. Zgodnie z zasadą sformułowaną przez Rosena [91], jeśli element może być wytworzony przy użyciu technik konwencjonalnych z zachowaniem rentowności produkcji, to stosowanie technik addytywnych jest prawdopodobnie nieuzasadnione. Istnieje szereg prac poświęconych określaniu kosztów związanych z produkcją elementów przy użyciu technik PBF/LB-M [90], [92]-[94], a pewna ich grupa dotyczy wytwarzania kół zębatych. Kamps i inni w pracy [95] porównali efektywność pod względem kosztowym i energetycznym produkcji kół zębatych o trzech różnych geometriach: standardowej o masie 1,1 kg, częściowo zoptymalizowanej topologicznie o masie 0,8 kg oraz całkowicie zoptymalizowanej topologicznie o masie 0,6 kg, z wykorzystaniem sekwencji produkcyjnej opartej o technikę: frezowania obrabiarką CNC, frezowania obwiedniowego i metodą LBM (ang. Laser Beam Melting). Analiza uwzględniała produkcję małoseryjną, liczącą 4, 12, 50 i 100 sztuk. Autorzy stwierdzili, że w przypadku techniki addytywnej 60% kosztów wytworzenia pojedynczej części stanowią koszty zakupu maszyny i elementów eksploatacyjnych w postaci gazu osłonowego i przygotowania platformy roboczej, natomiast pozostałe koszty to: materiał – 32%, wartość roboczogodzin obsługi – 7% oraz postprocesingu – 1%. W tabeli 2.3 porównano koszty wytworzenia rozpatrywanych kół zębatych różnymi technikami.

produkcyjnymi (dla serii produkcyjnej od 4 szt. do 100 szt.) [95]						
↓ technika jest bardziej efektywna kosztowo niż technika →	Frezowanie obwiedniowe (1,1 kg)	Frezowanie obwiedniowe (0,8 kg)	Frezowanie CNC (1,1 kg)	Frezowanie CNC (0,8 kg)		
LBM (1,1 kg)	6 szt.	8 szt.	-	4 szt.		
LBM (0,8 kg)	8 szt.	11 szt.	6 szt.	39 szt.		
LBM (0,6 kg)	12 szt.	20 szt.	43 szt.	-		
Frezowanie CNC (1,1 kg)	9 szt.	16 szt.				
Frezowanie CNC (0,8 kg)	7 szt.	9 szt.				

Tabela 2.3. Zestawienie opłacalności produkcji kół zębatych (o masie 1,1 kg; 0,8 kg; 0,6 kg) różnymi technikami produkcyjnymi (dla serii produkcyjnej od 4 szt. do 100 szt.) [95]

W tabeli 2.3 wykazano że technika LBM jest opłacalną pod względem finansowym alternatywą dla produkcji małoseryjnej do 43 szt., jednak tylko w przypadku dokonania odpowiedniej modyfikacji koła pod względem geometrycznym. Zastąpienie sekwencji produkcyjnej koła zębatego o masie 1,1 kg opartej na frezowaniu obwiedniowym lub frezowaniu CNC, przez proces technologiczny bazujący na LBM jest opłacalny odpowiednio dla 6 szt. i 4 szt. W celu głębszej analizy prowadzonych rozważań autorzy postanowili rozpatrzeć również efektywność energetyczną produkcji kół zębatych. Wykres umieszczony na rys. 2.8 przedstawia najbardziej efektywne przebiegi kosztów oraz zużytej energii dla poszczególnych technik. Najbardziej wydajną w aspekcie energetycznym metodą produkcji kół zębatych jest technika frezowania CNC, dlatego też zestawiono ją również z najkorzystniejszym wariantem, pod tym względem, techniką addytywną. W całym zakresie rozważanej liczby sztuk wytworzonych kół zębatych, poziom zużycia energii jest na zbliżonym poziomie.



Rys. 2.8. Przebiegi kosztów oraz zużycia energii podczas produkcji kół zębatych przy użyciu różnych technik C – koszty, E – zużyta energia [95]

Korzystne przebiegi efektywności kosztowej występowały dla frezowania CNC i frezowania obwiedniowego w przypadku koła o masie 1,1 kg, natomiast w przypadku techniki LBM dla koła o masie 0,6 kg - przy założeniu 20,4% strat materiału, podwójnej wiązce lasera oraz energii potrzebnej do atomizacji 1 kg proszku o wartości 2,4 MJ. Porównując wszystkie rozpatrywane charakterystyki, obszar rentowności produkcji przy użyciu techniki LBM jest ograniczony ilością 12 sztuk kół W związku z tym zastosowanie w produkcji o dużej elastyczności czy sektorach o niewielkich liczbach wytwarzanych elementów, mogą być korzystne w przypadku procesu produkcyjnego opartego na technice LBM czy tożsamej technice SLM [95].

Interesujące zagadnienie dotyczące porównania czasu produkcji prototypu koła zębatego walcowego o zębach prostych wykorzystując: frezowanie 5-osiową obrabiarką CNC, obróbkę elektroiskrową (WEDM), a także technikę SLM rozpatrzyli autorzy pracy [96]. Wzięto pod uwagę czas przygotowania pliku wsadowego, ustawienia maszyny, a także w przypadku WEDM - wytworzenie specjalnych uchwytów mocujących. Każde koło było kontrolowane pod kątem geometrycznej struktury powierzchni oraz odchyleń geometrycznych związanych m.in. z kształtem zęba. W tabeli 2.4 zestawiono wyniki badań dotyczące całkowitego czasu wytworzenia koła, chropowatości powierzchni bocznych zębów, jakościową ocenę ogólnej dokładności geometrycznej i elastyczności techniki w rozumieniu możliwości produkcji różnych kół zębatych o znacznie bardziej skomplikowanych kształtach, np. o zębach śrubowych.

Technika	Czas całkowity produkcji [min]	Ra [µm]	Ogólna dokładność geometryczna	Elastyczność techniki
Frezowanie	855	0,21	+	++
Obróbka	1320	0.8	++	-
elektroiskrowa	1520	0,0		
SLM	1020	2,5		++

Tabela 2.4. Porównanie technik wytwarzania koła zębatego walcowego o zębach prostych [96]

Dla rozpatrywanego przypadku, najkorzystniejszą spośród wszystkich analizowanych technik jest tradycyjna technika ubytkowa czyli frezowanie. Obróbka elektroiskrowa wydaję się być najdokładniejsza pod względem odtworzenia zadanej geometrii, natomiast uzyskana chropowatość powierzchni może zostać poprawiona, stosując dodatkową obróbkę wykańczającą. Jakość produkowanych części przy użyciu techniki SLM jest najmniejsza jednak zapewnia ona możliwość produkcji kół o dowolnej geometrii. Z tego względu podczas produkcji koła o niestandardowym kształcie zębów, do czasu produkcji związanego z frezowaniem należy doliczyć czas poświęcony na przygotowanie odpowiednich narzędzi, gdyż analizy były powadzone dla obróbki z wykorzystaniem tradycyjnych frezów trzpieniowych, w tym z pełnym promieniem zaokrąglenia. W ogólnym ujęciu technika SLM może być stosowana do produkcji kół zębatych, jednak należy patrzeć na uzyskane efekty przez pryzmat konieczności zastosowania dalszej obróbki wykańczającej.

Z uwagi na wcześniej wspomniane niedoskonałości technik addytywnych, ze szczególnym uwzględnieniem grupy technik PBF/LB-M, ciekawym kierunkiem wydaję się być wprowadzenie podejścia NNS (ang. Near Net Shaping), czyli procesu wytwarzania elementów zbliżonych pod kątem geometrii do końcowej postaci wyrobu [97]. Według zamieszczonej w publikacji definicji, priorytetem we wprowadzeniu do procesu technologicznego NNS jest ograniczenie do czynności wykończeniowych, operacji obróbki skrawaniem lub innych zabiegów, co prowadzi do zmniejszenia zużycia materiału. Jednak, aby móc osiągnąć wyżej wymieniony cel, należy odpowiednio uformować proces produkcyjny od etapu projektowania części po wybór poszczególnych operacji wykonywanych w czasie jej wytwarzania. Ponadto zasadniczą kwestią jest analiza i ocena porównawcza od strony kosztowo-energetycznej z tradycyjnie stosowanymi procesami technologicznymi. Reasumując, główną zaletą omawianego paradygmatu jest możliwość wprowadzenia redukcji kosztów i zużycia energii związanych z procesem produkcyjnym danego elementu [98], [99]. Istnieje wiele prac poświęconych wykorzystaniu technik przyrostowych w ujęciu wytwarzania elementów o kształcie zbliżonym do docelowego [99]-[101], w których poza nimi, jako obróbkę wykańczającą stosuje, się techniki ubytkowe [102], [103] [104]. Połączenie m.in. technik addytywnych i subtraktywnych jest w literaturze określane jako hybrydowy procesy produkcyjny [105], gdzie obróbka przyrostowa i ubytkowa może odbywać się również w obrębie jednej maszyny [103]. Takie rozwiązanie zaimplementowały firmy DMG MORI (Nagoia, Japonia) w maszynie Lasertec 125 3D Hybrid [106] i Yamazaki Mazak (Oguchi, Japonia) w modelu INTEGREX i-400 AM [107]. W procesach hybrydowych wykorzystywane są techniki z grupy stapiania osadzanego materiału (DED), laminowania (LOM) lub stapiania w łożu proszkowym PBF/LB-M [108]. W zakresie części napędowych napotkano opracowanie dotyczące produkcji przekładni z kołami zębatymi nieokrągłymi (rys. 2.9) przy użyciu technologii hybrydowej [109].



Rys. 2.9. Przekładnia kątowa o nieokrągłych kołach zębatych wytworzona z wykorzystaniem hybrydowego procesu produkcyjnego [109]

Z uwagi na wykorzystanie w produkcji wspomnianych kół nieokrągłych techniki z grupy PBF/LB-M, a konkretnie urządzenia przyrostowego EOS M280 pracującego w technice DMLS, postprocesowa obróbka ubytkowa wykonana została z wykorzystaniem frezarki 5-osiowej sterowanej numerycznie. Koła zębate po wytworzeniu charakteryzowały się

maksymalnym błędem podziałki o wartości 0,108 mm, natomiast po obróbce ubytkowej zmniejszono jego wartość do 0,07 mm. Stal matrycowa, najprawdopodobniej stal MS1 – maraging, dedykowana do urządzenia firmy EOS [110], której użyto do produkcji omawianej przekładni stanowiła 27,36% oraz 38,84% (w zależności od rozpatrywanego koła zębatego) masy surowca potrzebnego do wykonania przekładni o tych samych parametrach geometrycznych, przy użyciu metod konwencjonalnych [109]. Opisane w pracy wyniki potwierdzają zasadność stosowania hybrydowego procesu produkcyjnego, w skład którego wchodzi technika addytywna, z uwagi na znaczne ograniczenie masy zużytej stali.

Aktualnie zdecydowana większość publikowanych prac z obszaru wytwarzania i badań wytrzymałościowych kół zębatych przy użyciu technik przyrostowych obejmuje koła zębate walcowe o zębach prostych. Jednak wiele z nich dotyczy kół wytwarzanych przy użyciu materiałów, które nie są dedykowane do produkcji tychże kół. Tezel i inni w pracy [111] przedstawili wyniki badań kół zębatych wytworzonych techniką DMLS z trzech materiałów, które producent maszyny zamieszcza w swojej ofercie. Są to: stop aluminium AlSi10Mg, stop tytanu Ti6Al4V oraz stal nierdzewna 316L W innej pracy [112] Concile i inni opisali proces technologiczny produkcji techniką przyrostową koła z zastosowaniem stali 17-4PH. Problem ograniczonego wyboru materiałów dedykowanych do produkcji kół zębatych przy użyciu grupy technik PBF/LB-M został poruszony m.in. w opracowanym przez Amerykańskie Stowarzyszenie Producentów Przekładni (AGMA – ang. American Gear Manufacturers Association) raporcie [113].

Stale. które wnikliwie przebadane zostały pod katem omawianego w niniejszym podrozdziale zastosowania, to stale chromowo-manganowe do nawęglania 16MnCr5 i 20MnCr5. Większość dostępnych wyników badań dotyczących wspomnianych materiałów realizowanych było w Instytucie Fraunhofera IGCV oraz Uniwersytecie Technicznym w Monachium. Poza pracami dotyczącymi doboru parametrów i właściwości wytrzymałościowych elementów modelowych wytworzonych ze stali do nawęglania przy użyciu grupy technik PBF/LB-M ([114], [115], [116], [117]) publikowane są również prace dotyczące wytwarzania kół o tradycyjnej geometrii z tych stopów. Kluge i inni [118] wytwarzali walcowe koła zębate o zębach prostych (m=3,175 mm, $z_1/z_2=20/24$, $\alpha=20^\circ$, b=12,7 mm) ze stali 20MnCr5 przy użyciu laserowego stapiania w łożu proszkowym. Zastosowana stal po procesie nawęglania wykazywała zbliżone wartości mikrotwardości warstwy przypowierzchniowej do materiału wytwarzanego konwencjonalnie, jednak rdzeń koła zebatego odznaczał się wartościa niższa o około 90 HV1. Ponadto autorzy wykazali, iż początkowe podgrzanie platformy roboczej do 170°C ma pozytywny wpływ na wartość

wydłużenia przy zerwaniu lecz skutkuje zarazem obniżeniem wytrzymałości na rozciąganie wytworzonego materiału. Przeprowadzona dodatkowa obróbka w postaci wyżarzania odprężającego wpływa również na zwiększenie tego wydłużenia. W rozprawie doktorskiej [119] przeprowadzono kompleksowa analize dotyczaca wytwarzania kół zebatych walcowych o zębach prostych ze stali 16MnCr5. Autor pracy uzyskał wysoką gęstość materiału wytwarzanego przyrostowo, w którym udział porów nie przekraczał 0,04%. Wartość twardości po nawęglaniu trwającym 6 godzin i hartowaniu wynosiła maksymalnie 800 HV1 i nie odbiegała od twardości, którą odznaczał się materiał wytwarzany konwencjonalnie w stanie po analogicznej obróbce cieplno-chemicznej. Ponadto z uwagi na wysoką chropowatość powierzchni bocznych zębów w stanie po procesie przyrostowego wytwarzania $(Ra = 11,38 \mu m, Rz = 170 \mu m)$, zniekształcenia spowodowane obróbką cieplno – chemiczną i błędy odwzorowania geometrii przez urządzenie przyrostowe, zastosowano naddatek materiałowy o grubości 0,7 mm wzdłuż linii zęba oraz 0,3 mm na obwodzie otworu piasty. Naddatki te wprowadzono z uwagi na zaplanowaną wcześniej obróbkę wykańczającą w postaci szlifowania. W tabeli 2.5 przedstawiono dane techniczne procesu technologicznego opracowane na podstawie wyników przeprowadzonych badań. Wyniki szerszych badań wytrzymałościowych statycznych i zmęczeniowych zamieszczone w pracy [123] zostaną omówione w podrozdziale 3.3.

Nazwa procesu/zabiegu	Parametry/opis		
Uwzględnienie naddatku	0,7 mm na bokach powierzchni bocznych zębów oraz w kierunku		
materiałowego	głowy zęba, 0,3 mm na powierzchni otworu piasty		
Parametry wytwarzania	P = 200 W (dla konturu oraz wypełnienia);		
przyrostowego	$v_s = 900 \text{ mm/s}; t_L = 30 \mu\text{m}; h_s = 110 \mu\text{m}$		
Wyżarzanie odpreżające	Czas nagrzewania pieca - 6 h (5°C/min), temperatura wygrzewania -		
w yzarzanie odpręzające	650°C, czas wygrzewania - 4 h, wychładzanie z piecem		
Odcienie od platformy	w zależności od kształtu dostosować narzędzie		
Obróbka strumieniowo ścierna	Piaskować korundem pod ciśnieniem 4 bar i czasie obróbki 10 s		
Opcjonalnie: usunięcie podpór	w zależności od kształtu dostosować narzędzie		
Newaglenia	Czas nagrzewania - 6 h (5°C/min), temperatura nawęglania - 930°C,		
Nawęgianie	czas nawęglania – 0,5 h, chłodzenie w oleju		
Hartowania	Czas nagrzewania - 6 h (5°C/min), temperatura hartowania - 840°C,		
natiowallic	czas hartowania – 135 min, chłodzenie w oleju o temperaturze 120ºC		
Odnuszazania	Temperatura odpuszczania – 230°C, czas odpuszczania – 2 h,		
Oupuszczanie	chłodzenie w piecu		
Obróbka w stanie twardym	dopasować w zależności od naddatków materiałowych		

Tabela 2.5. Dane techniczne procesu technologicznego produkcji kół zębatych przy użyciu techniki SLM ze stali 16MnCr5 [119]

Koła zębate walcowe były również wytwarzane przez autorów pracy [120]. Korzystali oni z systemu EOSINT M270 pracującego w technice DMLS. Detale zostały wykonane ze stali nierdzewnej o komercyjnym oznaczeniu GP1. Zastosowano zalecany przez producenta systemu proces wytwarzania, od powstania modelu CAD, przez wygenerowania pliku .STL, przygotowanie pliku wsadowego, aż po wytworzenie i postprocesing (odcięcie od platformy roboczej). Wytworzone koła zostały poddane badaniom pod względem dokładności geometrycznej z wykorzystaniem metody bezstykowej, za pomocą skanera ATOS Triple Scan II o rozdzielczości 0,01 mm. Otrzymana chmura punktów pozwoliła na utworzenie modelu trójwymiarowego, który zestawiono z plikiem .STL powstałym na bazie pierwotnego modelu CAD (rys. 2.10). Z uwagi na objętość danych pomiarowych, w artykule przedstawiono jedynie wybrane wyniki, z których można wnioskować, iż wytworzone koło zębate nie posiada jednolitych odchyleń geometrii na obwodzie wieńca zębatego.



Rys. 2.10. Wyniki pomiarów odchyleń geometrycznych na powierzchni koła wytwarzanego przyrostowo względem modelu STL o wymiarach nominalnych [120]

Warto zauważyć, że głowy zębów charakteryzują się pewną systematycznością pod względem ujemnych wartości odchyleń, jednak nie są one równomierne na szerokości wieńca zębatego, natomiast otwór piasty koła posiada naddatek materiałowy. Niedoskonałości kumulują się szczególnie w obszarze rowka wpustowego. Zaobserwowane zjawisko jest konsekwencją skurczu materiału w wyniku wysokich gradientów temperaturowych podczas procesu wytwarzania, o czym wspomina autor pracy. Powierzchnie boczne zębów, w zależności od usytuowania, odznaczają się zróżnicowaną wartością odchyłek. Wnioski sformułowane przez autorów pracy potwierdzają, że techniki z grupy PBF/LB-M mogą znaleźć zastosowanie w produkcji elementów układów napędowych, jednak kontrola wyrobów pod

względem dokładności wymiarowej jest kluczowa. Ponadto sugerują, że koła wytwarzane przy użyciu techniki DMLS wymagają przeprowadzenia dodatkowej wykańczającej obróbki skrawaniem.

Znacznie większa liczba publikacji dotycząca wytwarzania przyrostowego kół zębatych, skupia się wokół zagadnień związanych z optymalizacją topologiczną. Wskazany kierunek badań jest mocno zakorzeniony w obszarze technik przyrostowych z uwagi na znacznie wyższą efektywność kosztową i energetyczną procesu przy wytwarzaniu konstrukcji lekkich o skomplikowanej geometrii [95]. Na rys. 2.11 w formie graficznej przedstawiono tendencje obserwowane we współczesnym podejściu do projektowania kół zębatych wytwarzanych przy użyciu technik przyrostowych.



Rys. 2.11. Rozwiązania konstrukcyjne stosowane w kołach zębatych wytwarzanych przyrostowo [119], [121], [122]

Podczas określania geometrii koła zębatego, konstruktorzy bardzo często spotykają się z problemem dotyczącym połączenia dwóch sprzecznych aspektów w obszarze jednej – niskiej masy i zachowania stosunkowo konstrukcji wysokich właściwości wytrzymałościowych. W konwencjonalnie wytwarzanych kołach zębatych zapewnienie obu tych aspektów było możliwe przez odpowiednie ukształtowanie geometryczne piasty koła. Redukcja masy przeprowadzana jest z wykorzystaniem obróbki ubytkowej piasty uzyskując koło zębate z tarczą osadzoną symetrycznie (o określonej grubości lub pochyloną w kierunku otworu osadczego), a także przez wykonanie wybrań odciążających o określonym kształcie geometrycznym [123]. Stosowane dotychczas rozwiązania były ograniczane głównie aspektami technologicznymi, gdyż wspomniane operacje wykonywano przy użyciu prostych narzędzi skrawających. Obecnie, dzięki dynamicznemu rozwojowi technik przyrostowych wyznaczono nowe kierunki projektowania i produkcji kół zębatych. Pierwsza z nich dotyczy omówionej kwestii modyfikacji geometrii piasty z wykorzystaniem optymalizacji topologicznej celem zmniejszenia masy koła. W pracach [122], [124] autorzy w celu redukcji masy oraz dla jednoczesnego ograniczenia poziomu natężenia dźwięku generowanego przez przekładnie, zastosowali konstrukcję struktur ażurowych/kratowych w obszarze piasty koła zębatego. Po zaadaptowaniu geometrii komórkowej w rozpatrywany obszar elementu, model został poddany analizie komputerowej MES (rys. 2.12.). Na powierzchnię boczną zęba została przyłożona siła generująca naprężenie o wartości 618 MPa. Po wykonanych obliczeniach komputerowych, wartość naprężeń u podstawy zęba wynosiła 590 MPa, a w najbardziej obciążonym punkcie struktury kratowej 400 MPa. Niestety autorzy nie odnieśli powyższych wartości do wytrzymałości materiału.



Rys. 2.12. Rozkład naprężeń w kole zębatym z zaimplementowaną strukturą komórkową w obszarze tarczy:
a) objętość materiału w stosunku do wolnych przestrzeni 41,2% b) objętość materiału w stosunku do wolnych przestrzeni 49,3% [122]

Mając na uwadze zmniejszenie wartości naprężeń w strukturze komórkowej, zwiększono grubość elementów składowych struktury, powodując tym samym wzrost jego objętości o 8,1%. Mimo to redukcja masy względem pierwotnego modelu koła wyniosła około 30%. Po ponownej analizie MES, otrzymano obniżenie wartości naprężeń w obszarze struktury komórkowej do 150 MPa, a u podstawy zęba do wartości 550 MPa. Zastosowanie omówionego rozwiązania spowodowało również redukcję generowanego ciśnienia akustycznego podczas pracy przekładni. W przypadku kół wytworzonych konwencjonalnie zarejestrowano maksymalną wartość amplitudy ciśnienia wynoszącą 0,39 Pa (przy wartości widma częstotliwości 1575 Hz). Dla koła ze zoptymalizowaną strukturą komórkową maksymalna amplituda ciśnienia wyniosła 0,225 Pa (przy 1575 Hz). Dodatkowe wypełnienie struktury komórkowej polimerem przyniosło pozytywny efekt w postaci zmniejszenia wartości amplitudy do wartości 0,18 Pa (przy 1050 Hz). Należy jednak pamiętać, że zjawiska

wibroakustyczne, są również zależne od sztywności zazębienia, kształtu samego zęba oraz dokładności wymiarowej kół zębatych. Ostatni aspekt jest szczególnie ważny z uwagi na nierównomierny rozkład odchyłek na obwodzie wieńca zębatego kół wytwarzanych przyrostowo, co potwierdzają poprzednio omawiane wyniki prac naukowych.

Kolejnym obszarem poszukiwań możliwości wdrożenia technik przyrostowych praktyki inżynierskiej jest innowatorski pomysł wyposażenia wytwarzanych kół zębatych układ kanałów otwartych (chłodzącą - smarujących) lub zamkniętych (np. do celów chłodzenia konformalnego). Dotychczas wyróżniano następujące systemy smarowania przekładni [125]:

- smarowanie przez nakładanie na wieniec zębaty smar plastyczny,
- smarowanie przy użyciu oliwiarki,
- smarowanie kroplowe,
- smarowanie przez zanurzenie,
- smarowanie natryskowe.

Wybranie odpowiedniego układu opierało się na analizie warunków pracy przekładni, podczas której brano pod uwagę wartość naprężeń stykowych, temperaturę pracy, prędkości obwodowe poszczególnych kół oraz przeznaczenie przekładni. Obecnie, dzięki umiejętnościom technicznym związanym z wdrażaniem w praktyce przemysłowej technik przyrostowych, istnieje możliwość wyposażenia kół zębatych w wewnętrzne układy smarująco-chłodzące pracujące w obiegu zamkniętym lub otwartym. Systemy zamknięte ograniczają swoją funkcjonalność do obniżania temperatury pracy przekładni. Takie rozwiązanie nazywane jest chłodzeniem konformalnym i wywodzi się z obszaru dotyczącego form wtryskowych [126]. Autorzy pracy [127] zastosowali kanały wewnątrz koła wytwarzanego przy użyciu selektywnego spiekania laserowego i poddali je badaniom pod kątem zmian wartości temperatury koła podczas pracy. Na rys. 2.13 przedstawiono przebieg zmian wartości temperatury wieńca zębatego w zależności od prędkości obwodowej koła zębatego z chłodzeniem konformalnym, przy dwóch różnych wartościach naprężeń stykowych (pc). Włączenie obiegu cieczy chłodzącej (mieszaniny wody i glikolu) powoduje spadek temperatury pracy niezależnie od prędkości obwodowej badanego koła przy obu rozważanych obciążeniach. Maksymalna różnica między przebiegami zmiany temperatury o tych samych warunkach brzegowych wynosi 40°C. Spadek ten umożliwia obniżenie przepływu oleju natryskiwanego w przestrzeń miedzyzębną lub jego objętości w korpusie przekładni, a tym samym podnieść jej całkowitą sprawność.



Rys. 2.13. Przebieg zmian wartości temperatury kół zębatych w zależności od obciążenia powierzchni bocznych zębów i obecności układu chłodzenia [127]

Autorzy zauważyli negatywny skutek wprowadzenia kanałów chodzących, a mianowicie obniżenie nośności zębów, dlatego też istnieje konieczność prowadzenia dalszych badań w tym obszarze. Uzasadnionym wydaje się kierunek badań uwzględniający stosowanie innego medium chłodzącego niż olej przekładniowy. Pociągnie to jednak za sobą konieczność wyposażenia systemu w dodatkową pompę zasilającą układ chłodzenia. Zastosowanie alternatywnego układu kanałów otwartych, w przeciwieństwie do poprzednio omówionych, umożliwia uzyskanie wymaganego smarowania przy jednoczesnym chłodzeniu korpusu, co prowadzi do jednoczesnego obniżenia masy czynnika smarującego wewnątrz przekładni. Obrót kół z otwartymi kanałami powoduje powstawanie siły odśrodkowej, która oddziałuje na czynnik smarujący i nadaje mu pewne przyspieszenie. Jest to pozytywny aspekt z punktu widzenia projektowania układu chłodzenia, w tym pompy oleju, gdyż maleje zapotrzebowanie na wymaganą jej wydajność niezbędna do zasilenia układu. Kamps w pracy [119] dokonał między innymi opisu procesu projektowania systemu kanałów chłodzących, rozważając zróżnicowane ich warianty. Ustalona ostateczna postać lokalizacji i ukształtowania zaproponowanych układów kanałów chłodzących przedstawiono na rys. 2.14.



Rys. 2.14. Kolejne etapy projektowania kanałów chłodząco-smarujących w kole zębatym: a) wstępna koncepcja, b) kształtowanie geometrii ścian kanałów, c) zewnętrzna modyfikacja geometrii [119]

Sposób projektowania układu chłodząco-smarującego kół zębatych musi spełniać kilka kryteriów, z których najważniejszymi są: równomierne rozmieszczenie kanałów, aby nie powodować nadmiernych drgań układu z uwagi na niewyważone masy wirujące i ich odpowiednia geometria, która nie będzie generować nadmiernych koncentracji naprężeń, których wartość mogłaby prowadzić do inicjacji pęknięć. Na podstawie wyników analiz komputerowych, a także danych literaturowych autor ustalił, że pod względem statycznym współczynnik bezpieczeństwa kół z układem kanałów na złamanie zęba wyniósł 1,55, jednak pod względem zmęczeniowym wyniósł on 1,03, co jest zdecydowanie niesatysfakcjonującym wynikiem. Opracowane koło nie zostało w praktyce wytworzone, co nie pozwala zweryfikować szeregu aspektów konstrukcyjnych, wytrzymałościowych, jak i technologicznych, takich jak możliwość usunięcia metalicznego proszku z kanałów o małej średnicy, a także parametrów chropowatości powierzchni kanałów, których zbyt duża wartość może powodować turbulentny przepływu cieczy.

3. Badania wytrzymałości zmęczeniowej kół zębatych

3.1. Metody badań wytrzymałości zmęczeniowej kół zębatych

Określenie procesu technologicznego produkcji kół zębatych jest niezwykle złożonym procesem, szczególnie w przypadku, gdy został on oparty na technikach przyrostowych. Powodem tego jest duże prawdopodobieństwo powstania licznych niedoskonałości związanych ze strukturą materiału i dokładnością geometryczno-kształtową wytwarzanych elementów. Poprawność doboru poszczególnych parametrów procesu wytwarzania i zabiegów postprocesowych może być częściowo sprawdzana na podstawie badań próbek modelowych czy pośredniej weryfikacji półfabrykatów. Pełny obraz trwałości elementu i wpływu poszczególnych zabiegów technologicznych na szeroko rozumiane właściwości użytkowe najlepiej ukazują badania zmęczeniowe.

Podczas eksploatacji kół zębatych, powierzchnie boczne zębów podlegają różnym procesom zużycia. Ich intensyfikacja zależy od wielu czynników, spośród których dominują: warunki pracy, prędkości współpracujących zębów, rodzaj i sposób smarowania, temperatura pracy, a także właściwości samego materiału użytego do produkcji kół zębatych i jego stan, który wpływa m.in. na twardość powierzchni zębów. Równie ważna jest geometria zębów oraz chropowatość. W publikacjach [128] i [129] wyróżnia się wiele mechanizmów zużycia powierzchni bocznych zębów lub ich całkowitego eksploatacyjnego uszkodzenia. Do najbardziej istotnych zalicza się zużycia: bezścierne, dogładzające, ścierne, interferencyjne, korozyjne, zatarcie, zmęczeniowe (pitting i mikropitting) i łuszczenie (spalling). Ponadto w czasie pracy może również dojść do całkowitego lub częściowego wyłamania zęba, a tym samym do wkluczenia przekładni z dalszej eksploatacji. Patrząc przez pryzmat dużej liczby różnego rodzaju negatywnych zjawisk zachodzących podczas pracy przekładni, ważne jest poprawne oszacowanie właściwości zmęczeniowej danego rozwiązania w określonym obszarze obciążeń w celu ograniczenia prawdopodobieństwa wystąpienia trwałego uszkodzenia. Najczęściej określanymi właściwościami są: wytrzymałość zmęczeniowa na zginanie zęba oraz wytrzymałość zmęczeniowa stykowa. Wartości fizyczne wskazanych parametrów są wyznaczane na podstawie badań zmęczeniowych prowadzonych z wykorzystaniem elementów modelowych lub bezpośrednio odczytywane z odpowiednich tabel zawartych w normach i literaturze.

W obszarze mechanicznych układów napędowych istnieje wiele metod badania trwałości zmęczeniowej ich elementów składowych. Szeroki opis poszczególnych ścieżek badawczych zawiera praca prof. Müllera [128]. Dokonał on klasyfikacji poszczególnych metod na kilka głównych grup, co przedstawiono na rys. 3.1.



Rys. 3.1. Klasyfikacja badań przekładni zębatych [128]

Z uwagi na tematykę niniejszej pracy, opis poszczególnych metod zostanie ograniczony do obszaru badań kół zębatych na stanowiskach laboratoryjnych. Według pracy prof. Müllera oraz analizy literatury [130]–[134] w badaniach stanowiskowych najczęściej wykorzystuje się urządzenia badawcze pracujące w układzie mocy krążącej (zamkniętej) lub pulsatory hydrauliczne i pneumatyczne. Ponadto popularne są również stanowiska jednostopniowe, w których poza silnikiem napędowym i hamulcem występuje jedynie przekładnia badana [135], [136], jednak ich zastosowanie w przypadku badań kół pod dużym obciążeniem jest nieekonomiczne [137]. Na stanowiskach pracujących w układzie mocy krążącej wyznacza się trzy główne cechy wytrzymałości kół: wytrzymałość na złamanie zmęczeniowe, wytrzymałości na złamanie zmęczeniowe w warunkach zginania zębów. Ponieważ decydujący wpływ na trwałość kół zębatych mają zniszczenie zmęczeniowe powierzchni boku zęba oraz zmęczeniowe złamanie u podstawy [130], to one będą tematem dalszych rozważań.

Podczas współpracy zębów na ich powierzchni dochodzi do powstawania skoncentrowanych nacisków na czynnych bokach zębów z uwagi na teoretycznie liniowy charakter odziaływania dwóch powierzchni ewolwentowych. Obliczanie wartości naprężeń stykowych bazuje na modelowych obliczeniach dotyczących współpracy dwóch powierzchni walcowych, opracowanych przez Heinricha Rudolfa Hertza [137]. Jednak nie odpowiada on w pełni rzeczywistej charakterystyce pracy kół zębatych. Dlatego też przy wyznaczaniu wartości naprężeń stykowych dodano współczynniki pozwalające dopasować model Hertza do modelu nacisków na powierzchniach bocznych zębów podczas zazębienia [138]. Określa je wzór (3.1):

$$\sigma_{HO} = Z_H \cdot Z_E \cdot Z_{\varepsilon} \cdot Z_{\beta} \sqrt{\frac{F_t}{d_1 \cdot b} \cdot \frac{u+1}{u}}$$
(3.1)

gdzie:

 Z_H – współczynnik strefy nacisku; Z_E – współczynnik sprężystości; Z_ε – współczynnik przyporu;

Z_β– współczynnik pochylenia linii zęba;

Ft – (nominalna) siła obwodowa na okręgu podziałowym [N];

d1 – średnica podziałowa zębnika [mm];

u – przełożenie geometryczne współpracujących zębów.

Zależność (3.1) określa wartość naprężeń nominalnych spowodowanych naciskami jednostkowymi w centralnym punkcie zazębienia (biegunie zazębienia) przekładni nieobarczonej błędami wykonania i przy niewielkiej prędkości obrotowej [139]. Natomiast do wyznaczenia obliczeniowych wartości naprężeń $\sigma_{\rm H}$ należy uwzględnić przeniesienie miejsca odziaływania do wewnętrznego punktu jednoparowego zazębienia i uwzględnić zewnętrzne (zmienność obciążeń zewnętrznych) oraz wewnętrzne czynniki wpływające na obciążenie międzyzębne. Ponadto model matematyczny uwzględniający szereg odpowiednich współczynników przewiduje podział naprężeń na parę współpracujących zębów, a także ich rozkład wzdłuż linii zęba. Należy również pamiętać, że wartość naprężeń obliczeniowych należy wyznaczyć oddzielnie dla zębnika oraz koła zębatego. Zalecana zależność (3.2) pozwala wyznaczyć omówioną wartość naprężeń:

$$\sigma_{H} = Z_{B} \cdot \sigma_{HO} \cdot \sqrt{K_{A} \cdot K_{V} \cdot K_{H\beta} \cdot K_{H\alpha}}$$
(3.2)

gdzie:

Z_B – współczynnik jednoparowego przyporu zębów dla zębnika, koła zębatego (Z_D);

 σ_{HO} – nominalne naprężenie stykowe [N/mm²]

KA – współczynnik zastosowania;

K_V- współczynnik dynamiczny;

K_{Hβ} – (nominalna) siła obwodowa na okręgu podziałowym [N];

K_{Hα} – średnica podziałowa zębnika [mm];

Wzór (3.2) dotyczy wyznaczania wartości naprężeń dla zakresu nieograniczonej oraz ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej, jednak pozostałe rozważania będą ujmować jedynie zakres wytrzymałości nieograniczonej. Sposoby wyznaczania wartości współczynników zawartych w wyrażeniach (3.1) oraz (3.2) zostały szczegółowo opisane w normie PN-ISO 6336-2 [N3] oraz innych źródłach literaturowych [128], [137]–[141]. Kluczową kwestią w przypadku wyznaczania stykowej wytrzymałości zmęczeniowej jest spełnienie przez dane koło zębate warunku (3.3):

$$\sigma_{H} \leq \sigma_{HP} \tag{3.3}$$

Warunek wytrzymałości zmęczeniowe stykowej jest spełniony w momencie, gdy wartość obliczeniowych naprężeń stykowych (σ_H) jest nie większa niż wartość dopuszczalnych naprężeń stykowych (σ_{HP}). Naprężenie dopuszczalne wyznacza się z zależności (3.4) [N3]:

$$\sigma_{HP} = \frac{\sigma_{H \,\text{lim}} \cdot Z_{NT}}{S_{H \,\text{min}}} Z_L \cdot Z_v \cdot Z_R \cdot Z_W \cdot Z_X = \frac{\sigma_{HG}}{S_{H \,\text{min}}}$$
(3.4)

gdzie:

σ_{Hlim} – nieograniczona zmęczeniowa wytrzymałość stykowa boku zęba [N/mm²];

Z_{NT} – współczynnik trwałości przy obliczaniu naprężenia stykowego;

 σ_{HG} – graniczne naprężenie stykowe [N/mm²];

- S_{Hmin} minimalny współczynnik bezpieczeństwa ze względu na zmęczenie powierzchniowe;
- Z_L współczynnik środka smarnego;
- Zv współczynnik prędkości obwodowej;
- Z_R współczynnik chropowatości;
- Zw współczynnik umocnienia przez zgniot materiału;
- Z_X współczynnik wielkości, który uwzględnia wymiary zęba.

Sedno sprawy związanej z wyznaczeniem odporności koła zębatego na powierzchniowe zużywanie zmęczeniowe zostało zawarte w zależności (3.4). Jest to nieograniczona wytrzymałość boku zęba na zmęczenie (σ_{Hlim}). W literaturze istnieje kilka definicji tego pojęcia. Jedna z nich mówi, iż jest to maksymalna wartość trwale przenoszonych naprężeń stykowych bez powstania uszkodzeń na powierzchni bocznej zębów po przepracowaniu określonej, bazowej liczby cykli [141]. Według normy [N3] bazowa liczba cykli (N_{Hlimb}) zależy od zastosowanego materiału. Dla stali ulepszanych cieplnie (R_m ≥ 800 MPa), żeliw sferoidalnych, ciągliwych czarnych i stali do nawęglania (w stanie po nawęglaniu) bazowa liczba cykli wynosi $N_{Hlimb} = 5 \cdot 10^7$. Oprócz osiągnięcia przez koło-próbkę określonego resursu, dodatkowym ograniczeniem jest wielkość powierzchni wykruszeń zmęczeniowych. Dla kół, których powierzchnie boczne nie są utwardzane, powierzchnia uszkodzeń w postaci pittingu nie może przekroczyć 2% całkowitej czynnej powierzchni zębów. W przypadku kół zębatych utwardzanych powierzchniowo, wartość ta nie może być większa niż 4% powierzchni pojedynczego zęba lub 0,5% sumy wszystkich wykruszeń w odniesieniu do całego wieńca zębatego. Nieograniczona wytrzymałość zmęczeniowa może zostać m.in. wyznaczona według czterech głównych metod zalecanych przez normę [N3] lub według standardu AGMA. Zarówno metoda pierwsza (A) jak i druga (B) wymagają wyznaczenia wykresu trwałości

zmęczeniowej (m.in. Wöhlera) na podstawie badań doświadczalnych. W metodzie A badania przeprowadzane są na rzeczywistych lub zbliżonych do rzeczywistych parach kół zębatych w warunkach eksploatacji, natomiast metoda B opiera się na badaniu modelowych kół-próbek. Metody C i D są oparte na procedurze B, a współczynniki zawarte w zależności (3.4) są wyznaczane w sposób uproszczony [N3]. Norma PN-ISO 6336-2 zaleca stosowanie procedury B, dlatego też to ona zostanie szerzej omówiona. Według założeń tej metody, wyznaczanie nieograniczonej bazowej wytrzymałości na zmęczenie stykowe zęba prowadzone jest przy użyciu stanowisk laboratoryjnych. Najczęściej przeprowadza się je na stanowiskach pracujących w układzie mocy krążącej (zamkniętej), gdyż najlepiej odzwierciedlają rzeczywiste warunki pracy przekładni. Do najpopularniejszych stanowisk należą: stanowisko opracowane przez Politechnikę w Monachium - FZG, stanowisko IAE stosowane w Anglii oraz stanowisko Rydera użytkowane na terenie USA [128]. W Polsce również opracowano stanowisko m.in. do badań pittingu i mikropittingu. Urządzenie zaprojektował zespół Zakładu Tribologii Instytutu Technicznego Eksploatacji w Radomiu. Jest to stanowisko typu T-12U spełniające procedury badawcze opracowane w Politechnice w Monachium [142]. Na rys. 3.2 przedstawiono schemat najczęściej wykorzystywanego stanowiska laboratoryjnego FZG pracującego w układzie mocy krążącej, gdyż według statystyk obecnie na świecie użytkuje się ich około 500 szt. [143].



Rys. 3.2. Stanowisko do badań kół zębatych pod względem stykowej wytrzymałości zmęczeniowej [142]

Silnik elektryczny (1) napędza układ dwóch przekładni zestawionych ze sobą w konfiguracji mocy krążącej. Obciążenie realizowane jest przez napięcie wałów przekładni za pomocą dźwigni (najczęściej o długości 0,5 m) i zawieszanych na niej mas w postaci obciążników. Zadanie napięcia wstępnego umożliwia sprzęgło (4). Przekładnia badana (2) posiada taką samą wartość przełożenia jak przekładnia zamykająca (3), jednak ich trwałość zmęczeniowa jest znacznie zróżnicowana. Koła przekładni zamykającej posiadają dużo większą szerokość wieńca zębatego w stosunku do kół przekładni badanej. Ponadto

w zależności od konfiguracji, stanowisko może być wyposażone w układ pomiarowy wartości momentów przenoszonych przez określone elementy (5), (6). Dodatkowo stanowisko posiada system natrysku oleju w przestrzeń międzyzębną z możliwością regulacji jego temperatury. Układ ten wykorzystywany jest w trakcie badań wpływu substancji smarujących na występowanie zjawiska pittingu, mikropittingu czy zacierania. Parametry kół próbek do badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej reguluje norma ISO 6336-5:2016 [N4] i są to:

- odległość osi a = 100 mm;
- kąt pochylenia linii zęba $\beta = 0$ ($Z_{\beta} = 1$);
- wartość modułu m = $3 \div 5 \text{ mm} (Z_X = 1)$;
- szerokość wieńca zębatego b = $10 \div 50$ mm;
- wysokość chropowatości boku zęba $R_z = 3 \mu m (Z_R = 1);$
- współczynniki obciążenia $K_A = K_v = K_{F\beta} = K_{F\alpha} = 1;$
- klasa dokładności wykonania: 4 do 6 według ISO 1328-1;
- jednakowy materiał współpracujących kół ($Z_w = 1$);
- prędkość obwodowa v = $10 \text{ m/s} (Z_v = 1);$
- lepkość oleju zastosowanego w układzie smarowania $v_{50}=100 \text{ mm}^2/\text{s}$ ($Z_L=1$).

Stykowa nieograniczona wytrzymałość zmęczeniowa (σ_{Hlim}) kół zębatych jest określana dla bazowej liczby cykli. Dlatego też według pracy [141] powinno określać się ją jako nieograniczoną bazową wytrzymałość powierzchni bocznej zęba na zmęczenie (ortenie). Autorzy zaznaczyli, że konsekwencją tej definicji jest możliwość zastosowania uproszczonej metodyki. Zaproponowano wytyczne, które sprowadzają się do określenia wytrzymałości zmęczeniowej w zakresie ograniczonym, dzięki czemu możliwe jest otrzymanie pochylonej części wykresu Wöhlera, a jej przecięcie z prostą $x = N_{Hlimb} = 5 \cdot 10^7$ pozwala na wyznaczanie wartości oHlimb. Badania na stanowisku pracującym w układzie mocy krążącej rozpoczyna się od przewidywanej wartości granicy zmęczenia, odczytanej z wykresów zawartych w normie PN-ISO 6336-2 powiększonej o 10÷20 MPa. Pomiary na powierzchni bocznej zębów pod kątem wykruszeń zmęczeniowych powinno wykonywać się po przepracowaniu przez przekładnie liczby cykli zawierającą się w przedziale od $1 \cdot 10^6$ do $1 \cdot 10^7$. Po osiągnięciu określonych udziałów procentowych przez wykruszenia zmęczeniowe określone przez normę ISO 6336-5 [N4] należy zakończyć badanie i nanieść wyniki na wykres $\lg \sigma_H - \lg N_H$. Kolejne koła próbki należy poddawać obciążeniu zawierającym się w ciągu geometrycznym o ilorazie wynoszącym q $\leq \sqrt{1,25}$ [141]. Wyniki badań umieszczane na wykresie $\lg \sigma_H - \lg N_H$ pozwalają na wyznaczenie krzywej Wöhlera dla prawdopodobieństwa zniszczenia wynoszącego 50%.

Na stanowisku FZG wykonuje się badania dotyczące wpływu różnych czynników na zjawisko pittingu i mikropittingu. Badanie pittingu prowadzone jest według metody oznaczonej jako PT-C/10/90. Natomiast do badań mikropittingu określona została metoda GT-C/8,3/90. W obu przypadkach testy prowadzone są w celu określenia zdolności danej substancji smarnej do zapobiegania lub ograniczania wykruszeń zmęczeniowych na powierzchni bocznej zęba. Wspomniane metody nie są uregulowane dokumentami normatywnymi. W tabeli 3.1 zestawiono warunki badań według obu procedur badawczych [143].

Nazwa procedury	PT-C/10/90	GT-C/8,3/90	
Badane zjawisko	pitting	mikropitting	
Prędkość obrotowa silnika napędowego [obr/min]	1500	1500	
Prędkość obwodowa na kole tocznym [m/s]	8,3	8,3	
Chropowatość powierzchni bocznych zębów Ra [µm]	$0,2 \div 0,4$	$0,\!4 \div 0,\!6$	
Podzaj kola zebatego	C-PT (według FZG),	C/GF (według FZG),	
κοια εξυαίεξο	$b_{1,2} = 14 \text{ mm}$	$b_{1,2} = 14 \text{ mm}$	
Czas badania [h]	7 lub 14	16	
Moment obciążający [N·m]	373	70 ÷ 265 (zmieniany stopniowo)	
Naprężenie stykowe [Gpa]	1,8	$0,8 \div 1,5$	
Rodzaj smarowania	zanurzeniowe	obiegowe	
Temperatura oleju [°C]	90	90	
Warunek zakończenia badania	wielkość wykruszeń przekroczy 4% powierzchni nośnej zęba lub czas pracy przekładni przekroczy 300 h	osiągnięcie określonej wielkości uszkodzeń oraz zużycia masowego zębnika (określone według GF-CLASS i GRAV/PLAN [144])	

Tabela 3.1. Warunki badań zmęczeniowych według metod PT-C/10/90 i GT-C/8,3/90 [143]

Kolejnym aspektem dotyczącym trwałości zmęczeniowej kół zębatych jest wytrzymałość zmęczeniowa na złamanie u podstawy zęba. Podczas współpracy koła zębatego i zębnika dochodzi do powstania siły międzyzębnej, powodującej złożony stan naprężeń w obszarze stopy zęba. Jednak z uwagi na dominujący charakter naprężeń zginających, to one odgrywają najważniejszą rolę w modelach matematycznych. Przekrojem niebezpiecznym przyjmowanym w obliczeniach według PN ISO 6336-3 [N5] jest przekrój wyznaczany przez punkty styczności zarysu zęba z liniami prostymi tworzącym kąt 30° z jego osią symetrii (przekrój o wymiarach s_{Fn} i b, gdzie b oznacza szerokość wieńca zębatego). Do określenia wartości naprężeń dopuszczalnych wykorzystuję się zależność (3.5):

$$\sigma_F = \frac{F_{o1}}{b \cdot m_n} \cdot Y_{FS} \cdot Y_{\varepsilon} \cdot Y_{\beta}$$
(3.5)

gdzie:

Fo1 - nominalna siła obwodowa na walcu podziałowym w przekroju czołowym [N];

b - szerokość wieńca zębatego [mm];

m_n – moduł normalny koła zębatego;

Y_{FS}- współczynnik głowy zęba;

 Y_{ϵ} – współczynnik przyporu przy obliczaniu wytrzymałości podstawy zęba;

Y_β – współczynnik kąta pochylenia linii zęba.

Warunek wytrzymałościowy określający trwałość zmęczeniową na złamanie zęba u podstawy określa zależność:

$$\sigma_F \le \sigma_{FP} \tag{3.6}$$

Warunek wytrzymałościowy jest spełniony, gdy wartość naprężeń występujących w przekroju niebezpiecznym zęba (σ_F), jest nie większa niż naprężeń dopuszczalnych (σ_{FP}) określane przez wyrażenie (dla zakresu nieograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej) (3.7):

$$\sigma_{FP} = \frac{\sigma_{F \, \text{lim}} \cdot Y_{ST} \cdot Y_{NT}}{S_{F \, \text{min}}} \cdot Y_{\delta relT} \cdot Y_{RrelT} \cdot Y_X \tag{3.7}$$

gdzie:

- σ₁ umowna granica zmęczenia podstawy zęba standardowego koła próbki na zginanie [N/mm²];
- Y_{ST} współczynnik korekcji naprężenia, stosowany dla wymiarów standardowych kół próbek;
- Y_{NT} współczynnik trwałości dla naprężenia u podstawy zęba, odniesiony do wymiarów standardowych kół próbek;
- S_{Fmin} wymagany minimalny współczynnik bezpieczeństwa dla naprężeń u podstawy zęba;

 $Y_{\delta rel T} - względny współczynnik wrażliwości na działanie karbu;$

Y_{R rel T} – względny współczynnik stanu powierzchni;

Y_X – współczynnik wielkości dla naprężeń u podstawy zęba.

Wartość naprężenia w przypadku obciążeń cyklicznych odzerowo tętniących - σ_{Flim} , jest to obciążenie, które może przenieść dany ząb bez wystąpienia jego uszkodzenia po osiągnięciu bazowej liczby cykli N_{F lim} = $3 \cdot 10^6$. Istnieją cztery główne metody wyznaczania tej wartości. Najbardziej dokładne i najczęściej stosowane opierają się na wyznaczeniu wykresu Wöhlera.

Norma ISO 6336-5:2016 określa parametry koła-próbki do badań w tym zakresie:

- kąt pochylenia linii zęba $\beta = 0$ (Y_{β} = 1);
- wartość modułu m = $3 \div 5 \text{ mm} (Y_X = 1)$;
- szerokość wieńca zębatego b = $10 \div 50$ mm;
- wysokość chropowatości boku zęba $R_z = 10 \ \mu m \ (Y_{R \ rel \ T} = 1);$
- współczynnik korekcji naprężenia $Y_{ST} = 2,0;$
- współczynniki obciążenia $K_A = K_v = K_{F\beta} = K_{F\alpha} = 1;$
- klasa dokładności wykonania: 4 do 7 według ISO 1328-1;
- parametr karbu $q_{ST} = 2,5$ ($Y_{\delta rel T} = 1$).

Wyznaczanie punktów do określenia przebiegu krzywej Wöhlera, określa się na podstawie badań przeprowadzanych na stanowiskach pracujących w układzie mocy krążącej lub pulsatorach. W przypadku pulsatorów, koło próbka jest montowane między dwoma trzpieniami, z których jeden jest elementem podporowym, a drugi obciążającym. Sposoby określenia liczby zębów umieszczonych między trzpieniami, a także obszar ich umiejscowienia na powierzchniach bocznych zębów zostały opisane w pracy [128]. Procedura badawcza może zostać przeprowadzona według wielu ścieżek. Jedną z nich zaproponowali autorzy pracy [144]. W przypadku tego typu badań należy przeprowadzić 15 prób zmęczeniowych, przy pięciu poziomach naprężeń. Schemat prowadzenia badań według wspomnianej metodyki zilustrowano na rys. 3.3. W większości przypadków próby te przeprowadzane są w zakresie ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej.





Każdy z określonych punktów pomiarowych zostaje naniesiony na wykres w układzie $\lg \sigma_F - \lg N_F$ wyznaczając tym samym pochyloną część krzywej Wöhler. Jej przecięcie z prostą $x = \lg N_{Flim}$ wskazuje punkt, którego rzędną jest wartość naprężenia dla nieograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej na zginanie zębów (σ_{Flim}) odpowiadającej 50% prawdopodobieństwu zniszczenia zęba.

3.2. Wytrzymałość zmęczeniowa kół zębatych wytworzonych konwencjonalnie

Rozważając różnorodne układy mechaniczne zawierające elementy takie jak mechanizmy przekładniowe, nieuniknione staje się zetknięcie z ich potencjalnymi uszkodzeniami. Analiza powstających defektów jest niezbędna dla inżynierów i specjalistów m.in do spraw utrzymania ruchu, aby skutecznie diagnozować, zapobiegać i usuwać potencjalne problemy z nimi związane. W niniejszej części opracowania analizie zostaną poddane rodzaje uszkodzeń klasycznych wieńców zębatych i przyczyny ich powstawania, w celu pełniejszego zrozumienia zjawisk fizyko-chemicznych zachodzących podczas pracy przekładni. Według dostępnych statystyk około 80% awarii maszyn zawierających mechaniczne układy napędowe dotyczy przekładni, a uszkodzenie kół zębatych to około 10% tych przypadków [145], co potwierdza istotność podjętej tematyki.

Przyczyną powstawania uszkodzeń wieńców zębatych podczas ich eksploatacji jest występowanie pewnego złożonego stanu naprężeń, które lokalizowane jest w miejscu zazębienia współpracujących kół. Powstające uszkodzenia można podzielić na częściowe, które nie wykluczają przekładni z dalszej pracy, a także pełne, które wywołują konieczność zatrzymania mechanizmu. Charakter defektów jest klasyfikowany jako: stopniowy o powolnym przebiegu, zmęczeniowy w wyniku cyklicznego obciążania konstrukcji oraz katastroficzny powodujący nagłe uszkodzenie całego mechanizmu [146]. Na powierzchni bocznej zęba będącego w przyporze można wyróżnić miejsca szczególnie wytężone. Pierwsze z nich to obszar przejścia powierzchni czynnej zęba w dno wrębu, a konkretnie promień przejścia u podstawy zęba będącego karbem geometrycznym. Po czynnej stronie zęba, gdzie najczęściej dochodzi do inicjacji pęknięcia, kumulowane są naprężenia rozciągające, natomiast po stronie biernej naprężenia ściskające. Drugim obszarem jest miejsce odziaływania dwóch powierzchni bocznych zębów znajdujących się w przyporze, gdzie dochodzi do powstawania naprężeń stykowych, które rozpatrywane są z wykorzystaniem teorii Herza. Powierzchnie te odgrywają kluczową rolę w efektywnym przenoszeniu momentu obrotowego, a tym samym narażone są na różnorodne czynniki mogące prowadzić do ich degradacji. Przekroczenie dopuszczalnej liczby cykli obciążeń zębów może powodować ich uszkodzenie objawiające się w postaci wspomnianych uszkodzeń częściowych lub pełnych. W wyniku stwierdzenia występowania niesprawności, należy podjąć środki zapobiegawcze w postaci korekty wymiarów geometrycznych koła, zastosowanego materiału, sposobu obróbki wykańczającej czy przez zmianę parametrów środka smarnego.

Szczegółowe opisy procesów prowadzących do wymienionych rodzajów uszkodzeń zostały zamieszczone w normach: ANSI/AGMA 1010-F14 [N6] i ISO 10825-1:2022 [N7]. Problematyka ta jest również opisywana i klasyfikowana w wielu pracach, w tym między innymi w [128], [146], [147]. Na podstawie wymienionych opracowań oraz dokumentów normatywnych przedstawiono opisy wybranych procesów zużywania, tj.:

- Zużywanie bezścierne będące zjawiskiem tarcia dwóch powierzchni współpracujących zębów jednak bez udziału ciał trzecich o właściwościach ściernych.
- Zużywanie dogładzające/polerowanie jest to proces ścierania na skutek kontaktu dwóch powierzchni bocznych współpracujących kół, dodatkowo intensyfikowane udziałem agresywnych dodatków chemicznych substancji smarującej lub mikro zanieczyszczeniami, które dostały się do jej objętości. Zgodnie z normą ANSI/AGMA 1010-F14 [N6] można wyróżnić polerowanie łagodne, umiarkowane

- i silne. Pierwsze z nich zachodzi w początkowej fazie pracy kół czyli podczas docierania. W wyniku tego zjawiska następuje zmniejszenie chropowatości powierzchni czynnych, szczególnie w przypadku przekładni wolnoobrotowych, gdzie grubość filmu smarującego jest niewystarczająca. Wpływa to na zwiększenie rzeczywistej powierzchni styku Ar, a tym samym poprawę warunków powstawania filmu olejowego i zmniejszenie wartości lokalnych naprężeń stykowych [135], [145], [154]. Drugim etapem jest polerowanie umiarkowane, gdzie pomimo intensyfikacji procesu zużywania, rysy szlifierskie pozostają wciąż widoczne. Ostatni etap w formie polerowania silnego niesie za sobą negatywne skutki prowadzące do wzrostu falistości powierzchni i zaburzenia zarysu bocznego zęba, a tym samym powodują wzrost luzu międzyzębnego, co wiąże się z ogólnym pogorszeniem warunków współpracy pary kół zębatych. Na występowanie polerowania silnego mogą mieć wpływ dodatki smarne zawierające siarkę lub fosfor. Są one stosowane w smarach w celu zapobiegania zjawisku zacierania przekładni. Ich aktywność jest zależna w głównej mierze od temperatury substancji smarującej, a ta z kolei od warunków pracy przekładni [148]. W efekcie staje się konieczne cykliczne kontrolowanie składu chemicznego substancji smarującej, a w razie konieczności ograniczenie liczby zawartych w niej aktywnych dodatków chemicznych przy jednoczesnym redukowaniu temperatury pracy kół zębatych. Ponadto, należy prowadzić ciągłą filtrację czynnika smarującego w celu usuwania twardych cząstek, których obecność jest nieodzownym elementem eksploatacji przekładni [148], [149].
- Zużywanie interferencyjne zużycie będące następstwem błędów podczas procesu technologicznego, projektowania lub montażu. Błędy te wpływają na nieprawidłową geometrię wieńca zębatego jak również na zmianę odległości osi wałów (czynnego i biernego). Powstaje na skutek wejścia w bezpośredni kontakt krawędzi zęba z obszarem w okolicach stopy zęba współpracującego. Postać uszkodzenia przyjmuję formę wykruszenia wierzchołka zęba, a także ubytków w okolicy strefy przejściowej. Defekty w tym obszarze mogą stać się źródłem inicjacji pęknięć w głąb materiału, a tym samym prowadzić do katastroficznego wyłamania zęba.
- Wytarcie/zużywanie ścierne zużycie ścierne boków zęba na skutek obecności obcych ciał w postaci, np. pyłów mineralnych lub ubytków własnych współpracujących kół. Proces ten oparty jest o mechanizmy: mikroskrawania

luźnymi cząstkami ciał stałych o ostrych krawędziach, rysowania przez szczyty nierówności jednej ze współpracujących powierzchni oraz wzajemnego ścinania nierówności. Bardzo często wymienionym zjawiskom towarzyszy mechanizm bruzdowania, który polega na plastycznym odkształcaniu miękkiego materiału jednego z kół przez nierówności o łagodnych kształtach znajdujących się na powierzchniach bocznych koła współpracującego (często o wyższej twardości) [150]. Na skutek zachodzenia opisanych mechanizmów następuje pojawienie się defektów przyjmujących formę mikroskopowych oraz makroskopowych zarysowań na powierzchniach bocznych zębów z kierunkiem zgodnym z występującymi poślizgami przy jednocześnie wciąż widocznych rysach obróbki wykańczającej. W takich przypadkach można mówić o zużyciu ściernym łagodnym lub umiarkowanym [N6]. Wzrost wartości naprężenia stykowego, sprzyja zwiększaniu poślizgów na bokach zębów, a tym samym przyczynia się to do intensyfikacji procesu zużywania ściernego (intensywne zużycie ścierne). Ciała obce (również te pochodzące z odspajania materiału z powierzchni bocznych zębów w wyniku procesu zużywania zmęczeniowego) znajdujące się w przestrzeni międzyzębnej powodują uszkodzenia makroskopowe w postaci licznych rys, szczególnie w strefie przywierzchołkowej. Może prowadzić to do degradacji zarysu zęba, a tym samym do wzrostu luzu międzyzębnego. Na skutek tego następuje zwiększenie amplitudy drgań, a także wartości natężenia dźwięku generowanego przez przekładnie. W celu zapobiegania procesowi zużywania ściernego istnieje konieczność zapewnienia odpowiedniego systemu filtracji substancji smarującej oraz jego ścisłej kontroli. Ponadto w praktyce stosowane są różnego rodzaju czujniki, a także korki z wkładem magnetycznym pozwalające kontrolować ilość produktów zużywania.

– Zużywanie korozyjne – jest to odziaływanie chemiczne związków zwartych w cieczy smarownej, wilgoci, kwasów lub innych związków na powierzchni czynnej kół zębatych. Proces ten prowadzi do degradacji materiału i utraty integralności strukturalnej zębów kół zębatych. Objawy korozyjnego zużycia mogą występować w postaci wykruszeń przyjmujących formę plam. Szczególnym rodzajem zużywania korozyjnego jest zużycie przez utlenianie powierzchni bocznej zębów. Podczas tego zjawiska zachodzi proces adsorpcji tlenu w obszarze tarcia przy jednoczesnym tworzeniu warstwy stałych roztworów. Szkodliwość tego procesu następuje w momencie dominacji utleniania w stosunku do innych mechanizmów niszczenia. Ponadto do procesu zużywania, któremu towarzyszy korozja zalicza się fretting. Fretting to termin używany do opisania procesu uszkadzania stykających się powierzchni dwóch ciał stałych, na które działa obciążenie skierowane prostopadle do powierzchni kontaktu. W tym przypadku powierzchnie te cyklicznie przesuwają się względem siebie przy niewielkiej amplitudzie. Można więc stwierdzić, że fretting występuje w połączeniach elementów maszyn, które wykazują względne mikroruchy, styczne do powierzchni kontaktu, przy jednoczesnym występowaniu dużych wartości naprężeń stykowych w obecności tarcia technicznie suchego oraz w atmosferze podatnej na korozję. W celu minimalizacji ryzyka wystąpienia zużycia korozyjnego kół zębatych, stosowane są różne środki ochronne, w formie powłok antykorozyjnych, a także regularna konserwacja i utrzymanie właściwych warunków środowiskowych w celu minimalizacji obecności czynników pozwalających na zarodkowanie ognisk korozji.

Zużywanie adhezyjne/zacieranie (scuffing i scoring) - zużycie adhezyjne pojawia się w momencie nagłego wzrostu temperatury pracy kół zębatych na skutek m.in. nieodpowiedniej eksploatacji przekładni, jej złego montażu lub wykonania elementów składowych niezgodnie z dokumentacją techniczną. Ponadto zjawisko to zachodzi najczęściej w przekładniach charakteryzujących się wysoką prędkością obrotową, a dodatkowym aspektem wspomagającym rozwijanie tego typu defektów jest różnica w twardości warstwy wierzchniej materiałów współpracujących kół [147]. Niekorzystne warunki temperaturowe prowadzą do przerwania filmu olejowego znajdującego się między smarowanymi powierzchniami czynnymi współpracujących zębów. Taki stan rzeczy prowadzi do szczepienia/spawania wierzchołków mikronierówności, a w następstwie do wyrywania cząstek materiału jednego z zebów i przenoszenia go na zab współpracujący. Ponadto towarzysza temu mechanizmy mikroskrawania i bruzdowania, co w połączeniu z efektem szczepiania cząstek prowadzi do wzrostu współczynnika tarcia między współpracującymi elementami i ich stopniowego zacierania. W literaturze rozróżniono pojęcie scuffingu i scoringu. Przez scoring rozumiany jest wczesny etap zużywania adhezyjnego, kiedy na powierzchniach bocznych, szczególnie w okolicach strefy przywierzchołkowej (dla koła czynnego) gdzie występują jedne z największych wartości poślizgów, obserwowane są pojedyncze ubytki w postaci rys (zgodne z kierunkiem poślizgów) oraz dekohezja materiału [151]. Wraz z postępem procesu zużywania czyli zwiększania udziału rys oraz ubytków materiału, wzrasta współczynnik tarcia, a tym samym temperatura pracy przekładni. Efektem tego jest ciągła intensyfikacja zużycia warstwy wierzchniej, stopniowo prowadzącego do zniekształcenia zarysu zęba. Ponadto z uwagi na wysoką temperaturę panującą na zahartowanych powierzchniach bocznych zębów może dochodzić do zmiękczenia warstwy wierzchniej na skutek osiągania warunków korzystnych dla odpuszczania [152], [153]. Literatura nie podaje wyraźnego punktu przejścia z etapu scoringu w scuffing. Należy jednak uznać, że scuffing charakteryzuje się znacznie rozleglejszym występowaniem, a nawet zajęciem całej strefy przywierzchołkowej (dla koła czynnego). Występowanie zużycia adhezyjnego wiąże się ze wzrostem hałasu oraz drgań generowanych przez przekładnie. Zużywanie powierzchni bocznych w tej formie powoduje wzrost obciążeń dynamicznych, a tym samym może prowadzić do uszkodzenia całej przekładni. W celu zapobiegnięcia występowaniu zużycia adhezyjnego szczególnie ważne jest stosowanie odpowiedniego środka smarnego zawierającego dodatki przeciw zatarciowe, a także zapewnienie odpowiednich parametrów geometrycznej struktury powierzchni zębów przez obróbkę honowania czy polerowania [N6].

- Odkształcenie plastyczne i utrata zarysu jest to proces plastycznego odkształcenia zębów lub ich powierzchni bocznych, zachodzący na skutek zgniotu powstającego w wyniku wysokich wartości naprężeń stykowych. W momencie przekroczenia granicy plastyczności materiału może dochodzić do utraty pierwotnego zarysu zęba. W kołach o wysokiej twardości istnieje możliwość obserwacji tego typu zjawiska jednak nieco w innej formie. Do jego wystąpienia dochodzi w momencie obecności zbyt małej grubości warstwy utwardzonej przy jednocześnie zbyt miękkim rdzeniu zęba uzyskanym na skutek nieodpowiedniej obróbki cieplnej. W takiej sytuacji obserwowane jest załamywanie się warstwy wierzchniej, prowadzące do dekohezji materiału [147].
- Przypalenie i zabarwienia lokalna zmiana barwy powierzchni bocznej zęba prowadząca do utraty jego twardości czego następstwem jest zwiększona podatność na zużywanie w innych formach. Do tego typu zjawiska dochodzi często na etapie produkcji na skutek niepoprawnie przeprowadzonej mechanicznej obróbki wykańczającej [128]
- Zmęczeniowe wyłamanie zęba najczęściej rozróżnia się złamanie zmęczeniowe, doraźne oraz ukośne [140]. Złamanie zmęczeniowe zachodzi na skutek cyklicznych zmian naprężeń, które koncentrowane są przez tzw. karby zmęczeniowe.

Rozpoczęcie pękania zachodzi w miejscu ognisk skupionych najczęściej na powierzchni w postaci podcięć, uskoków szlifierskich lub rys pozostawionych po obróbce wykańczającej. Inicjacja pęknięć może następować na skutek pojawiania się innych form zużywania, np. wykruszeń pittingowych, czy interferencyjnych. Ponadto rozpoczęcie pękania może mieć miejsce w momencie obecności karbu mikrostrukturalnego, powstającego w efekcie niepoprawnie przeprowadzonej obróbki cieplno-chemicznej czy mające swoją genezę w formie wtrąceń metalicznych lub niemetalicznych w strukturze materiału [146]. Złamanie ukośne ma miejsce na skutek nierównomiernego rozkładu naprężeń na powierzchni zęba, co jest związane z nierównoległością osi wałów kół współpracujących lub sprężystych odkształceń w przypadku nieodpowiedniego łożyskowania. Przełom doraźny występuje w momencie nagłych obciążeń dynamicznych pochodzących najczęściej na skutek zewnętrznych czynników. W efekcie dochodzi do wzrostu siły międzyzębnej i całkowitego wyłamania zęba u podstawy. [140].

- Łuszczenie (spalling) zmęczeniowy proces zużycia powierzchni bocznej zęba na skutek cyklicznie występujących naprężeń stykowych. Zachodzi w strefie czystego toczenia lub toczenia z poślizgiem, któremu towarzyszy bezpośredni kontakt powierzchni bocznych kół zębatych. W wyniku występowania naprężeń stykowych dochodzi do odkształceń plastycznych warstwy wierzchniej, a w następstwie do mikropęknięć i dekohezji materiału. Ubytki przyjmują formę płatków o dużym polu powierzchni przy małej wartości głębokości. W odróżnieniu do innych procesów zużywania zmęczeniowego łuszczenie zachodzi w znacznie krótszym czasie.
- Zużywanie zmęczeniowe (pitting i mikropitting) jest to zmęczeniowy proces zużywania powierzchni bocznej zębów na skutek występowania cyklicznego obciążenia, a dokładnie naprężeń stykowych oraz poślizgów. W zależności od rodzaju zużywania, źródła wykruszeń mogą znajdować się na powierzchni czynnej zęba lub wewnątrz struktury materiału. Objawiają się w postaci ubytków o kształcie kropli, która rozszerza się w kierunku przeciwnym do kierunku występowania poślizgów (koło czynne). Dokładny opis tego typu zużywania wraz z przykładami literaturowymi zostanie przedstawiony w dalszej części opracowania.

Dokumenty normatywne [N6], [N7] rozróżniają wiele dodatkowych procesów zużywania powierzchni bocznych zębów oraz ich uszkodzeń na skutek wyłamania. Jednak z uwagi na ograniczoną objętość niniejszej pracy nie zostaną one dokładnie opisane. Ponadto ich pominięcie wynika z faktu, iż w większości stanowią połączenie już wymienionych zjawisk lub

dotyczą błędów związanych z jakością materiału, czy istotnych uchybień na etapie produkcyjnym. Dalsza uwaga zostanie skupiona na przeglądzie dostępnych prac związanych ze zużywaniem zmęczeniowym powierzchni bocznych zębów, a dokładnie na opisie ich praktycznego występowania.

W jednostopniowej przekładni zębatej występuje cykliczna współpraca minimum dwóch zębów. Bezpośredni kontakt boków zębów rozpoczyna się w punkcie tzw. wejścia w przypór, a kończy na punkcie wyjścia z przyporu. Punkt styku przesuwający się po powierzchniach współpracy wraz z obrotem kół zakreśla tzw. odcinek przyporu (A-E na rys. 3.4). Podczas pokonywania tej drogi dochodzi do zmian charakteru współpracy. Poza ruchem określanym mianem toczenia, w sposób zmienny towarzyszą mu poślizgi powstające na skutek odmiennych prędkości obwodowych koła biernego i czynnego. Największe prędkości poślizgów obserwowane są w dwóch skrajnych punktach przyporu ξ₁, ξ₂ (rys. 3.4), a ponadto ich wartości mają przeciwne zwroty dla koła biernego i czynnego. Jak wynika z badań eksperymentalnych i eksploatacyjnych intensywność zużywania się zębów jest bezpośrednio związana z wartościami poślizgów, a dokładnie ich wartości względnej odniesionej do prędkości stycznej w danym punkcie przyporu [146]. W biegunie zazębienia (punkt C na rys. 3.4) następuje zanik poślizgów, efektem czego jest wystąpienie jedynie ruchu tocznego. Zwrot poślizgów, rozkład prędkości (dla koła czynnego) oraz kierunek toczenia został przedstawiony na rys. 3.4.



Rys. 3.4. Teoretyczny rozkład prędkości poślizgów w momencie: a) wejścia w przypór, b) w biegunie zazębienia,
c) w punkcie wyjścia z przyporu [154][146]

Rozkład wartości prędkości poślizgów jest bardzo istotnym zagadnieniem mającym wpływ na zużywanie kół zębatych. Występowaniu poślizgów towarzyszy siła tarcia, która bezpośrednio zależy od wartości obciążenia przenoszonego przez koła. Te dwie istotne kwestie były tematem wielu opracowań, w tym między innymi [155]–[158], w których autorzy próbowali uzależnić występowanie i przebieg niektórych procesów zużycia w funkcji prędkości obwodowej kół zębatych oraz momentu obciążającego. Na rys. 3.5 przedstawiono jeden z nich, opracowany dla kół utwardzanych powierzchniowo.



Rys. 3.5. Graficzne przedstawienie występowania różnych rodzajów zużywania powierzchni bocznych zębów utwardzanych powierzchniowo w zależności od momentu obciążającego i ich prędkości obwodowej [155]

Analiza przebiegów krzywych dotyczących różnych rodzajów zużywania powierzchni bocznych zębów utwardzanych powierzchniowo przedstawionych na rys. 3.5 potwierdzają teoretyczne warunki występowania poszczególnych rodzajów zużywania tribologicznego i zmęczeniowego. W najszerszym zakresie obciążenia jak i prędkości obwodowej, zachodzą procesy zużywania zmęczeniowego powierzchni bocznych zębów, a to one w dużej mierze decydują o trwałości przekładni. Proces zużywania zmęczeniowego zachodzi na skutek występujących naprężeń stykowych na powierzchni bocznej zęba, a także poślizgów. Jak wcześniej wspomniano, do wyznaczania wartości naprężeń stykowych wykorzystywana jest teoria Hertza. Jednak nie odzwierciedla ona rzeczywistych warunków współpracy kół zębatych, stąd też konieczność uzupełnienia jej o szereg współczynników, co przedstawiono w podrozdziale 3.1. Poza obciążeniami normalnymi do powierzchni styku, w momencie przenoszenia momentu pojawia się również obciążenie styczne prowadzące do powstania trójosiowego stanu naprężenia. Jako pierwszy obliczenia tego typu przeprowadził N.M. Bielajew, który wykazał, iż maksymalna wartość naprężeń stycznych nie występuje na

powierzchni styku, a pod nią. Dokładnie ma to miejsce na głębokości 0,393 h_z (h_z- szerokość powierzchni styku), czyli w tzw. punkcie Bielajewa [137], [159]. Rozważania te dotyczą jednak bezpośredniego kontaktu elementów współpracujących. W momencie wprowadzenia cieczy smarującej, wartości maksymalnych naprężeń przesuwają się w okolice powierzchni. Tego typu zjawisko powoduje możliwość inicjowania mikropęknięć od lokalnych nierówności na powierzchni bocznej zęba, które propagują w głąb materiału w kierunku przeciwnym do występujących poślizgów, pod kątem 10-30° względem powierzchni (rys. 3.6a) [160]. Tym samym dochodzi do powstawania szczelin do wnętrza, których wtłaczana zostaje ciecz smarująca, a następnie w wyniku względnego przemieszczania się powierzchni czynnych następuje ich zamknięcie. Ciecz smarująca zaciskana w szczelinie generuje ciśnienie powodujące rozrywanie materiału i powstawanie drobnych wykruszeń określanych mianem mikropittingu. Wielkość pojedynczych ubytków zawiera się w zakresie od wartości bliskich chropowatości powierzchni do około 10 µm, jednocześnie przy długości wynoszącej 10-30 µm [154]. W ujęciu makroskopowym, powierzchnia boczna zębów zostaje zmatowiona (rys. 3.6b). Miejsce obecności mikrojamek pittingowych na powierzchniach bocznych zębów jest ściśle powiązane z występowaniem maksymalnych wartości poślizgów, przy jednoczesnej obecności stykowych. dużych wartości napreżeń Obszary te są zorientowane w strefie przywierzchołkowej (okolice wejścia zęba w przypór), a także poniżej średnicy podziałowej, co przedstawiono w pracy [161]. Wpływa to na bezpośrednie obniżenie grubości filmu smarującego w punktach ekstremalnych wartości naprężeń stykowych, wzdłuż linii przyporu. Poza aspektem obciążeń, nie może zostać pominięty również wpływ na występowanie zjawiska mikropittingu wartości parametrów chropowatości . Dotychczas było to tematem wielu opracowań, w tym między innymi [162]–[164]. Mallipeddi i inni w pracy [164] porównali obecność występowania mikropittingu w koła zębatych typu C-PT FZG, które poddano trzem różnym obróbkom wykańczającym: szlifowaniu, honowaniu i tzw. superfinishing. Uzyskano trzy różne wartości średnie parametrów Ra odpowiednio dla wymienionych procesów: 0,3 µm; 0,16 µm i 0,08 µm. Koła poddane obróbce przez honowanie charakteryzowały się powstawaniem mniejszej liczby mikrowżerów, niż w kołach szlifowanych. W badanym zakresie nie stwierdzono ubytków w postaci mikropittingu dla kół o chropowatości Ra=0,08um. Ponadto, jak wykazano w pracy Xu i innych [162], ułożenie wykruszeń jest silnie powiązane z anizotropowością właściwości morfologicznych powierzchni. Skutkuje to występowaniem ubytków wzdłuż rys obróbczych pozostawionych po mechanicznej obróbce wykańczającej.



Rys. 3.6 Widok wykruszeń mikropittingowych: a) w przekroju równoległym do zarysu zęba, b) powierzchni bocznej zęba [160][154]

Wspominana ciecz smarująca odgrywa istotną rolę w zakresie obniżania współczynnika tarcia, jak również temperatury pracy. Umieszczanie jej między dwiema silnie obciążonymi, ruchomymi powierzchniami powoduje wzrost ciśnienia, który wpływa na lokalną zmianę lepkości cieczy i utworzenie cienkiej warstwy smarującej zwanej elastohydrodynamiczną (EHL) [165]. Ciśnienie to powoduje dodatkowe odkształcenie sprężyste powierzchni zęba, które przenosi wartości maksymalnych naprężeń stycznych w jej obszar. Do wygenerowania odpowiednich warunków pozwalających na powstanie smarowania EHL muszą zostać spełnione określone kryteria, na które składają się: wysoka prędkość obrotowa kół, określona lepkość cieczy smarującej, niska chropowatość powierzchni współpracujących oraz szereg innych związanych m.in. z obciążeniem czy temperaturą pracy. Downson i inni ustalili, że w idealnych warunkach pracy, grubość filmu olejowego podczas smarowania EHL może wynieść 1 µm [154]. Inne źródła podają pewien zakres 1-5(3) µm [150]. Najczęściej parametry geometrycznej struktury powierzchni bocznych kół zębatych charakteryzują się wartością parametru Ra (po standardowej obróbce przez szlifowanie) około 0,4-06 µm, a wysokości szczytów chropowatości Rz zawiera się w zakresie 2-4 µm. Parametry te wpływają na pojawienie się lokalnych wzrostów ciśnienia w warstwie smarującej, a z uwagi na większą wartość wysokości chropowatości od grubości filmu smarującego dochodzi do bezpośredniego kontaktu powierzchni metalicznych, które warunkuje powstanie tzw. tarcia mieszanego przeważającego podczas eksploatacji przekładni zebatych [149], [150], [154]. Względna grubość filmu smarującego (λ) może zostać obliczona (zgodnie z normą ISO/TR 15144:2010 [N8]), a na podstawie jej wartości konstruktor stwierdza rodzaj występującego tarcia mającego wpływ na żywotność przekładni. Wartości względne grubości filmu smarującego pozwalające na przypisanie występującego rodzaju tarcia wynoszą: $\lambda < 1 \,\mu m$ (tarcie graniczne), $1 \mu m \le \lambda \le 5 \mu m$ (smarowanie EHL i tarci mieszane), $\lambda > 5 \mu m$ (smarowanie płynne - tarcie wewnątrz cieczy smarującej). W silnie obciążonych przekładniach wolnoobrotowych istnieje ryzyko wystąpienia tarcia granicznego. W tym przypadku warstwa oleju nie jest wystarczająca, aby efektywnie obniżać poziom zużywania przekładni. Wieczorek w swojej pracy [166] wykazał występowanie tego typu tarcia w przekładniach stosowanych w górnictwie, których niska prędkość obrotowa i duża wartość obciążenia sprzyjały wygenerowaniu filmu olejowego o grubości dochodzącej do wartości nieco powyżej 0,1µm. Powodowało to zintensyfikowanie zużycia zmęczeniowego, ściernego oraz adhezyjnego. Wzrost grubość warstwy oleju osiągnięto przez istotne obniżenie chropowatości powierzchni bocznych kół zębatych. Norma ISO/TR 15144:2010 [N8] przewiduje wyznaczanie współczynnika bezpieczeństwa S_{λ} określającego możliwość wystąpienia mikropittingu. Dla wartości $S_{\lambda} < 1$ istnieje wysokie ryzyko wystąpienia mikropittingu, w zakresie $1 \le S_{\lambda} \le 2$ ryzyko to jest umiarkowane, a poza wskazanymi przedziałami istnieje niskie prawdopodobieństwo pojawienia się ubytków w tej formie [N8]. Aspekt, który nie został poruszony w dotychczasowych rozważaniach, to twardość materiałów. Wpływ tego parametru na powstawanie mikropittingu był tematem wielu opracowań [137], [167]-[169]. Wzrost twardości powoduje intensyfikację mikrowżerów, szczególnie przy rozwiniętej geometrii elementów badanych [167]. Jest to spowodowane zwiększoną liczbą możliwych źródeł inicjacji pęknięć, a także trudnością zachodzenia procesów zużywania ściernego mogącego usunąć warstwę objętą mikropittingiem, a tym samym obniżyć chropowatość powierzchni czynnych. Ograniczenie tego zjawiska jest możliwe przez wytworzenie grubszej warstwy filmu smarującego. Jelaska w pracy [170] przedstawił przebieg granicy pomiędzy obszarami, w których istnieje możliwość wystąpienia zużywania zmęczeniowego w postaci mikropittingu, w zależności od twardości materiału i grubości warstwy filmu smarującego. Wykres ilustrujący obszary występowania mikropittingu w zależności od twardości warstwy wierzchniej i grubości filmu smarującego przedstawiono na rys. 3.7.



Rys. 3.7. Graficzne przedstawienie obszarów występowania mikropittingu w zależności od twardości warstwy wierzchniej wieńca zębatego i grubości filmu smarującego [170]

Wysoką twardość powierzchni bocznych zębów uzyskuje się w procesie utwardzania powierzchniowego, np. przez nawęglanie i hartowanie powierzchniowe, czy indukcyjne uzyskując twardość na poziomie 58-63 HRC. Biorąc pod uwagę charakterystykę w postaci wykresu zamieszczonego na rys 3.7, należy stwierdzić, że przy grubości filmu smarującego powyżej 1 µm, czyli smarowania EHD i tarcia mieszanego, mikropitting nie powinien występować lub powinien mieć charakter degresywny. Obniżając grubość warstwy, a tym samym prowadząc do występowania tarcia granicznego może dochodzić do pojawiania się mikrowżerów przy coraz niższych wartościach twardości materiału. Należy jednak podkreślić, że mikropitting nie zawsze może prowadzić do trwałego uszkodzenia powierzchni bocznych zębów. Jak wcześniej wspomniano w momencie zrównoważenia procesu zużywania ściernego ze zużywaniem zmęczeniowym w formie mikropittingu dochodzi do zjawiska usuwania warstwy objętej mikrouszkodzeniami. Jednak w sytuacji, gdy tego typu zjawisko nie jest obserwowane, mowa jest o mikropittingu progresywnym, który może zająć niemal całkowitą powierzchnię boku zęba, i prowadzić do wyraźnych uszkodzeń określanych mianem pittingu.

Pitting to kolejny rodzaj zużywania zmęczeniowego powierzchni bocznych zębów. Główna różnica między pittingiem, a mikropittingiem polega na głębokości wykruszeń, która w przypadku pittingu wynosi powyżej 10 µm. Ich kształt jest zbliżony do trójkąta, kropli wody lub łuski. W przypadku kół czynnych (napędowych) szerokość wykruszeń narasta w kierunku głowy zęba (ubytki znajdujące się poniżej średnicy podziałowej) lub stopy zęba (ubytki w strefie głowy zęba). Ilustrację przedstawiającą ubytki pittingowe na powierzchni bocznej zęba wykonanego ze stali utwardzanej powierzchniowo przedstawiono na rys. 3.8.



Rys. 3.8. Widok zmęczeniowego zużycia powierzchni bocznej zęba w formie pittingu [171]

Powstawanie pittingu może przyjmować dwojaki charakter. Źródło inicjacji może znajdować się na powierzchni lub w strefie warstwy wierzchniej (WW). W pierwszym przypadku do rozwoju wykruszenia zmęczeniowego konieczny jest inicjator w postaci rozwinietej struktury powierzchni bocznej zeba. Występujące najczęściej wartości parametrów chropowatości powierzchni bocznych zębów w większości przypadków są niewystarczające i prowadzą do powstawania mikropittingu, lub innych uszkodzeń. Miejsca na granicy zdefektowanej powierzchni z obszarem nieobjętym ubytkami stają się koncentratorami naprężeń, które z kolei są źródłami inicjacji pęknięć rozwijających się w głąb materiału. Propagowanie pęknięcia powoduje powstawanie szczelin, a olej wtłaczany do jej wnętrza pełni rolę rozklinowującą materiał i prowadzi do dekohezji. Mechanizm ten jest zbliżony do mechanizmu powstawania mikropittingu, lecz głębokości ubytków w tym przypadku są znacznie większe i widoczne makroskopowo. Drugi mechanizm opiera się o defekty znajdujące się w warstwie wierzchniej elementu w formie wtrąceń mikrostrukturalnych lub nieciągłości materiału. Pod wpływem cyklicznie zmiennego obciążenia pojawia się pęknięcie skierowane w stronę powierzchni. W chwili kontaktu z bokiem zęba i pojawieniem się miejsca, do którego może dostać się olej zachodzi bliźniaczy mechanizm do wcześniej omawianego [172]. Oba omówione przypadki zostały zilustrowane na rys. 3.9. Pojawienie się na powierzchni czynnej zęba tego typu wżerów jest oznaką zbliżania się koła zębatego do granicznej wartości trwałości zmęczeniowej. Ciągłe eksploatowanie mechanizmów charakteryzującym się znaczącym zużyciem powierzchni czynnej może prowadzić do katastroficznego wyłamania zęba, natychmiastowego unieruchomienia i prawdopodobnego, znacznego uszkodzenia przekładni.



Rys. 3.9. Schemat mechanizmu inicjacji i rozwój pęknięcia z punktu największego wytężenia znajdującego się: a) pod powierzchnią, b) na powierzchni czynnego boku zęba koła zębatego [172]

Badania zmęczeniowej wytrzymałości stykowej kół zębatych było tematem wielu opracowań, w tym między innymi prac [137], [172]-[176]. Z uwagi na tematykę pracy, dokładnej analizie zostały poddane opracowania skupione wokół kół utwardzanych powierzchniowo. Zhang i inni w pracy [174] poddali badaniom zmęczeniowym na stanowisku FZG koła wykonane ze stali 20MnCr5, które uprzednio utwardzili powierzchniowo przez proces nawęglania i hartowania. Przy stałych wartościach obciążenia (momentu o wartości 302 N·m i prędkości obrotowej wynoszącej 1431 obr./min) testowano koła z dwiema różnymi grubościami warstwy nawęglonej: 0,52 mm i 0,75 mm o zbliżonych wartościach twardości w okolicach powierzchni bocznej zeba wynoszącej około 625 HV1. Osiagniecie procentowego kryterium zużycia powierzchni bocznych zębów kół (4% całkowitej powierzchni pojedynczego zęba) osiągnięto odpowiednio po 2,4.10⁶ i 8,4.10⁶ cykli obciążenia. Przy grubości warstwy utwardzonej wynoszącej 0,52 mm zaobserwowano znaczne zużycie zmęczeniowe w postaci spallingu i pittingu o głębokościach 10-100 µm. Na skutek zwiększenia grubości warstwy utwardzonej do wartości zalecanej przez normę ISO 6336-5:2019 [N4] (0,15 m - 0,2 m, gdzie m – moduł zęba) uzyskano wzrost trwałości zmęczeniowej o 71%. Na powierzchniach bocznych zębów kół o zmodyfikowanej grubości warstwy utwardzonej obserwowano zmianę charakteru uszkodzeń ze zmęczeniowego na adhezyjne. Genezę obserwowanych zmian, poza
wzrostem grubości warstwy nawęglonej, odnaleziono w mikrostrukturze koła, a dokładnie w większej zawartości austenitu szczątkowego, który do pewnej procentowej zawartości w obszarze WW pozytywnie wpływa na wzrost trwałości zmęczeniowej na zużywanie wykruszeniowe. Podobne badania były realizowane przez zespół pod kierownictwem Duzcukoglu H. [184]. Rozważyli oni trzy rodzaje obróbki cieplno-chemiczne kół: borowanie, boronaweglanie oraz naweglanie stali 21NiCrMo2. Twardość kół odznaczała się największą wartością w przypadku elementów borowanych (1690 HV0,1 przy grubości warstwy nasyconej borem do 60 µm). Równie wysokimi wartościami twardości charakteryzowały się koła boronawęglane (1578 HV0,1 przy grubości borowęglowej wynoszącej do 120 μm). Najniższą twardość zarejestrowano dla powierzchni bocznych zębów kół nawęglanych (810 HV0,1). We wszystkich przypadkach uzyskano rdzeń o zbliżonych twardościach wynoszących około 400 HV0,1. Koła poddawano obciążeniu momentem 130 N·m i 180 N·m przy prędkości obrotowej 750 obr/min przez około 3,6.10⁶ cykli obciążenia. Powierzchnie czynne odznaczały się chropowatością o wartości Ra=0,3-0,6 µm. Po przeprowadzonych badaniach autorzy pracy zaobserwowali największe zużycie w okolicach stopy zęba oraz strefy przywierzchołkowej, co zostało powiązane z występowaniem największych wartości poślizgów w tych rejonach. Dominującym procesem zużywania był pitting oraz mikropitting. Cienka warstwa boru, jej wysoka twardość, przy jednocześnie dużym gradiencie twardości, w odniesieniu do rdzenia, przyspieszała proces zużywania, a tym samym na powierzchniach bocznych zębów zarejestrowano ubytki o największym polu powierzchni. Przebieg zużywania się elementów poddanych boronaweglaniu był nieco łagodniejszy. Najmniejszy udział powierzchni wykruszeń zaobserwowano w przypadku kół nawęglanych, przy jednocześnie ich największych głębokościach. Głębokie ubytki prowadzą do większej koncentracji naprężeń, co może prowadzić do zwiększenia prawdopodobieństwa wystąpienia wyłamania zęba. Na podstawie badań przeprowadzonych przez autorów można wnioskować, iż oprócz wysokiej twardości powierzchni, należy zachować jej odpowiednią grubość, a także łagodny gradient wartości w odniesieniu do rdzenia zęba. Znalezienie odpowiednich kombinacji tych parametrów może prowadzić do zapewnienia zadowalającej odporności kół zębatych na zużywanie zmęczeniowe. W pracy prof. Bogdanowicza [137] umieszczone zostały wyniki badań, z których wynika, iż na dominujący mechanizm zużywania powierzchni bocznych zębów ma bezpośredni wpływ ich twardość. Zęby odznaczające się twardością poniżej 50 HRC będą się zużywały na skutek dużych ubytków w formie pittingu w obecności innych procesów zużywania tribologicznego. Powyżej tej wartości główną przyczyną uszkodzenia przekładni

było zmęczeniowe wyłamanie zęba u podstawy. Jednocześnie autor pracy zauważył, że przy dużych wartościach naprężeń stykowych, przed wyłamaniem zęba, obserwowany był również mikropitting, co świadczy o zachodzeniu kilku procesów zużywania na powierzchni bocznych zębów jednocześnie.

Jao T.C. i inni zbadali parę kół zębatych na stanowisku FZG, stosując koło czynne wykonane ze stali AISI 8620 (wg. ISO: 21NiCrMo2), a koło bierne ze stali AISI 4027 [175]. Właściwości warstwy wierzchniej w obu przypadkach były zbliżone. Grubość warstwy utwardzonej wynosiła 0,85 mm i Ra odznaczało się wartością 0,5 µm. Jedyną różnicą między elementami modelowymi było przeprowadzenie dodatkowej obróbki powierzchni koła czynnego, co skutkowało wyższymi naprężeniami ściskającymi w warstwie wierzchniej w odniesieniu do przeciwpróbki. Ostatecznie podczas badań stwierdzono uszkodzenia kół w formie pittingu, którego inicjatorem stał się uprzednio uformowany mikropitting. Zmiany te występowały w miejscach, które odznaczały się odmienną mikrostrukutrą powstałą na skutek błędu w procesie obróbki cieplnej w postaci nadmiernego odpuszczania. Autorzy nie przeprowadzili głębszej analizy w tym zakresie. Jednak jest to bezpośredni dowód tego, że lokalne zmiany mikrostrukturalne mogą stać się środowiskiem sprzyjającym rozwojowi zużywania zmęczeniowego. Podobne zjawisko potwierdzono również w badaniach zaprezentowanych w pracy [177], w której stwierdzono, że inicjacja pęknięć zmęczeniowych w formie mikropittingu przebiega na granicy obszarów charakteryzujących się odmienną mikrostrukturą i mających kontakt z powierzchnią czynną. Zróżnicowanie to zachodziło na skutek odkształceń plastycznych podczas procesu docierania kół zębatych, powodujących powstanie zgniotu, a także lokalnego umocnienia materiału.

Wpływ rodzaju obróbki na trwałość zmęczeniową był wnikliwie badany przez prof. Zwolaka w pracach [178]–[180]. W pracy [178] przedstawiono wyniki badań wpływu obróbki wykańczającej w postaci szlifowania i wiórkowania na trwałość zmęczeniową kół zębatych wytworzonych ze stali 21NiCrMo2. Badania wykazały, iż na skutek obniżenia chropowatości powierzchni bocznych zębów przez zastosowanie obróbki wiórkowania, granica wytrzymałości zmęczeniowej boku zęba wzrasta w stosunku do kół szlifowanych z σ_{Hlim} =1459 MPa do σ_{Hlim} =1492 MPa. Autorzy podkreślili znaczenie niskiej wartości chropowatości w tworzeniu filmu olejowego, co w badanym przypadku było bezpośrednią przyczyną wzrostu trwałości badanych przekładni. Zauważono również, że wiórkowanie nie usuwa błędów kształtu zęba powstałych na skutek obróbki cieplnej, co jest istotnym ograniczeniem wykorzystania tejże obróbki w niektórych przypadkach stosowanych procesów technologicznych. Wpływ grubości filmu olejowego, lepkości kinematycznej oleju i chropowatości powierzchni przebadali w pracy Jao T.C i inni [181]. Testom zostały poddane koła zębate typu C-PT (do badań pittingu) oraz C-GF (do badań mikropittingu), wykonane z tej samej stali 20MnCr5 i poddane standardowej obróbce cieplno-chemicznej (nawęglaniu, hartowaniu i odpuszczaniu). Jedyna różnica, która występowała między nimi, to chropowatość powierzchni bocznych wynosząca Ra=0,3 µm i 0,5 µm odpowiednio dla kół C-PT i C-GF. Koła badano przy użyciu dwóch olejów o tych samych pakietach dodatków uszlachetniających, jednak odmiennych lepkościach kinematycznych w temperaturze 100°C (7,5 i 15 cSt). Przeprowadzono łącznie 4 warianty badań: LP – para kół C-PT i olej o lepkości 7,5 cSt, LM – para kół C-GF i olej o lepkości 7,5 cSt, HP - para kół C-PT i olej o lepkości 15 cSt, HM – para kół C-GF i olej o lepkości 7,5 cSt. Uzyskano grubości filmu granicznego λ odpowiednio dla badanych przypadków: 0,23 μ m, 0,1 µm, 0,53 µm i 0,26 µm. Jako kryterium zakończenia badania przyjęto pojawienie się na powierzchni bocznej zęba wykruszenia o powierzchni 5 mm² (co jest równoznaczne z 4% udziałem ubytków). Z obserwacji dotyczących procesu zużywania powierzchni wynika, iż w kołach o wyższych wartościach chropowatości przy zastosowaniu oleju o lepkości 7,5 cSt (LM), co wpłynęło na małą grubość filmu olejowego (λ =0,1), dominuje zjawisko mikropittingu. Koła te odznaczały się najwyższą wytrzymałością zmęczeniową (122 godziny pracy). Autorzy tłumaczą to zjawisko ciągłym usuwaniem cienkiej warstwy materiału z powierzchni czynnej zęba na skutek powstawania coraz to nowych mikrowżerów i towarzyszącemu współpracy kół zużywaniu ściernemu, a tym samym hamowaniu rozwoju pittingu. Przy utrzymaniu tych samych warunków badań, z wyjątkiem oleju, który charakteryzował się wyższą lepkością, uzyskano grubszą warstwę smarowną, co skutkowało pojawienie się mniejszych wykruszeń w postaci mikropittingu. Mniejsza intensywność usuwania cienkiej warstwy materiału spowodowała, że wykruszenia pittingowe zostały zaobserwowane po krótszym czasie pracy, a to wpłynęło na obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej do 74 h dla kół HM. Wykorzystanie w badaniach kół o niższej chropowatości powierzchni bocznych zębów (LP) wraz z olejem o niskiej lepkości spowodowało otrzymanie większej grubości filmu olejowego λ =0,23, niż w kołach o bardziej rozwiniętej geometrii powierzchni zębów (LM). Należy zatem jeszcze raz podkreślić rolę chropowatości powierzchni bocznej zębów w procesie tworzenia się filmu smarującego. Aspekt ten wpływa na obniżenie liczby kontaktów szczytów chropowatości współpracujących powierzchni, jednocześnie wpływając na zmniejszenie liczby mikrowżerów. Jednak ich liczba była na tyle duża (większa niż dla przypadku HM (λ =0,26), że wywarła wpływ na przyspieszenie pojawiania się po 54 godzinach pracy wykruszeń o powierzchni większej niż 5 mm². Para kół o oznaczeniu HP uległa zniszczeniu po 74 godzinach, pomimo występowania najgrubszego filmu olejowego.

Autorzy tłumaczą to zjawisko powstawaniem mikropittingu jedynie w początkowej fazie badań. Brak zjawiska usuwania warstwy materiału przez długi czas spowodował inicjację i rozrost pęknięć od istniejących mikrowżerów, a w następstwie tworzenie się rozległych ubytków w formie pittingu. W badaniach uwidacznia się ogromny wpływ dwóch czynników – chropowatości powierzchni oraz grubości filmu olejowego. Omówiona praca jest jedną z nielicznych pokazujących pozytywny wpływ pojawiania się jamek mikropittingowych na trwałość przekładni zębatych w ściśle określonych warunkach badań.

3.3. Wytrzymałość zmęczeniowa kół zębatych wytworzonych przyrostowo

Tradycyjne metody obróbki kół zębatych wciąż są najszerszą grupą technik wykorzystywanych w procesie wytwarzania przekładni zębatych. Poza efektywnością, odznaczają się one powtarzalnością w zakresie wysokiej jakości wyrobów końcowych. Jednak na skutek dynamiki rozwoju gospodarki, istnieje potrzeba opracowywania coraz to nowszych technik wytwarzania pozwalających między innymi na zwiększanie elastyczności produkcji. Jedną z nich jest wytwarzanie przyrostowe, którego popularność, z uwagi na duży potencjał aplikacyjności, zwiększa się z każdym rokiem. Jego rozwój i dowiedzenie przydatności w zakresie produkcji kół zębatych musi zostać potwierdzona m.in. podejmując zaawansowane badania zmęczeniowe wytworzonych elementów. W przypadku kół zębatych istotą badań są zjawiska zużywania zachodzące na powierzchniach czynnych elementów współpracujących i to one mają decydujący wpływ na trwałość całego mechanizmu. Z informacji zawartych w podrozdziale 1.3 jednoznacznie wynika, że w elementach wytwarzanych technikami opartymi o proces spajania w łożu proszkowym, mogą występować liczne defekty m.in. w postaci nieciągłości materiałowych - porów. W zależności od ich kształtu możemy przypisywać im różną genezę powstawania. Nieciągłości w strukturze materiału określane są mianem koncentratorów naprężeń, a tym samym w wyniku cyklicznych obciążeń mogą stać się źródłem inicjacji pęknięć zmęczeniowych i w efekcie wpływać na intensyfikację procesu zużywania warstwy wierzchniej elementów współpracujących. Stąd też wymagana jest analiza podstawowych procesów zużywania w próbkach wytwarzanych technikami addytywnymi. Do wytwarzania metalowych kół zębatych najczęściej wykorzystuje się techniki z grupy PBF/LB-M, co wykazano w podrozdziale 2.2, dlatego też dalsza analiza zostanie skupiona na tematyce powiązanej właśnie z tymi technikami.

Tribologiczne testy elementów wytwarzanych techniką SLM były tematem wielu prac, w tym [182]–[187]. Badania procesów zużywania próbek materiałowych wytwarzanych z czystego tytanu, bez udziału cieczy smarującej, były prowadzone przez Attar H. i innych

[188]. Próbki wytworzono z wykorzystaniem techniki SLM oraz tradycyjnego odlewania. Do testów użyto metodę "pin-on-disc". Dysk wykonany był metodą konwencjonalną ze stali austenitycznej 316L. Jako parametr oceny ilościowej procesu zużywania wykorzystano stosunek długości poślizgu do objętości utraconej przez próbki w czasie trwania testu. Wyniki badań wykazały, iż niezależnie od zastosowanego obciążenia, próbki wykonane techniką SLM charakteryzują się niższym stopniem zużywania niż próbki konwencjonalne. Autorzy wykazali, iż głównym powodem mniej intensywnego zużywania jest wyższa twardość elementów wytwarzanych SLM z uwagi na ich drobnoziarnistą mikrostrukturę powstałą na skutek dużych gradientów temperatury mających miejsce podczas procesu przetapiania. Mechanizmy zużywania nie różniły się w rozpatrywanych przypadkach, a dominującym zjawiskiem było zużywanie ścierne. Istotną kwestią, której nie poruszyli Attar H. i inni jest wpływ porowatości na proces zużywania. Aspekt ten został poruszony w pracy Kang N. i innych [189], w której przedstawiono wyniki badań stopnia zużywania elementów modelowych wykonanych techniką SLM ze stopu Al-Si w warunkach tarcia technicznie suchego. Do testów użyto triboststera CSM, wykorzystującego metodykę "ball-on-disk". Próbki współpracowały z ceramiczną (Al₂O₃) kula o średnicy 6 mm. Porównano elementy modelowe o różnym udziale porów w strukturze materiału – od 2% do 12%. Materiał, którego udział defektów w postaci pustek był najmniejszy charakteryzował się najmniejszym stopniem zużycia objętościowego. Jednocześnie zauważono, że wraz ze wzrostem porowatości próbek proporcjonalnie wzrasta stopień zużycia. Poza spodziewanym zużywaniem ściernym i widocznych produktach zużycia na powierzchniach czynnych próbek wytwarzanych przyrostowo o najwyższym udziale pustek, autorzy zaobserwowali liczne mikropęknięcia, których obecność może świadczyć o obecności wielu nieciągłości materiału w strefie przypowierzchniowej. Pęknięcia te niosą za sobą wysokie prawdopodobieństwo rozwoju wykruszeń zmęczeniowych, a tym samym obniżają trwałość całego elementu. Do nieco odmiennych wniosków doszli Ramezani M. i Ripin M. Z. w pracy [186]. W artykule przedstawiono opis mechanizmów zużywania porowatych elementów modelowych wytwarzanych techniką SLM ze stopu Co26Cr6Mo o chropowatości powierzchni czynnych Ra wynoszącej 7,4 µm. Badania realizowano m.in. w warunkach tarcia technicznie suchego. Do testów wykorzystano liniowy tester odporności na ścieranie, w którym elementem czynnym była kula o średnicy 10 mm wykonana ze stali hartowanej. Wyniki badań odniesiono do testów w tej samej konfiguracji dla materiału wytwarzanego konwencjonalnie. Jako dominujący proces zużywania w obu próbkach wskazano zużywanie ścierne oraz adhezyjne. Uzyskane rezultaty wykazały, że próbki wytworzone metodą SLM, pomimo występujących w nich nieciągłości, charakteryzują się mniejszym stopniem zużycia

w porównaniu z próbkami wytworzonymi w procesie odlewania. Główną przyczyną występowania tego typu relacji było gromadzenie się produktów zużywania wewnątrz porów znajdujących się na powierzchni elementów wytworzonych techniką SLM (rys. 3.10). Kumulowane cząstki materiału wytworzyły warstwę ochroną przeciwdziałającą dalszemu niszczeniu. Badania strukturalne wykazały, iż miejsca pustek pomimo pozytywnej roli magazynowania produktów zużycia, stały się źródłami inicjacji pęknięć, które propagowały w głąb materiału. Zjawisko to świadczy o zachodzeniu procesów zużywania zmęczeniowego, a także potwierdza przypuszczenia związane z możliwością rozwoju pęknięć z miejsc objętych defektami w postaci porów. Tym samym istnieje duże prawdopodobieństwo intensyfikacji wykruszeń zmęczeniowych w perspektywie dłuższej współpracy elementów badanych.



Rys. 3.10. Efekt gromadzenia produktów zużywania wewnątrz porów na powierzchni elementów wytwarzanych techniką SLM ze stopu Co26Cr6Mo [186]

Części elementów maszyn pracują jednak najczęściej w obecności środka smarnego. Ich obecność istotnie wpływa na zachodzące mechanizmy zużywania powierzchni czynnych, nie tylko elementów wytworzonych konwencjonalnie, ale również wytwarzanych przyrostowo. W pracy Zhu Y. i innych [187] przeprowadzono wyniki testów tribologicznych typu "pin-ondisk", w których próbka w postaci pręta była wytwarzana przyrostowo ze stali 316L o różnych udziale pustek wewnątrz struktury materiału (0,5%, 1,73% i 10,25%). Materiał dysku stanowiła zahartowana stal stopowa. Powierzchnie współpracujących elementów zostały wypolerowane do wartości Ra wynoszącej 0,1 µm i 0,05 µm odpowiednio dla pręta i dysku. Badania przeprowadzono z udziałem oleju hydraulicznego L-HM46, a obliczenia grubości filmu smarującego wskazywały na warunki tarcia mieszanego, natomiast przy większych prędkościach ruchu stwierdzono wytworzenie warstwa EHL. Wyniki badań pokazują, iż głównym mechanizmem zużywania jest zużywanie ścierne, przy udziale obszarów charakteryzujących się licznymi mikropęknięciami i śladami utleniania. Autorzy wiążą powstawanie mikropęknięć z odkształcaniem plastycznym materiału w miejscu porowatości, które jednocześnie obniżają twardość materiału. Stopień zużycia w strefie współpracy próbek wytworzonych techniką SLM nie wykazywał istotnych różnic. Rozbieżności pojawiły się w wyznaczonych wartościach współczynnika tarcia. Próbki o dużym udziale pustek wykazywały mniejszą wartość współczynnika tarcia w stosunku do próbek o znikomej porowatości. Autorzy stwierdzili również, że odkształcenia plastyczne w sąsiedztwie pustek zwiększają powierzchnie styku, co pozytywnie wpływa na obniżenie naprężeń stykowych, a same puste przestrzenie pełnią rolę mikrozbiorników oleju zapewniając generowanie dodatkowego ciśnienia hydrodynamicznego. Efekt gromadzenia cieczy smarującej w teksturowanej celowo powierzchni wykazali również Shen C. i inni w pracy [182], jednak w odróżnieniu od pracy Shen'a, rozkład porowatości oraz ich kształt na powierzchni w przypadku elementów wytwarzanych techniką SLM był zjawiskiem losowym. Stąd też Autorzy pracy [187] zaproponowali pojęcie porowatości efektywnej, którą definiują jako udział pustek jedynie na powierzchni w celu odróżnienia jej od wskaźnika porowatość całkowitej. Wartość zaproponowanego wskaźnika malała wraz z narastaniem czasu trwania badania, co świadczy o zamykaniu porowatości powierzchniowej na skutek odkształceń plastycznych. Paradoksalnie pozytywny wpływ nieciągłości materiałowych elementów wytwarzanych techniką SLM w procesie tworzenia warstwy smarującej i obniżenia współczynnika tarcia może być jedynie pozorny, gdyż jak wykazano w poprzednich opisach dostępnych prac, pustki te stanowią źródła koncentracji naprężeń, które mogą stać się miejscami inicjacji pęknięć zmęczeniowych. Ostateczny wpływ występowania pustek na smarowanych powierzchniach czynnych na intensyfikację procesów zużywania nie jest możliwy do jednoznacznego określenia z uwagi na ograniczoną liczbę prac badawczych w tym zakresie.

Badania w omówionych pracach bazowały na elementach, które były poddawane obróbce wykańczającej w celu minimalizacji chropowatości powierzchni. Znaczenie tego parametru w odniesieniu do przebiegu procesów zużywania jest znacząca. Negatywny wpływ wysokiej wartości chropowatości na stopień zużycia czynnych elementów współpracujących z udziałem cieczy smarującej, wytwarzanych techniką SLM ze stali 17-4PH badali Samjeev i inni [190]. Elementy wytwarzane techniką SLM nie były obrabiane powierzchniowo, co wpłynęło na wysoką wartość parametru Ra. Stal 17-4Ph wytworzona techniką SLM charakteryzowała się większą szybkością zużycia w porównaniu z próbkami wykonanymi konwencjonalnie. Efekt ten autorzy przypisali cieńszej warstwie smaru na powierzchni próbek SLM w wyniku większej jej chropowatości. Pozytywny wpływ obniżenia chropowatości powierzchni na procesy zużywania wykazano również w pracy [191]. Ponadto należy zwrócić szczególną uwagę, że

użycie elementów w stanie po wydruku może obniżać żywotność innych części układu, co wykazano w pracy [192].

Przedstawiony opis dostępnych badań z zakresu procesów zużywania elementów wytwarzanych techniką SLM w obecności tarcia zewnętrznego lub wewnętrznego pokazuje, iż obecność defektów w postaci porowatości, odmienna mikrostruktura materiału oraz duża chropowatość powierzchni w stanie po wydruku, zmieniają częściowo charakter obserwowanych mechanizmów podczas współpracy powierzchni czynnych. Jednak tribologiczne badania modelowe nie pozwalają ostatecznie stwierdzić wpływu wymienionych aspektów na trwałość zmęczeniową powierzchni bocznych zębów kół. Jedną z pierwszy prac w tym zakresie była m.in. publikacja Tezel T. [111], w której opisano wyniki badań kół wykonanych z trzech różnych materiałów: stal 316L, Ti6Al4V i AlSi10Mg. Koła zębate walcowe o zębach prostych o module m=1 mm wytworzono techniką DMLS, bez dodatkowych obróbek mechanicznych. Wyniki badań odniesiono do rezultatów uzyskanych dla kół z tych samych materiałów wykonanych techniką konwencjonalną, naciętych metodą obwiedniową. Testy zmęczeniowe realizowano przy stałej wartości obciążenia momentem o wartości 0,25 N·m oraz prędkości obrotowej koła czynnego 500 obr/min i 1000 obr/min, bez udziału cieczy smarującej. Jako bazowa wartość przyjęto 1.10⁵ cykli zmian obciążenia. Badania gestości materiału wykazały, iż koła wytwarzane konwencjonalnie i przyrostowo charakteryzują się wartościami zbliżonymi do siebie, jednak nie przedstawiono konkretnych wyników badań strukturalnych prezentujących procentowy udział porowatości struktury materiału kół wykonanych przyrostowo. W zależności od techniki wytwarzania, a także użytego materiału, mechanizmy zużywania zachodzące na powierzchniach czynnych zębów kół były odmienne. Największym zużyciem masowym odznaczały się koła zębate wytwarzane ze stopu tytanu. Z uwagi na dużą chropowatość kół wytwarzanych przyrostowo, w każdym z przypadków dominowało zużywanie ścierne i liczne odkształcenia plastyczne, co potwierdzają wyniki badań podczas wcześniej omówionych testów tribologicznych. Ponadto autorzy, niezależnie od wykorzystanej techniki wykonania kół, zaobserwowali wżery pittingowe oraz zjawisko zacierania (szczególnie przy wyższych prędkościach obrotowych). Na szczególną uwagę, zasługują pęknięcia powierzchni bocznych kół zębatych wytwarzanych przyrostowo ze stopu Ti6Al4V. Pojawiły się one przy prędkości 1000 obr/min i zorientowane były wzdłuż warstw. Może to świadczyć o zajściu zjawiska delaminacji, ponieważ pęknięcia układały się zgodnie z kierunkiem łączenia kolejnych warstw materiału. Autorzy nie pokusili się jednak o głębszą analizę rozwoju pęknięć, poprzestając jedynie na stwierdzeniu ich obecności. Tezel T. przeprowadzał również badania zmęczeniowe kół wytwarzanych przyrostowo ze stali 420

z uwzględnieniem obróbki postprocesowej w postaci polerowania wibracyjnego [193]. Wymiary badanych kół odpowiadały wymiarom kół wykorzystanych w poprzednio omówionej pracy, jednak w rozważanym przypadku współpraca kół odbywała się w warunkach obecności czynnika smarującego. Autorzy wykazali, że zużycie masowe kół wytwarzanych przyrostowo jest wyższe w całym zakresie badań niezależnie od obróbki postprocesowej, w odniesieniu do kół wytworzonych konwencjonalnie. Podczas testu przeprowadzonego w warunkach obciążenia momentem obrotowym o wartości 0,25 N·m przy prędkości obrotowej 250 obr/min, koła wytwarzane przyrostowo w stanie po wydruku wykazywały większy ubytek masy niż koła polerowane. Obróbka powierzchniowa pozwoliła zredukować chropowatość powierzchni, jednak wciąż parametr ten zacznie odbiegał od kół wytworzonych konwencjonalnie. Rozwinięta geometria powierzchni bocznych zębów kół zębatych wykonanych przyrostowo sprzyjała rozwojowi wżerów w postaci pittingu, przy jednocześnie licznych odkształceniach plastycznych. Przedstawione badania pokazują konieczność przeprowadzania obróbki postprocesowej powierzchni bocznych zębów, gdyż liczne imperfekcje intensyfikują procesy zużywania, co wpływa na obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej badanych kół zębatych wykonanych metodą przyrostową. Należy również podkreślić, iż koła te niezależnie od materiału, a także chropowatości powierzchni, przepracowały założoną przez autorów bazową liczbę cykli, co świadczy o możliwości zastosowaniu kół wytwarzanych przyrostowo jako zamienniki części oryginalnych w badanym zakresie obciążeń i wysokości resursu pracy. Omówione prace są jedynym osiągalnym dla autora źródłem informacji na temat badań wytrzymałości stykowej boku zęba realizowanych z wykorzystaniem kół zębatych wytwarzanych przyrostowo. Jednak znaczne odstępstwa od wymagań normatywnych, m.in. w zakresie geometrii kół badanych nie pozwalają na przeprowadzenie wnikliwej analizy przydatności technik z grupy PBF/LB-M w szerszym zakresie wytwarzania i eksploatacji kół zębatych.

Pozostałe prace, które są związane z tematyką kół zębatych w zakresie badań zmęczeniowych zostały częściowo omówione pod kątem technologicznym w rozdziale 2.2.2. Pracą o interesujących wnioskach w zakresie trwałości zmęczeniowej jest publikacja Concli F. i innych [112]. Autorzy rozważyli wytrzymałość zmęczeniową na zginanie u podstawy zęba kół zębatych wykonanych techniką SLM ze stali 17-4PH. Wartość nieograniczonej trwałości zmęczeniowej dla kół wytwarzanych przyrostowo, wyznaczonej z wykorzystaniem zaleceń normy ISO 6336-3, wyniosła około $\sigma_{Flim} = 450$ MPa. Jest to wartość zgodna z zakresem trwałości zmęczeniowej dla kół wytwarzanych konwencjonalnie ze stali do nawęglania - MQ (425-500 MPa). Koła wykonane techniką SLM, były badane w stanie po obróbce

wykańczającej w postaci szlifowania, dzięki czemu powierzchnie boczne zębów charakteryzowały się średnią wartością chropowatości Ra=0,75 μm. Główną przyczyną uszkodzeń zębów były defekty w postaci porowatości. Wycinek powierzchni przełomu zmęczeniowego, przedstawiający nieciągłość materiału, jako źródło pękania przedstawiono na rys. 3.11. Porowatość jest zlokalizowana w bezpośredniej styczności z powierzchnią boczną zębów. Jako karb geometryczny stanowi źródło koncentracji naprężeń, w obrębie którego nastąpiło zainicjowanie pęknięcia, które propagowało w głąb materiału, a z czasem doprowadziło do wyłamania zęba.



Rys. 3.11. Widok przełomu zmęczeniowego zęba koła wytwarzanego przyrostowo techniką DMLS ze stali 17-4PH z zaznaczonym źródłem pękania w postaci porowatości [112]

Badania o zbliżonej tematyce przeprowadził Kamps T. [119]. W tym przypadku testom zmęczeniowym na zginanie u podstawy zęba zostały poddane koła zębate o oznaczeniu C-PT ze stali 16MnCr5 wytwarzane techniką SLM. Poza standardową geometrią rozważono przypadek, w którym wewnątrz konstrukcji koła zostały umieszczone kanały chłodzaco smarujące. W obu przypadkach elementy modelowe zostały poddane konwencjonalnej obróbce cieplno-chemicznej (nawęglanie, hartowanie i odpuszczanie), a także mechanicznej obróbce wykańczającej przez szlifowanie obwiedniowe. Autorzy określili nieograniczoną trwałość zmęczeniową na zginanie u podstawy zęba, która wyniosła σ_{Flim50%}=700 MPa dla kół wytwarzanych przyrostowo. Natomiast w przypadku kół zawierających wewnętrzny system kanałów chłodząco-smarujących wartość ta wyniosła ok. 450 MPa. Odnosząc się do normatywnych wartości σ_{Flim} wskazanych w normie ISO 6336-5:2016 (dla stali do nawęglania o jakości MQ, σ_{Flim}=425-500 MPa), wytrzymałość zmęczeniowa kół jest porównywalna, a nawet wyższa (w odniesieniu do kół o standardowej geometrii) w stosunku do kół wytwarzanych konwencjonalnie. Uzyskanie odnotowanych wyników było możliwe dzięki uzyskaniu porowatości kół wykonanych przyrostowo o wartości poniżej 0,03%, co ponownie wskazuje ten parametr jako wiodący w zakresie trwałości zmęczeniowe kół zębatych.

4. Podsumowanie i wnioski z analizy stanu problemu

Przegląd technik przyrostowych przeprowadzony w ramach rozdziału 1 przedstawia istotę technologii addytywnej w oparciu o metody pozwalające na wytwarzanie elementów z materiałów metalicznych jak i polimerowych. Techniki te, z uwagi sposób nanoszenia kolejno warstw materiału, pozwalają na wykonywanie elementów o złożonej geometrii w stosunkowo krótkim czasie, z wykorzystaniem komputerowych modeli 3D. Ponadto wysoka elastyczność produkcyjna omówionych metod, może zostać wykorzystywana w zakresie prototypowania części, wytwarzania narzędzi wspomagających procesy technologiczne czy nawet produkcji części w ujęciu jednostkowym czy małoseryjnym. Wskazane cztery grupy technik przyrostowych do wytwarzania struktur metalowych są najczęściej wykorzystywanymi w praktyce przemysłowej. Największy udział przypada grupie metod stapiania w łożu proszkowym (PBF, PBF/LB-M – wg. ISO/ASTM 52900:2021 [N1]), w tym technice SLM czy DMLS. Nieodzownym elementem struktury części, które są wytwarzane wskazanymi metodami są różnego rodzaju defekty, których geneza występowania jest najczęściej związana z procesem spajania cząstek opartego o mechanizm pełnego przetopu. Wady materiałowe mogą objawiać się w formie pustek określanych mianem porów, a także w postaci mikropęknięć, które znacząco zawężają potencjał eksploatacyjny danej części. Wnikliwa analiza kształtu defektów może pomóc w identyfikacji przyczyny ich powstawania, a także prowadzić do minimalizacji ich udziału. Pozostawienie defektów wewnątrz struktury materiału powoduje obniżenie właściwości wytrzymałościowych elementu, a tym samym powstanie ryzyka uszkodzenia całego zespołu. Wskazuje to na konieczność prowadzenia procesów doboru parametrów wytwarzania, podpartego dogłębną analizą struktury materiału oraz określenia jego właściwości wytrzymałościowych w celu poprawnego oszacowania trwałości konstrukcji. Na obecnym etapie rozwoju technik przyrostowych, równie istotne jest odniesienie parametrów części wykonanych metodami PBF/LB-M, w tym SLM i DMLS do właściwości części wykonywanych standardowymi technikami konwencjonalnymi. Pozwoli to na jednoznaczne określenie przydatności tych technik w obszarze aplikacyjnym.

W rozdziale 2 przeprowadzono dogłębną analizę dostępnych technik wytwarzania kół zębatych w zakresie wybranych etapów procesu technologicznego, a dokładnie obróbki zgrubnej i wykańczającej. Mnogość metod zgrubnego kształtowania zębów w postaci obróbki wiórowej, bezwiórowej oraz wykorzystujących obróbkę plastyczną jest uwarunkowana zróżnicowaną geometria poszczególnych kół, a także liczbą dostępnych materiałów. Te same czynniki mają wpływ na liczbę technik wykańczających. Ogólna tendencja rozwoju metod

wytwarzania kół zębatych kierunkuje się w stronę wzrostu wydajności produkcji, przez obniżanie czasu trwania obróbki przy jednoczesnym utrzymaniu określonych klas dokładności wykonania. W obszarze technik z zakresu obróbki wykańczającej tendencje rozwojowe sie w ramach związanych z zapewnieniem odpowiednich utrzymuja parametrów geometrycznej struktury powierzchni bocznych zębów, a także ogólnej dokładności wymiarowej kół. Następstwem tego jest rozwój grupy technik z zakresu precyzyjnej obróbki wykańczającej, czyli tzw. superfinishing. Poza metodą honowania elektrochemicznego, przeanalizowane techniki (polerowania wibracyjnego czy AFF) są mniej wrażliwe na rodzaj obrabianego koła z uwagi na obróbkę z wykorzystaniem medium obejmującego całą objętość elementu. Pomimo rozwoju metod wytwarzania kół zębatych, obecnie stosowanym procesom technologicznym wciąż towarzyszy problem konieczność posiadania odpowiednio zaplecza technicznego w celu zapewnienia różnorodności i elastyczności produkcji, która w dobie dzisiejszej dynamiki rozwoju przemysłu jest bardzo istotnym aspektem. Stąd też próba implementacji innych technik wytwarzania w zakres produkcji kół zębatych, m.in. wytwarzania przyrostowego. Zalety płynące z możliwości wytwarzania dowolnych geometrii z wykorzystaniem danej metody wydają się być przydatne w tym zakresie. Ponadto jak przeanalizowano w podrozdziale 2.2, możliwe jest wykonanie kół z użyciem materiałów polimerowych, a także metali. Koła wykonane z tworzyw sztuczny technikami FDM, SLA czy SLS, charakteryzują się jednak niską dokładnością wymiarową, a także wysoką chropowatością powierzchni bocznych zębów. Ponadto w zakresie techniki FDM istnieje konieczność dobrania specjalnej strategii wytwarzania, która wymusi wykorzystanie odpowiedniej liczby ścieżek obrysowych w celu jednolitej sztywności wieńca zębatego na jego obwodzie. Natomiast dostępne dane literaturowe dotyczące wytwarzania kół zębatych technikami przyrostowymi z metali wskazują, iż najszerzej w tym zakresie wykorzystywana jest metoda SLM/DMLS. W porównaniu do innych technik konwencjonalnych, charakteryzuje się ona dużą podatnością na zmianę kształtu elementu wytwarzanego, jednak dłuższym czasem wytwarzania, a także koniecznością dalszej obróbki z uwagi na klasę dokładności wykonania i chropowatość powierzchni zębów w stanie po wydruku. Kwestie te wymuszą najprawdopodobniej na użytkownikach wykorzystanie podejścia NNS, czyli wykonywanie części o kształcie zbliżonym do docelowego, który wymaga dalszej obróbki. Pozwala to na znaczne oszczędności w zakresie wykorzystywanego materiału. Ponadto przeprowadzona analiza w aspekcie efektywności ekonomicznej i energetycznej wskazuje na wysoką opłacalność wykorzystania techniki SLM w jednostkowej produkcji kół zębatych. Jednak ujęcie sytuacji rynkowej w obszarze czasu oczekiwania na podjęcie przez firmy zlecenia o podobnym wolumenie, znacznie uwypukla zasadność stosowania tej techniki. Istotnym ograniczeniem jest dostępność materiałów dedykowanych do produkcji kół zębatych. Przeprowadzony przegląd literatury uwidacznia liczne luki w tym zakresie. Autorzy w przytoczonych pracach w większości wykorzystują ogólnodostępne stale wskazywane przez producentów urządzeń przyrostowych do produkcji elementów techniką SLM/DMLS. Najczęściej stosowano: stale austenityczne 316L, 17-4PH, stal narzędziową H13, stale marging M300/MS1 oraz inne stopy na bazie aluminium, niklu czy tytanu. Lista przywołanych materiałów wskazuje na konieczność implementacji nowych stopów dedykowanych do produkcji kół zębatych, czy innych elementów mechanicznych układów napędowych. Pomimo wykazanych braków w aspekcie materiałowym, techniki przyrostowe pozwalają na rozwój całkowicie nowych dróg w obszarze produkcji kół zębatych. Z analizy literatury wynika, iż warstwowy sposób wytwarzania elementów technikami z grupy PBF/LB-M, pozwala na zawarcie w strukturze koła systemów kanałów chłodzących, chłodząco smarujących, które pozwalają na obniżenie masy elementów, a także poprawienie warunków smarowania i obniżenie temperatury pracy przekładni. Dostępne prace naukowe w tym zakresie potwierdzają słuszność podjętych kierunków rozwoju.

Jednym z ostatnich obszarów objętych analizą literatury była trwałość zmęczeniowa kół zębatych. Wyznaczanie rzeczywistych wartości naprężeń stykowych i zginających wymaga znajomości wielu współczynników opartych o warunki pracy i geometrię kół zębatych. Ponadto w sytuacji wdrażania nowych technik produkcji istotne jest poznanie mechanizmów zużywania powierzchni czynnych zębów, które mogą mieć niespotykany dotąd charakter z uwagi na odmienną strukturę materiału koła wytwarzanego w nowo opracowanych procesach. W obszarze badań czynnych elementów mechanicznych układów napędowych, w najszerszym zakresie wykorzystywane są badania stanowiskowe z wykorzystaniem maszyn pracujących w układzie mocy krążącej (FZG) z użyciem modelowych par kół zebatych m.in. typu C-PT. Stosowanie kół próbek o zbliżonych parametrach geometrycznych pozwala na porównywanie uzyskanych wyników w różnych konfiguracjach warunków pracy wykorzystywanych w poszczególnych ośrodkach badawczych. Duża liczba dostępnych prac naukowych związanych z trwałością przekładni zębatych świadczy o aktualności tematu i jednocześnie ukazuje wiele nowych obszarów, które wciąż wymagają większej wnikliwości. Z przeprowadzonej analizy wynika, iż podczas eksploatacji przekładni zębatych zachodzi wiele procesów zużywania jednocześnie. Mnogość zjawisk zużywania tribologicznego i zmęczeniowego utrudnia ukazanie powodów powstawania każdego z nich i wymusza na osobach zajmujących się tematyką mechanicznych układów napędowych podejście

interdyscyplinarne. Szczególnie istotnym z punktu widzenia długotrwałej eksploatacji są procesy zużywania zmęczeniowego powierzchni. Powodem tego stanu rzeczy jest możliwość powstawania wykruszeń i propagujących z nich w głąb materiału pęknięć, mogących prowadzić do wyłamania zęba. Na tworzenie się zjawisk określanych mirkopittingiem i pittingiem ma wpływ szczególnie: duża wartość naprężeń stykowych i prędkość obrotowa kół, twardość materiału, chropowatość powierzchni bocznych zębów, grubość filmu olejowego, pomniejszych aspektów, które wynikają bezpośrednio a także szereg z procesu technologicznego. Implementacja technik przyrostowych takich jak SLM, dodatkowo komplikuje kwestię wyznaczania trwałości zmęczeniowej. Jak wykazano w analizie literatury, w zakresie podstawowych badań tribologicznych, elementy wytwarzane techniką SLM bardzo często charakteryzuje się większą odpornością na zużycie w aspekcie masowym niż próbki wykonywane konwencjonalnie. Stosunek ten zachodzi jednak w momencie odpowiedniego przygotowania powierzchni elementów modelowych, a także minimalnym udziałem defektów strukturalnych. W momencie nie spełnienia wymieniowych uwarunkowań, możliwe jest znaczne obniżenie zmęczeniowej wytrzymałości stykowej powierzchni czynnych zębów kół wykonanych przyrostowo. Procesy zużywania, które obserwowano w przypadku części wykonywanych technikami druku 3D, częściowo pokrywały się ze standardowo występującymi w tego typu badaniach elementów konwencjonalnie wytworzonych. Zarejestrowano jednak pewne odstępstwa wynikające bezpośrednio z obecności porowatości na powierzchniach czynnych. Ich wpływ na pracę elementów nie jest jednoznaczny. W warunkach tarcia technicznie suchego, przez gromadzenie produktów zużywania mogą obniżać współczynnik tarcia, jednak jednocześnie występujące naprężenia stykowe powodują odkształcanie plastyczne sasiadujących obszarów prowadząc do pęknięć powierzchni. Te same deformacje materiału są przyczyną zwiększenia rzeczywistej powierzchni styku, a tym samym obniżenia wartości napreżeń kontaktowych, co jest zjawiskiem pozytywnym. W strefie tarcia mieszanego mogą pełnić rolę mikrozbiorników oleju poprawiając tym samym warunki pracy. Jednakże ciśnienie wewnątrz pustki może prowadzić do propagacji pęknięć w głab materiału, a w następstwie do jego dekohezji. W aspekcie badań zmęczeniowych kół zębatych wytwarzanych przyrostowo istnieje ograniczona liczba publikacji. Dostępne dane pokazują, iż stosowanie kół zębatych wytwarzanych technikami SLM bez uprzedniej obróbki postprocesowej, intensyfikują procesy zużywania powierzchni bocznych zębów. Zjawiska te mogą powodować powstawanie wykruszeń boków zębów, a także sprzyjać odkształceniom plastycznym powierzchni koła biernego z uwagi na rozwiniętą strukturę geometryczną elementów w stanie po wydruku. W badaniach zmęczeniowych na wyłamanie zęba ponownie uwidacznia się znaczenie nieciągłości strukturalnych w postaci porów, ze szczególnym uwzględnieniem ich powierzchniowej lokalizacji. Inicjacja pęknięcia powodującego wyłamanie rozpoczyna się od porowatości znajdującej się w okolicach stopy zęba. Minimalizowanie występowania tego typu wad strukturalnych powoduje uzyskanie porównywalnych, a nawet lepszych właściwości zmęczeniowych w zakresie wytrzymałości na zginanie u podstawy zęba kół wytwarzanych technikami z grupy PBF/LB-M [119]. Dostępne prace nie wyczerpują jednak wiedzy w zakresie wpływu zastosowania techniki SLM na trwałość zmęczeniową kół zębatych, które mogą zostać bezpośrednio wykorzystane w praktyce inżynierskiej. Wynika to z braku dokładnego opisu wypływu porowatości na mechanizmy zużywania tribologicznego i zmęczeniowego powierzchni bocznych kół zębatych w rzeczywistych warunkach pracy przekładni.

Przeprowadzona analiza literaturowa w omówionym zakresie pogłębiła wiedzę Autora w obszarze technik przyrostowych, procesów wytwarzania kół zębatych oraz ich trwałości zmęczeniowej. Umożliwiło to sformułowanie następujących wniosków:

- 1. Do wytwarzania struktur metalowych z wykorzystaniem technik przyrostowych najczęściej wykorzystuje się grupy technik: DED, LOM, Binder Jetting i PBF/LB-M.
- 2. Mechanizm całkowitego przetopu wykorzystywany w procesie selektywnego stapiania laserowego SLM może prowadzić do powstawania licznych defektów struktury materiału w postaci porowatości i mikropęknięć, a na podstawie obserwacji ich kształtu możliwe jest określenie dokładnej genezy ich powstawania.
- 3. Minimalizacja udziału wad materiałowych elementów wytwarzanych techniką selektywnego stapiania laserowego SLM może zostać osiągnięta poprzez przeprowadzenie procesu doboru parametrów wytwarzania opartego o dogłębną analizę strukturalną oraz wytrzymałościową wytworzonych próbek.
- 4. W zakresie tradycyjnych metod wytwarzania kół zębatych rozwój ukierunkowany jest na zwiększanie wydajności produkcji, a także opracowywanie technik pozwalających na obniżanie chropowatości powierzchni bocznych zębów i poprawę klas dokładności wykonania wieńców zębatych.
- 5. Obserwowany jest wzrost zainteresowania rozwojem niekonwencjonalnych metod wytwarzania kół zębatych, w tym z wykorzystaniem technik przyrostowych umożliwiających wykonanie tego typu elementów z polimerów oraz metali.
- W przypadku kół zębatych wytwarzanych technikami przyrostowymi ze stopów metali najczęściej wykorzystywaną metodą jest selektywne stapianie w łożu proszkowym -SLM.

- 7. Dostępność konwencjonalnych materiałów stosowanych do wytwarzania elementów maszyn technikami przyrostowymi (w tym stali węglowych) jest bardzo ograniczona.
- 8. Rozwinięta struktura geometryczna powierzchni bocznych zębów kół zębatych wytwarzanych technikami przyrostowymi oraz niska klasa dokładności wykonania warunkuje konieczność przeprowadzenia dodatkowych zabiegów postprocesowych.
- Dostępne wyniki badań trwałościowych kół zębatych wytwarzanych przyrostowo nie pozwalają na ostateczne określenie wpływu porowatości na procesy zużywania zmęczeniowego powierzchni bocznych zębów.
- 10. Nieliczna grupa publikacji dotyczących trwałości zmęczeniowej wytwarzanych przyrostowo kół zębatych uniemożliwia jednoznaczne określenie możliwości aplikacyjnych technik przyrostowych w procesie ich wytwarzania.

5. Cele i zakres pracy

Stan zaawansowania rozwoju technologii wytwarzania przyrostowego pozwala na przeprowadzenie procesu produkcji elementów mechanicznych układów napędowych takich jak koła zębate. Dostępne wyniki badań pokazują pewne niedoskonałości elementów uzyskanych technikami z grupy PBF/LB-M, m.in. w zakresie dokładności wymiarowokształtowej, które muszą zostać zniwelowane przez odpowiednio dobrane zabiegi postprocesowe. Wpływa to na postać końcową procesu technologicznego, a tym samym na konieczność tworzenia tzw. hybrydowych procesów produkcyjnych, w których techniki przyrostowe łączone są z technikami ubytkowymi. Na podstawie dostępnych informacji można zauważyć, iż trudności w tym zakresie pojawiają się głównie na etapie procesu AM z uwagi na: ograniczoną dostępność konkretnego rodzaju materiału w formie proszku, liczne problemy związane z parametrami wytwarzania, a także dostosowaniem odpowiednich aspektów technicznych obróbki cieplno-chemicznej i wykańczającej. Kompleksowe podejście do tematu musi obejmować również szereg badań zmęczeniowych, które są jednymi z najważniejszych w przypadku przekładni zębatych. Szczególna potrzeba prowadzenia testów trwałościowych pojawia się w momencie wystąpienia ryzyka obecności defektów wewnątrz struktury materiału. Niewielka liczba publikacji w omówionym obszarze nie pozwala na jednoznaczne stwierdzenie przydatności techniki SLM w zakresie produkcji kół zębatych. Trudność polega nie tylko na aspekcie związanym z procesem technologicznym, ale również określaniem trwałości zmęczeniowej ze szczególnym uwzględnieniem wytrzymałości stykowej z uwagi na charakter wad mogących wystąpić wewnątrz struktury materiału wytworzonych kół zębatych. Zidentyfikowane nieścisłości, a także liczne braki w zakresie dostępnej wiedzy dotyczącej omawianego tematu padły u podstaw sformułowania celów niniejszej pracy:

Cel naukowy: zbadanie trwałości zmęczeniowej oraz przebiegu rozwoju uszkodzeń powierzchni zębów kół zębatych wytwarzanych przyrostowo ze stali 21NiCrMo2 z uwzględnieniem wpływu obróbki cieplno-chemicznej.

Cel utylitarny: ocena możliwości zastosowania techniki SLM do wytwarzania kół zębatych walcowych o zębach prostych ze stali 21NiCrMo2.

Tak sformułowane cele wymagają realizacji szerokiego zakresu badań obejmującego:

- 1. Analizę literaturową z zakresu wytwarzania i badań kół zębatych wytwarzanych technikami przyrostowymi oraz konwencjonalnymi.
- Dobór parametrów wytwarzania elementów modelowych z wykorzystaniem techniki selektywnego stapiania laserowego SLM ze stali 21NiCrMo2.

- Przeprowadzenie badań wytrzymałościowych, analiz mikrostrukturalnych, pomiarów mikrotwardości i naprężeń własnych materiału w stanie po wytworzeniu techniką SLM oraz po obróbce cieplno-chemicznej.
- 4. Opracowanie procesu wytwarzania elementów modelowych do testów trwałościowych z wykorzystaniem techniki SLM ze stali 21NiCrMo2 i przeprowadzenie badań właściwości użytkowych wykonanych kół zębatych.
- Badania trwałości zmęczeniowej kół zębatych wytworzonych techniką SLM ze stali 21NiCrMo2.
- 6. Opracowanie wyników badań i sformułowanie wniosków końcowych.

6. Program badań

6.1. Plan badań

Osiągnięcie postawionych celów pracy wymaga realizacji określonego programu badań pozwalającego na konsekwentne wypełnianie postawionego zakresu prac. Przyjęcie przejrzystego i odpowiednio dobranego toku czynności badawczych pozwoli na przeprowadzenie poprawnej analizy przyczynowo skutkowej i sformułowanie wniosków końcowych.

Podjęcie tematyki skupionej wokół trwałości zmęczeniowej kół zębatych wymaga realizacji szerokiego planu badań. Złożoność zagadnienia nie wynika jedynie z faktu czasochłonnych badań zmęczeniowych wytworzonych przyrostowo kół zębatych, ale w dużej mierze również z konieczności opracowania procesu technologicznego ich wytwarzania w oparciu o technikę SLM. Wnioski płynące z przeglądu literatury wskazują na ograniczoną grupę materiałów dedykowanych wytwarzaniu elementów maszyn, w szczególności kół zębatych, dlatego też zdecydowano o próbie implementacji w obszar wytwarzania przyrostowego nowego materiału, choć szeroko stosowanego w konwencjonalnym procesie produkcyjnym - stali 21NiCrMo2. Tym samym zaszła potrzeba zgłębienia prac związanych z doborem parametrów wytwarzania w korelacji z wybranymi właściwościami wytrzymałościowymi stali uzyskanej techniką SLM. Połączenie wymienionych powyżej obszarów badawczych ukazuje złożoność podjętej problematyki i wskazuje na konieczność rozwiązania konkretnego zadania badawczego dotyczącego szerokiego zakresu badań kół zębatych wytworzonych ze stali 21NiCrMo2 techniką SLM. Na bazie doświadczeń autora zdobytych podczas pracy w zakładach zajmujacych się projektowaniem, opracowywaniem procesów technologicznych i obróbką skrawaniem (Smart Trading Company Sp. z o.o, IDAP Technology Sp. z o.o.), a także szkoleń w zakresie procesów technologicznych opartych o techniki PBF/LB-M oraz wiedze zdobyta podczas stażu w Fraunhofer IWU w Dreznie i Zittau, zbudowano rdzeń planu badań, którego ostateczna postać powstała po konsultacjach z Promotorami i Pracownikami Zakładu Technik Wytwarzania oraz Zakładu Zmęczenia Materiału i Konstrukcji Maszyn wchodzącymi w strukturę Instytutu Robotów i Konstrukcji Maszyn (IRiKM). Efektem tych prac jest plan badań przedstawiony na rys. 6.1.



Rys. 6.1. Blokowy schemat planu badań

Pierwszy etap badań obejmował przeprowadzenie analizy wybranych właściwości proszku stali 21NiCrMo2 uzyskanego w procesie atomizacji gazowej, w tym badań rozmiaru cząstek, jego rozkładu i parametru kulistości. Następnie zrealizowano szeroki zakres badań związanych z doborem parametrów wytwarzania, rozbudowany o utworzenie modelu matematycznego opisującego udział porowatości w zależności od wytypowanych zmiennych niezależnych. Ponadto wybór ostatecznej grupy parametrów wytwarzania uwzględniał również wykonanie na próbkach materiałowych badań: mikrostrukturalnych, twardości, statycznej prób rozciągania i pilotażowych badań niskocyklowej wytrzymałości zmęczeniowej.

Dalszy etap badań był przeprowadzony na próbkach modelowych wykonanych z wykorzystaniem wytypowanej grupy parametrów wytwarzania. Po przeprowadzeniu zabiegu obróbki cieplno-chemicznej określono jej wpływ na mikrostrukturę, twardość naprężenia własne i właściwości wytrzymałościowe wyznaczone podczas próby monotonicznego rozciągania. Ciąg dalszych badań oparto na modelowych kołach zębatych, na których przeprowadzono badania właściwości użytkowych kół w tym: udziału pustek, grubości warstwy utwardzonej, ogólnej dokładności wymiarowo-kształtowej w celu określenia klasy dokładności wykonania i chropowatości powierzchni bocznych zębów.

Ostatni etap badań dotyczył wyznaczenia trwałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych wytwarzanych przyrostowo przy trzech poziomach wartości naprężeń stykowych. Ocenę procesu zużywania, a także wyznaczanie procentowego udziału wykruszeń względem całej powierzchni bocznej zęba prowadzono z wykorzystaniem mikroskopu świetlnego. Wynik badań kół wytworzonych przyrostowo zostały odniesione do wyników badań kół zębatych wytwarzanych konwencjonalnie z uwzględnieniem tożsamych zabiegów postprocesowych. Po przeprowadzeniu analizy wyników badań opracowano podsumowanie i sformułowano wnioski końcowe.

6.2. Przygotowanie materiału i próbek do badań

Stal 21NiCrMo2 (wg. PN – 20HNM) jest stalą niskostopową przeznaczoną do utwardzania powierzchniowego przez proces nawęglania, hartowania oraz odpuszczania, wykorzystywaną szeroko w procesie produkcji silnie obciążonych elementów maszyn, takich jak wały czy koła zębate. Na rynku występuje w postaci prętów i bloków, jednak jej dostępność w postaci proszku o określonym rozmiarze (dla SLM to 20 µm - 63 µm) jest mocno ograniczona. Istnieje możliwość dostarczenia materiału przez firmy zajmujące się produkcją proszków do wytwarzania przyrostowego jedynie w trybie "on demand", co wiąże się z koniecznością zakupu proszku stali w ilości znacznie przekraczającej zapotrzebowanie określone w ramach prowadzonych prac badawczych. Dlatego też podjęto decyzję o pozyskaniu materiału do badań w oparciu o zasoby krajowe. W tym celu nawiązano współpracę z Instytutem Metali Nieżelaznych - Sieć Badawcza Łukasiewicz, która posiada odpowiednie zaplecze sprzętowe, w tym atomizer VIGA firmy ALD Vacuum Technologies GmbH (Hanau, Niemcy) oraz szerokie doświadczenie w zakresie produkcji proszków do wytwarzania przyrostowego techniką SLM. Schemat procesu atomizacji wraz z poszczególnymi etapami jej realizacji został przedstawiony na rys. 6.2. Tą drogą uzyskano materiał o wymaganym parametrach morfologicznych. Szerszy opis właściwości materiału zamieszczono w rozdziale 7.



Rys. 6.2. Schemat procesu atomizacji gazowej

Kolejny aspekt dotyczył procesu wytworzenia próbek materiałowych z wykorzystaniem techniki SLM. Proces ten poprzedzono wykonaniem dokumentacji technicznej i modeli komputerowych 3D w oprogramowaniu SolidWorks 2023. Po przekonwerterowaniu modeli bryłowych do plików STL, wykorzystano oprogramowanie CAM (Magics v.19) do przygotowania pliku wsadowego (.gcode) dla urządzenia przyrostowego. Podczas tworzenia pliku maszynowego definiowano parametry wytwarzani, takie jak: moc wiązki lasera, prędkość naświetlania, odległość między wektorami naświetlania i grubość nakładanej warstwy. Parametrami wyjściowymi do opracowywania poszczególnych grup parametrów był zestaw ustawień dla stali narzędziowej H13, dostarczony przez firmę Nikon SLM Solution AG wraz z urządzeniem SLM 125HL przedstawionym na rys. 6.3.



Rys. 6.3. Widok urządzenia SLM 125HL do wytwarzania przyrostowego z wykorzystaniem techniki SLM

Poza wymienionymi parametrami wytwarzania, zdefiniowano również strategię naświetlania obszarów w formie pasów o szerokości 3 mm, zmieniając kierunek wektora przemieszczenia wiązki lasera o 67° dla każdej kolejnej warstwy w celu uniknięcia jednokierunkowego zorientowania naprężeń własnych powstałych w wyniku skurczu termicznego. Platformę roboczą, którą wykonano ze stali S235, przed każdym wydrukiem poddawano odpowiedniemu przygotowaniu powierzchni przez proces frezowania, a także obróbkę strumieniowo-ścierną w celu uzyskania wymaganej chropowatości o wartości parametru Ra=5 µm. Ponadto w celu zapewnienia poprawnego połączenia między platformą

roboczą, a pierwszą warstwą wytwarzanego elementu, wykonano podwójne jej naświetlenie pozwalające na uzyskanie całkowitego przetopu, a tym samym bezpieczne przytwierdzenie elementu. Wartość temperatury platformy podczas procesu wytwarzania ustalono na 190°C. Podczas procesu wytwarzania, komora była wypełniania argonem, a udział tlenu w jej wnętrzu nie przekraczał 0,2%. Przed każdym z procesów wytwarzania proszek poddawano procesowi suszenia w suszarce laboratoryjnej do uzyskania wilgotności poniżej 10%, co jest wartością zalecaną przez firmę Nikon SLM Solution AG. Pozostałe, nie ujęte powyżej parametry techniczne maszyny oraz procesu wytwarzani przyjmowano jako domyślne, ustalone przez producenta systemu wytwarzania przyrostowego SLM 125HL. Zorientowanie względem platformy roboczej poszczególnych typów próbek materiałowych i wytrzymałościowych, wykorzystywanych podczas badań, przedstawiono na rys. 6.4.



Rys. 6.4. Schemat zorientowania próbek modelowych na platformie roboczej maszyny SLM 125HL, 1 - próbka do badań strukturalnych, 2 - próbka do badań statycznej próby rozciągania i niskocyklowych badań zmęczeniowych, 3 - próbka do pomiaru naprężeń własnych, 3 – koło czynne C-PT

Wymiary próbek przedstawionych na rys. 6.4 różniły się w zależności od rodzaju testu, do których zostały przeznaczone. Próbki wykorzystywane do badań strukturalnych miały postać sześcianu o długości krawędzi 10 mm. Zgłady metalograficzne przygotowywano inkludując części próbek modelowych w żywicy termoutwardzalnej, a następnie szlifując je papierami o gradacji: 220, 300, 500, 800, 1000, 1200, 2000, zgodnie z zaleceniami firmy Struers. Następnie poddawano je procesowi polerowania z wykorzystaniem sukna polerskiego i pasty polerskiej zawierającej drobiny diamentowe o rozmiarze 3 µm. Obserwacje mikrostruktury były poprzedzane trawieniem powierzchni z wykorzystaniem nitalu (roztwór 5%) stosując 10-cio sekundowy czas odziaływania czynnika trawiącego. Geometria elementów modelowych do badań statycznej próby rozciągania została oparta o normę ASTM E466 96 [N10], a ich długość przystosowano do wymiarów platformy roboczej maszyny SLM 125HL (rys. 6.5).



Rys. 6.5. Schemat próbki do badań wytrzymałościowych wg. normy ASTM E466 96

Badania naprężeń własnych zostały przeprowadzone z wykorzystaniem próbek o wymiarach 60 mm x 60 mm x 10 mm. Geometria kół zębatych (czynnych) odpowiadała geometrii kół C-PT wykorzystywanych w badaniach na stanowiskach typu FZG. Z uwagi na skomplikowanie procesu technologicznego przygotowania kół zębatych do badań, proces ten zostanie dokładnie przedstawiony w rozdziale 9. Na rys. 6.6 przedstawiono wybrane elementy modelowe po procesie wytwarzania przyrostowego SLM.



Rys. 6.6. Widok elementów modelowych do badań po procesie wytwarzania przyrostowego

Próbki do statycznej próby rozciągania, a także koła, wymagały zastosowania struktur podporowych z uwagi na występujące powierzchnie nawisowe. Po procesie wytwarzania i odcięciu elementów od platformy z wykorzystaniem elektrodrążarki drutowej, struktury podporowe zostały usunięte stosując obróbkę skrawaniem. Z uwagi na wysokie gradienty temperatury obecne podczas procesu SLM, elementy modelowe przed odcięciem od platformy były poddawane wyżarzaniu odprężającemu. Każdy z rodzajów próbek był wykonany z wykorzystaniem techniki SLM jak i metod konwencjonalnych w celu umożliwienia przeprowadzenia względnej oceny wybranych właściwości wyrobów. Obróbkę cieplnochemiczną, obróbkę wykańczającą kół zębatych wytwarzanych techniką SLM wraz z nacięciem wielowypustu ewolwentowego, a także kompleksowe wykonanie kół

konwencjonalnych zlecono podmiotowi zewnętrznemu - firmie LUKA Group Sp. z o. o. w Ciechanowie. Konieczność wykonania usługi zewnętrznej wynikał z braku możliwości technicznych realizacji wskazanych procesów i elementów modelowych z wykorzystaniem wyposażenia znajdującego się w IRiKM.

6.3. Wykorzystane metody badawcze

Obserwacje materiału wsadowego, a także pomiary składu chemicznego stali były przeprowadzone z wykorzystaniem mikroskopu skaningowego Jeol JSM-6610 wraz z przystawką w postaci detektora EDS (ang. Energy Dispersive Spectroscopy) przedstawionego na rys. 6.7.



Rys. 6.7. Mikroskop SEM Jeol JSM-6610 wraz z detektorem EDS

Obserwacje mikrostruktury prowadzono z wykorzystaniem mikroskopu konfokalnego Olympus LEXT OLS 4100, który przedstawiono na rys. 6.8.



Rys. 6.8. Mikroskop konfokalny Olympus LEXT OLS 4100

Ponadto do badań strukturalnych materiału, pomiarów związanych z porowatością i chropowatością oraz do obserwacji powierzchni bocznych zębów wraz z wyznaczaniem ich powierzchniowego udziału defektów na skutek procesów zużycia wykorzystywano mikroskop świetlny KEYENCE VHX-7000 z modułem obrotowym obiektywu, widoczny na rys. 6.9.



Rys. 6.9. Mikroskop świetlny KEYENCE VHX-7000

Badania twardości próbek materiałowych, a także wyznaczanie twardości i grubości warstwy nawęglonej były prowadzone z wykorzystaniem mikrotwardościomierza Struers DURA SCAN 70 widocznego na rys. 6.10.



Rys. 6.10. Stanowisko do badań twardości - mikrotwardościomierz Struers DURA SCAN 70

Oceny właściwości wytrzymałościowych wyznaczanych podczas statycznej próby rozciągania, a także właściwości niskocyklowych dokonano z wykorzystaniem pulsatora hydraulicznego INSTRON 8802 MT oraz ekstensometru umożliwiającego pomiar odkształceń,

z bazą pomiarową wynoszącą 25 mm lub 50 mm. Rejestracja odkształceń na powierzchni próbek podczas monotonicznej próby rozciągania była wykonywana przy użyciu cyfrowej korelacji obrazu DIC (ang. Digital Image Corelation) Dantec Q-400 wraz z dedykowanym oprogramowaniem ISTRA 4D. Urządzenia te przedstawiono na rys. 6.11.



Rys. 6.11. Stanowisko do przeprowadzania statycznej próby rozciągania oraz badań niskocyklowej trwałości zmęczeniowej INSTRON 8802 MT wraz z systemem do cyfrowej korelacji obrazu DIC



Proces wyżarzania odprężającego realizowano w piecu Naberther P300 (rys. 6.12)

Rys. 6.12. Piec Nabertherm P300 wykorzystywany do przeprowadzania obróbki cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego

Pomiary naprężeń własnych w badanych próbkach przeprowadzono z wykorzystaniem metody trepanacji otworowej. Wykorzystane stanowisko przedstawiono na rys. 6.13 Pomiary realizowano z użyciem urządzenia RS-200 Milling Guide firmy Vishay Precision Group (2). W celu określenia wartości odkształceń, tensometry (3) zostały umieszczone na powierzchni

próbek (4) w formie rozety pozostawiając miedzy nimi miejsce na wykonanie otworu. Następnie z wykorzystaniem wiertła z węglika spiekanego o średnicy 1,6 mm i dedykowanego urządzenia, nawiercano materiał rejestrując wartości odkształceń i przeliczając je na wartości naprężeń. Rejestracje danych realizowano z wykorzystaniem mostka tensometrycznego ESAM Traveler Plus typ 1032-S (1). Wartość naprężeń głównych, z uwzględnieniem orientacji kołowej, określono z użyciem oprogramowani H-Drill (5). Całość pomiarów naprężeń własnych realizowano zgodnie z wytycznymi normy ASTM E 837-20 [N11].



Rys. 6.13. Stanowisko do pomiarów naprężeń własnych metodą trepanacji otworowej, 1- mostek tensometryczny ESAM Traveler Plus typ 1032-S, 2 - urządzenie RS-200 Milling Guide, 3 - rozeta tensometryczna, 4 próbka badana, 5 - stanowisko komputerowe z dedykowanym programem do rejestracji i obróbki danych H-Drill

Badania kół zębatych były prowadzone z wykorzystaniem stanowiska pracującego w układzie mocy krążącej (rys. 6.14). Stanowisko zaprojektowano i wykonano na potrzeby prowadzenia testów z zakresu wytrzymałości zmęczeniowej stykowej, które zostało również wykorzystane w niniejszej pracy. Proces projektowania urządzenia, a także wszelkie kwestie formalne związane z zakupem były koordynowane przez Zakład Technik Wytwarzania IRiKM. Środki na zakup pozyskano ze Środków Budżetu Państwa w ramach Planu Modernizacji Technicznej SZ RP w latach 2017-2026.



Rys. 6.14. Stanowisko do badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych

Stanowisko umożliwia prowadzenie badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych w oparciu o programowalny przebieg obciążenia. Dodatkowym atutem stanowiska jest możliwość zmiany rozstawu osi wałów, dzięki czemu badaniom mogą być poddawane koła o rożnych rozmiarach. Pozostałe parametry techniczne stanowiska zostały zawarte w tabeli 6.1.

Parametr/nazwa elementu	Wartość/zakres		
Podzej bodopych kół zobotych	Koła walcowe o zębach prostych oraz		
Kodzaj badanych kor zębatych	śrubowych (β od 1° do 25°, α =20°)		
Szerokość wieńca zębatego badanych kół	do 80 mm		
zębatych			
Płynna regulacja rozstawu osi	90 - 200 mm		
Zakres wartości momentu obciążającego	Od 0 do 2000 N·m,		
Zakres prędkość obrotowa silnika	Od 0 do 3000 obr/min		
napędowego i obciążającego			
Czujnik momentu	Pomiar momentu przenoszonego przez wał		
Czujink momentu	napędowy z dokładnością do 1 N·m		
	Zmiana obciążenia w sposób płynny,		
System automatyki zapewniający możliwość	skokowy lub według założonych przebiegów		
zmiennego obciążania układu	(otrzymanych w wyniku pomiaru widma		
	obciążeń rzeczywistej maszyny)		
	Układ natrysku oleju w obszar zazębienia		
Układ smarowania	(max. temp. cieczy 90°C +/- 3°C), możliwość		
	smarowania zanurzeniowego		

Tabela 6.1. Parametry	techniczne	stanowiska	do badań	wytrzymałości	zmęczeniowej	stykowej	kół
zębatych							

W celu zobrazowania budowy stanowiska sporządzono schemat przedstawiony na rys. 6.15.





Badana para kół zębatych montowana jest w aluminiowym korpusie przekładni (1). Prędkość obrotowa silnika napędowego (2) zadawana jest z wykorzystaniem systemu sterującego, a obciążenie przekładni jest realizowane z wykorzystaniem silnika-prądnicy (3) poprzez podanie napięcia powodującego powstanie siły oporu ruchu podczas jego napędzania. Ruch obrotowy z silnika napędowego przekazywany jest na wał napędowy przekładni (4) z wykorzystaniem dwustopniowych przekładni pasowych (5) i (6). Pomiar momentu napędowego realizowany jest za pomocą miernika momentu (7) umieszczonego na wale napędowym. Dzięki zastosowaniu wału Cardana (8), jako wału zdawczego, istnieje możliwość zmiany rozstawu osi przekładni z wykorzystaniem mechanizmu śrubowego (9). Smarowanie przekładni prowadzone jest z wykorzystaniem pompy hydraulicznej (10) podającej olej do dyszy natryskowej oraz dwóch łożysk stożkowych znajdujących się w obudowie przekładni. Olej z korpusu przekładni przemieszcza się poprzez spływ (11) w kierunku pompy hydraulicznej (12), która wymusza obieg płynu w układzie chłodzenia (13).

Pomiary masy kół zębatych prowadzone w celu wyznaczenia wartości zużycia masowego wykonywane były z wykorzystaniem wagi AXIS ATA 520 (II klasa dokładności wg. PN-EN 45501). Przed pomiarem masy koła poddawane są 10-cio minutowemu procesowi czyszczenia w myjce ultradźwiękowej wypełnionej alkoholem izopropylowym w celu usunięcia oleju i wszelkich produktów zużycia, mających wpływ na wyniki pomiaru. Rozkład wielkości cząstek, a także parametrów dotyczących ich kształtu prowadzone były z wykorzystaniem analizatora obrazu Morpholgi G3, udostępnionego wykonawcy badań dzięki współpracy z firmą A.P. Instruments Sp. z o. o. Sp. k.

7. Opracowanie procesu wytwarzania przyrostowego techniką SLM stali 21NiCrMo2

7.1. Badania materiału wsadowego

Stal 21NiCrMo2 wybrano z uwagi na jej szerokie zastosowanie w produkcji elementów przekładni, w tym kół zębatych. Jak wykazano podczas przeglądu literatury, istnieje niewielka liczba dostępnych materiałów dedykowanych do wytwarzania tego typu części z wykorzystaniem techniki SLM. Dlatego też implementacja wytypowanej stali jako nowego materiału w tym zakresie wydaje się być zasadna. Proszek stali 21NiCrMo2 uzyskany w procesie atomizacji poddano badaniom morfologicznym z wykorzystaniem mikroskopu SEM oraz analizatora obrazu. Widok proszku uzyskany podczas obserwacji za pomocą SEM przedstawiono na rysunku 7.1.



Rys. 7.1. Cząstki proszku stali 21NiCrMo2 uzyskane w procesie atomizacji gazowej (1 – cząstka sferoidalna, 2 – krater na powierzchni cząstki proszku, 3 – satelita cząstki proszku)

Cząstki proszku uzyskane w procesie atomizacji gazowej przyjmowały kształt w przeważającej części sferoidalny, z niewielkim udziałem cząstek posiadających satelity. Powierzchnia cząstek była gładka z nielicznym udziałem kraterów. Pomiary proszku stali 21NiCrMo2, a także proszku stali maraging M300, jako materiału referencyjnego spełniającego wymagania stawiane przez producenta maszyny SLM 125HL, przeprowadzono wykorzystując metodę morfometrii. Wyniki tych badań obejmujące:

- rozkład wielkości cząstek z wykorzystaniem parametrów D₁₀, D₅₀ i D₉₀ (D₁₀, D₅₀ i D₉₀ (D₁₀, D₅₀ i D₉₀, to wielkości cząstek w [μm], odczytane z rozkładu odpowiednio: 10%, 50%, 90% cząstek proszku posiadającego średnice mniejszą niż wskazaną),
- kulistość/zaokrąglenie, jako relację obwodu koła o powierzchni tożsamej z daną cząstka do jej rzeczywistego obwodu (1 idealne koło),
- wydłużenie, jako stosunek szerokości do długości cząstki (1 przyjmuje zarys

kwadratowy lub kołowy),

 kształt cząstki, zaszeregowany zgodnie z algorytmem podziału cząstek zawartym w oprogramowaniu analizatora, wyróżniającym cząstki: sklejone, z obecnością satelit i koliste,

przedstawiono w tabeli 7.1.

abela /.1. Tarametry monologiczne proszku stan 2110e1002 TW500				
Parametr	Wartość dla 21NiCrMo2	Wartość dla stali M300 (SLM)		
Rozkład wielkości cząstek	D ₁₀ =22,57 μm, D ₅₀ =38,71 μm, D ₉₀ =58,62 μm.	$\begin{array}{c} D_{10}{=}21,\!43 \ \mu\text{m}, \\ D_{50}{=}34,\!56 \ \mu\text{m}, \\ D_{90}{=}50,\!17 \ \mu\text{m}. \end{array}$		
Kulistość	0,97	0,97		
Wydłużenie	0,11	0,12		
Kształt (udział procentowy)	Sklejone – 24,16% Z obecnością satelit – 48,73% Cząstki koliste – 27,11%	Sklejone – 24,42% Z obecnością satelit – 54,79% Cząstki koliste – 20,79%		

Tabela 7.1. Parametry morfologiczne proszku stali 21NiCrMo2 i M300

W obu przypadkach badanych proszków ich parametry były zbliżone. Rozkład wielkości cząstek wskazuje na większy udział cząstek o dużych średnicach (>50 µm) w proszku stali 21NiCrMo2. Parametry kulistości oraz wydłużenia były niemal identyczna. Udział cząstek z naroślami w postaci satelit jest większy w proszku stali M300, co wpływa na obniżenie liczby cząstek kolistych w całej objętości próbki badanej. Stwierdzone rozbieżności, nie wpłynęły jednak na jakość rozkładanej warstwy proszku stali 21NiCrMo2. Uzupełnieniem badań morfologii proszku były badania struktury cząstek pod kątem porowatości. Jak wykazano w pracy Ng G. i innych [194], gaz pochodzący z procesu atomizacji gazowej zawarty w cząstkach proszku może być jedną z przyczyn defektów struktury w postaci pustek o kształcie obłym (porowatości gazowej). Analiza wyników badań proszku stali 21NiCrMo2 wykazała nieliczny udział defektów w postaci cząstek zawierających pustki w postaci zamkniętego gazu lub zamkniętych w swoim wnętrzu innych cząstek proszku, powstałych podczas procesu atomizacji (rys. 7.2). Analiza wyników badań wykazała, że w zlokalizowanej cząstec objętej defektem zaobserwowano inne ziarna proszku zamknięte w jej wnętrzu.



Rys. 7.2. Przekrój cząstek proszku z widoczną porowatością zlokalizowaną w jednej z nich

Tak niski udział cząstek charakteryzujących się porowatością gazową nie ma istotnego wpływu na udział defektów w strukturze elementów wytwarzanych przyrostowo. Badania materiału wsadowego zakończono na analizie składu chemicznego z wykorzystaniem detektora EDS. Wyniki tych badań, wraz z odniesieniem do wartości normatywnych dla wskazanego materiału, przedstawiono w tabeli 7.2.

Nazwa pierwiastka	Udział masowy [%]	Odchylenie standardowe [%]	Materiał bazowy (wg. ISO) [%]
С	Brak danych	Brak danych	0,17-0,23
Si	0,31	0,04	<0,40
Cr	0,68	0,06	0,35-0,65
Mn	0,83	0,09	0,60-0,95
Ni	0,41	0,13	0,40-0,70
Мо	0,24	0,11	0,15-0,25
Fe	97,54	0,21	Wartość pozostała

Tabela. 7.2. Wyniki analizy składu chemicznego proszku stali 21NiCrMo2

Wartości średnie udziału poszczególnych pierwiastków stopowych (badanego materiału) w większości mieszczą się w zakresach normatywnych. Jedynym pierwiastkiem odbiegającym od zalecanych wartości jest chrom. Należy jednak mieć na uwadze fakt, że dotyczy to niewielkiego zwiększenia jego zawartości i można potraktować to, jako zjawisko pozytywne, wpływające na poprawę hartowności stali i hamowanie rozrostu ziaren. Przeprowadzone badania proszku nie wykazały istotnych odstępstw od innych materiałów stosowanych w zakresie wytwarzania przyrostowego. Dodatkowo porównywalne wyniki składu chemicznego z wartościami normatywnymi dały podstawę do bezpośredniej analizy porównawczej innych właściwości mechanicznych Z materiałem wytwarzanym konwencjonalnie. Jako zasadne uznano zatem przeprowadzenie kolejnego etapu badań dotyczącego doboru parametrów wytwarzania stali 21NiCrMo2 techniką SLM.

7.2. Dobór parametrów wytwarzania

7.2.1. Badania porowatości

W procesie wytwarzania przyrostowego istnieje wiele czynników mających wpływ na strukturę i właściwości użytkowe uzyskanych tą drogą części. Yadroitsev w pracy [195] wyróżnił 50 parametrów, które oddziaływają bezpośrednio na jakość elementów wytwarzanych z wykorzystaniem metod należących do grupy PBF. Tak duża liczba zmiennych pokazuje, że podczas ustalania szeroko rozumianych warunków przyrostowego wytwarzania, niezbędne jest przyjęcie pewnych uproszczeń i ograniczenie wyboru jedynie do kilku aspektów, które zostaną poddane rozważaniom. Implementacja nowego materiału w zakres technik przyrostowych musi być oparta o dogłębną analizę morfologiczną proszku w celu określenia jego zdatności do wykorzystania w procesie wytwarzania. Wyniki badań poświęconych temu zagadnieniu zostały opisane w podrozdziale 7.1. Kolejnym krokiem jest realizacja szerokiego zakresu prac dotyczacych doboru parametrów wytwarzania, które otwieraja drogę do kolejnych etapów związanych z wyznaczaniem właściwości wytrzymałościowych. W literaturze znane są dwie ścieżki określania doboru parametrów w sposób empiryczny. Pierwsza z nich bazuje na tzw. entalpi znormalizowanej i analizie pojedynczych ścieżek naświetlania pod kątem obecności defektów i pomiarach mających na celu wyznaczanie stosunku szerokości ścieżki do głębokości przetopu materiału [196]. Druga, znacznie szerzej wykorzystywana, to metoda polegająca na odnoszeniu właściwości strukturalnych materiału do gęstości energii naświetlania ujętej powierzchniowo lub objętościowo [32], [35], [38], [197]. Do określenia parametrów wytwarzania elementów modelowych stali 21NiCrMo2 wykorzystano metodę bazującą na objętościowej gęstości energii naświetlania. Argumentem decydującym o takim właśnie wyborze jest możliwość odwzorowania zbliżonych warunków wytwarzania próbek materiałowych podczas procesu doboru parametrów do panujących w czasie wykonywania części docelowych. Sytuacja ta nie jest możliwa w przypadku bazowania na próbkach w formie pojedynczych ścieżek.

Dobór parametrów wytwarzania oparty o objętościową gęstość energii naświetlania VED $[J/mm^3]$ sprowadza się do określenia wartości składowych takich jak: moc wiązki lasera P_L [W], prędkość naświetlania v_s [mm/s], odległość między wektorami naświetlania h_d [mm] i grubość warstwy proszku t_L [mm]. Wymienione parametry opisują VED zgodnie z równaniem (7.1):

$$VED = \frac{P_L}{v_s \cdot h_d \cdot t_L} \left[\frac{J}{mm^3} \right]$$
(7.1)

107

Jako parametry wyjściowe, dla całego procesu doboru przyjęto grupę parametrów dostarczonych przez producenta maszyny SLM 125HL, a dotyczącą stali H13. Poza przyjęciem wartości parametrów P_L, v_s, h_d i t_L, wykorzystano tę grupę jako bazę wartości dla pozostałych parametrów maszyny, które nie zostały objęte procesem doboru. Parametry zalecane dla stali H13 przedstawiono w tabeli 7.3.

Prędkość	Odległość między Grubość warstwy		Obliczona wartość	
Moc laser P_L	naświetlania v_s	wektorami	naświetlanej t _L	gęstości mocy lasera
[w]	[mm/s]	naświetlania h _d [mm]	[mm]	VED [J/mm ³]
225	600	0,12	0,03	62,5

Tabela 7.3	. Parametry	wytwarzania	dla	stali	H13
------------	-------------	-------------	-----	-------	-----

Próbki materiałowe w postaci sześcianów były wytwarzane bezpośrednio na platformie, zgodnie z opisem zawartym w podrozdziale 6.2. Analiza pod kątem porowatości materiału próbek była prowadzona w dwóch płaszczyznach: prostopadłej (XY) i równoległej (YZ) do kierunku przyrastania warstw (rys. 7.3).



Rys. 7.3. Orientacja płaszczyzn pomiarowych w badaniach strukturalnych materiału

Wartość reprezentatywna porowatości danej próbki wytworzonej z wykorzystaniem konkretnej grupy parametrów była obliczana zgodnie z zależnością (7.2).

$$\overline{P}_{\rho} = \frac{P_{\rho XY} + P_{\rho YZ}}{2} [\%] \tag{7.2}$$

gdzie:

- P_{ρXY} zmierzona wartość udziału pustek względem całej powierzchni przekroju w płaszczyźnie XY [%],
- P_{PYZ} zmierzona wartość udziału pustek względem całej powierzchni przekroju w płaszczyźnie YZ [%].

Dopuszczalny udział pustek w strukturze materiału przetwarzanego z wykorzystaniem techniki SLM nie jest jasno określony. Zgodnie z dokumentem opublikowanym przez Stowarzyszenie Niemieckich Inżynierów (VDI 3405:2016), wartość ta nie powinna
przekraczać 1%, jednak jak ustalono podczas przeglądu literatury, minimalizacja tej wartości przynosi wymierne korzyści z punktu widzenia właściwości wytrzymałościowych. Kryterium doboru określające przydatność danej grupy parametrów w procesie wytwarzania elementów ze stali 21NiCrMo2 przyjęto na poziomie 0,3%.

Dodatkowo, w celu usprawnienia procesu doboru parametrów, skorzystano z analizy DOE (Designe of Experiment) w oparciu o oprogramowanie Statistica firmy TIBICO Software Inc. Do matematycznego opisu wartości porowatości wykorzystano model kwadratowej regresji powierzchni odpowiedzi, gdyż łączy on w sobie cechy modeli regresji wielomianowej oraz modeli regresji czynnikowej ułamkowej (frakcyjnej). Umożliwia on uwzględnienie trzech zmiennych niezależnych oraz ich wzajemnej interakcji. Takie podejście stosowali m.in. Adegok i inni w pracy [24]. Ogólną postać modelu regresji kwadratowej powierzchni przedstawia równanie (7.3).

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \beta_3 x_3 + \beta_{11} x_1^2 + \beta_{22} x_2^2 + \beta_{33} x_3^2 + \beta_{12} x_1 x_2 + \beta_{13} x_1 x_3 + \beta_{23} x_2 x_3 + \epsilon$$
(7.3)

W przedstawionym równaniu y jest zmienną zależną/opisywaną (estymowana wartość porowatości), x₁,x₂,x₃ są zmiennymi niezależnymi/opisującymi odpowiednio: moc wiązki lasera, prędkość naświetlania i odległość między wektorami naświetlania, β_m , β_{mn} (dla m=1, 2, 3 i n=1, 2, 3) są współczynnikami regresji, a ∈ oznacza błąd modelu. Wartości współczynników regresji wyznaczano przy użyciu metody najmniejszych kwadratów. Model tworzono w dwóch etapach. Pierwszy etap obejmował stworzenie modelu na bazie wyników z pierwszego spośród dwóch przeprowadzonych eksperymentów zrealizowanych dla 28 grup parametrów wytwarzania (tabela 7.4). Drugi etap obejmował utworzenie kolejnych kombinacji na bazie planu frakcyjnego 3³ (trzy zmienne niezależne przyjmowały po trzy różne wartości) i uzupełnienie modelu o wyniki z planowanego eksperymentu. Dodatkowo wyznaczono wartości współczynnika determinacji R² oraz istotności statystycznej p, przy czym współczynnik R² definiuje miarę dopasowania modelu do badanego zjawiska, a współczynnik p wyznaczany jest na podstawie przeprowadzonej analizy wariancji i jest związany z przeprowadzeniem testu statystycznego. Istotność statystyczną danego członu uwzględniano, gdy p <0,05. Na podstawie otrzymanych wyników wybrano pięć grup parametrów, które posłużyły do przeprowadzenia badań mikrostruktury, twardości materiału i statycznej próby rozciagania.

Pierwszy etap doboru parametrów obejmował szereg działań związanych z wstępnym ich opracowaniem na bazie wyników analizy literaturowej i doświadczalnej weryfikacji pod kątem

uzyskanej wartości porowatości materiału. Zakres zastosowanych w praktyce parametrów, przy których wykonywano 28 elementów modelowych obejmował: P_L - od 160 W do 240 W, v_s - od 600 mm/s do 1100 mm/s i h_d - od 0,07 mm do 0,11mm, co przełożyło się na wartość wyliczonej gęstości energii wiązki naświetlania VED w zakresie od 53,3 J/mm³ do 121,2 J/mm³. Szczegółowe dane dotyczące wartości poszczególnych parametrów w rozpatrywanych 28 grupach zastosowanych w pierwszym etapie ich doboru przedstawiono w tabeli 7.4.

Nazwa próbki VED [J/mm³] $P_L[W]$ $v_s [mm/s]$ h_d [mm] t_L [mm] 1.1 160 600 0,11 0,03 80,8 90.9 1.2 180 600 0,11 0,03 1.3 200 600 0,11 0,03 101,0 1.4 220 600 0,11 0,03 111,1 1.5 240 600 0,11 0,03 121,2 700 0,11 0,03 1.6 160 69,3 1.7 180 700 0,11 0,03 77,9 700 1.8 200 0.11 0.03 86. 1.9 220 700 0,11 0,03 95,2 1.10 240 700 0,11 0,03 103.9 0.03 1.11 160 800 0,1 66.7 1.12 180 800 0,1 0,03 75,0 1.13 200 800 0,1 0,03 83,3 91,7 1.14 220 800 0,1 0,03 240 800 0,1 0,03 100,0 1.15 1.16 160 900 0,1 0,03 59,3 1.17 180 900 0,1 0,03 66,7 0,03 1.18 200 900 0,1 74,1 1.19 220 900 0.1 0.03 81.5 1.20 240 900 0,1 0,03 88,9 1.21 160 1000 0,03 53,3 0,1 1.22 1000 0,03 60,0 180 0,1 1.23 200 1000 0,1 0,03 66,7 1.24 220 1000 0,1 0,03 73,3 1.25 240 1000 0,1 0,03 80,0 200 900 0,07 0,03 1.26 [115] 105,8 1.27 [115] 200 900 0,11 0,03 67.3 1.28 [198] 0,03 83,3 220 1100 0,08

Fabela	7.4.	Wartości	parametrów	wytwarzania	przyrostowego	W	poszczególnych	grupach	rozważanych
w pierwszym etapie badań									

Przyjęte zakresy wartości wymienionych wielkości oparto o dane zalecane przez producenta maszyny SLM (grupa bazowa) dla stali H13, a także doświadczenie autora pracy zdobyte w tym obszarze podczas prowadzenia badań wstępnych, które z uwagi na objętość, a także główną tematykę pracy, nie zostały ujęte w niniejszym opracowaniu. Przyjmowanie niższych wartości mocy lasera w stosunku do grupy bazowej jest uwarunkowane próbą obniżania gradientów temperatury, których wysoka wartość może prowadzić do powstawania zjawiska pękania na gorąco. Zwiększanie wartości prędkości naświetlania względem grupy bazowej ma zapewnić wzrost wydajności procesu. Obniżenie odległości miedzy wektorami naświetlenia miało zapobiec występowaniu portowości liniowej wynikającej ze zbyt dużych odległości miedzy kolejnymi ścieżkami lasera, a jednocześnie zwiększać wyliczone wartości gęstości energii, koniecznej do zapewnienia ukształtowania odpowiedniego jeziorka przetopu. Grubość warstwy proszku wynosiła 0,03 mm i była wartością stałą we wszystkich grupach rozważanych parametrów. Grupy 1.26, 1.27 i 1.28 zostały zaczerpnięte z literatury, z prac dotyczących doboru parametrów wytwarzania dla stali 16MnCr5 i 30CrNiMo8 [115], [198], z których to stal 30CrNiMo8 charakteryzuje się podobnym składem chemicznym co stal 21NiCrMo2, a 16MnCr5 należy do tej samej grupy stali do nawęglania. Oznaczenia próbek odpowiadały oznaczeniom grup parametrów zamieszczonych w tabeli 7.4. Widok wnętrza komory maszyny po przeprowadzonym procesie wytwarzania próbek materiałowych w postaci sześcianów przedstawiono na rys. 7.4.



Rys. 7.4. Widok komory roboczej po zakończonym procesie wytwarzania próbek materiałowych

Wytworzone elementy modelowe zostały poddane procesowi inkludowania i przygotowywania zgładu metalograficznego zgodnie z procedurą opisaną w podrozdziale 6.2, a następnie przeprowadzono analizę strukturalną z wykorzystaniem mikroskopu świetlnego wyposażonego w oprogramowanie umożliwiające pomiar porowatości na bazie progowania binarnego obrazu. Obszary obrazu w kolorze czarnym były uznawane za defekt, a pozostałe

kolory - jako materiał nie objęty uszkodzeniami (rys. 7.7). Na wykresie umieszonym na rys. 7.5 przedstawiono wyliczone średnie wartości porowatości dla poszczególnych grup parametrów.



Rys. 7.5. Wyniki badań średniej wartości udziału procentowego pustek elementów modelowych wykonanych w ramach pierwszego etapu badań

Wyniki badań porowatości dały podstawę do ścisłego powiązania rejestrowanych wartości udziału pustek z wartością zastosowanej gęstości energii naświetlania. Próbki, które spełniały warunek udziału pustek poniżej 0,3% były wytworzone przy gęstości energii naświetlania w zakresie od 95,2 J/mm³ do 121,2 J/mm³, sytuujących te wartości w górnym przedziale zastosowanego zakresu VED. Odpowiadają im grupy: 1.3, 1.4, 1.5, 1.9, 1.10. Ponadto na wykresie przedstawionym na rys. 7.5 można wyróżnić dwa przedziały o wyraźnie zróżnicowanej wartości porowatości uśrednionej, rozdzielone grupami o oznaczeniu 1.15 i 1.16. Próbki o względnie niskich wartościach porowatości były wytwarzane przy zastosowaniu małych prędkości naświetlania w zakresie 600-800 mm/s (rys. 7.6a) i mocy wiązki lasera wynoszących: 200 W, 220 W i 240 W (rys. 7.6b).



Rys. 7.6. Wykresy przedstawiające zależność zarejestrowanej średniej wartości porowatości próbek w funkcji: a) prędkości naświetlania, b) mocy wiązki lasera

Obserwowane na wykresie 7.6a zagęszczenie punktów przy prędkościach naświetlania 600 mm/s, 700 mm/s i 800 mm/s wskazuje parametr v_s jako decydujący w zakresie uzyskiwania próbek o małym udziale pustek. Moc wiązki lasera w rozpatrywanym zakresie nie wpływa tak istotnie na tworzącą się porowatość (rys. 7.6b).

Dla zobrazowania wpływu gęstości energii naświetlania na udział pustek w strukturze materiału przedstawiono wybrane zdjęcia zgładów próbek w płaszczyźnie XY (rys. 7.7).



Rys. 7.7. Przekroje w płaszczyźnie XY wraz z wyróżnieniem zidentyfikowanych rodzajów porowatości próbek wytworzonych z wykorzystaniem grup parametrów: a) 1.5, b) 1.13, c) 1.21,

Przekroje przedstawiają próbki materiałowe wytworzone z wykorzystaniem grup: 1.5 (największa wartość gęstości energii naświetlania spośród 28 grup parametrów -VED=121,2 J/mm³), 1.13 (wartość gęstości energii naświetlania najbardziej zbliżona do wartości średniej VED przyjmowanej w całym zakresie rozważanych parametrów -VED=83,3 J/mm³ i 1.21 (najmniejsza wartość gęstości energii naświetlania VED=53,3 J/mm³). Kształt obserwowanej porowatości można bezpośrednio powiązać z zastosowaną gęstością energii naświetlania. Przy wartości VED=121,2 J/mm³ (próbka 1.5) zaobserwowano niewielki udział pustek o nieregularnym kształcie. Zgodnie z danymi zawartymi w literaturze, porowatość w tej formie występuje przy zastosowaniu niewystarczającej wartości gęstości energii naświetlania, co przekłada się na brak całkowitego przetopu danej warstwy proszku (ang. Lack of Fusion - LOF) [199]. Ponadto defektom typu LOF towarzyszą niestopione cząstki proszku zlokalizowane wewnątrz pustek. W rozpatrywanym przypadku zaobserwowano jedynie nadtopione cząstki materiału, co jest podstawą do stwierdzenia, że geneza powstania defektów ma częściowy związek ze zbyt niską gęstością energii, jednak nie jest to aspekt decydujący o ich powstawaniu. Niestety na tym etapie analizy trudno o udowodnienie innego źródła ich pochodzenia. W rozważanej próbce 1.5 zlokalizowano niewielką liczbę pustek o kształcie sferycznym. Neghlani w swojej pracy opisuje ten typ defektu jako porowatość gazową [35]. Obecność tego typu porów ma podłoże związane z trzema różnymi aspektami: zbyt duża wilgotność proszku, zamknięcie wewnątrz materiału gazu osłonowego obecnego podczas procesu wytwarzania lub pochodzącego z wnętrza cząstek proszku. Jak wspomniano w podrozdziale 6.2 materiał wsadowy przed użyciem podczas procesu wytwarzania poddawany był zabiegowi suszenia do momentu osiągnięcia wilgotności poniżej 10%. Dodatkowo przeprowadzone badania struktury proszku wykazały nieznaczny udział cząstek objętych porowatością. Tym samym zaobserwowane pory prawdopodobnie powstają w wyniku zamknięcia gazu osłonowego, który obecny jest w warstwie proszku przed procesem stapiania. Spełnienie kryterium porowatości przez próbkę 1.5 pozwala na dopuszczenie obecności tego typu defektu. Zmniejszenie wartości objętościowej gęstości energii naświetlania do wartości VED= 83,3 J/mm³ powoduje znaczny wzrost wartości porowatości w wytwarzanych próbkach. Wewnątrz pustek typu LOF zlokalizowano niestopione cząstki proszku, które są bezpośrednim dowodem braku wystarczającej energii do przeprowadzenia efektywnego procesu przetopienia warstwy proszku. Ponadto w okolicach krawędzi próbki zaobserwowano defekty o wydłużonym kształcie, określane mianem porowatości granicznej [37]. Jej ogólny mechanizm powstawania związany jest ze zbyt dużą odległością między wektorami naświetlania wypełnienia, a obrysu. Jednak w prowadzonych badaniach parametr ten przyjmował wartość stałą w całym zakresie testów. Powstanie defektu w omawianym przypadku ma związek z obniżeniem wartości gęstości energii, która wpłynęła na zmniejszenie powierzchni jeziorka przetopu. Zjawisko to znalazło swoje odzwierciedlenie w postaci braku nałożenia zarysów ścieżek obrysu i wypełnienia, a w efekcie powstanie obszarów nie objętych naświetleniem. Dodatkowe obniżenie wartości VED potęguje opisane zjawisko, co jest widoczne na rys. 7.7c, przy równoczesnym wzroście udziału porowatości typu LOF. Prawdopodobnie z tego względu próbka 1.21 charakteryzowała się największą wartości udziału pustek wewnątrz struktury materiału. Ponadto zauważono, że pomimo zbliżonych wartości objętościowej gęstości energii w poszczególnych grupach (m.in. 1.13 i 1.28), wyznaczone udziały pustek wewnątrz elementów wykonanych z ich użyciem były różne. Zatem gęstość energii naświetlania nie wywiera decydującego wpływu na wartość obserwowanej porowatości, a jest to raczej uzależnione od wartości wszystkich rozpatrywanych parametrów naświetlania. Elementy modelowe wytwarzane przy użyciu grup parametrów 1.26, 1.27 oraz 1.28, które zaczerpnięto z literatury dla innych materiałów, nie spełniły podstawowego warunku dotyczącego minimalnej wartości porowatości.

Na podstawie uzyskanych wyników przystąpiono do utworzenia modelu statystycznego. Jako zmienne w rozpatrywanym modelu statystycznym (7.3) przyjęto: x_1 – moc wiązki lasera, x_2 – prędkość naświetlania i x_3 – odległość między wektorami naświetlania. Wykorzystując metodę najmniejszych kwadratów wyznaczono wartości współczynników regresji β_m i β_{mn} (dla m=1, 2 i 3; n=1, 2 i 3). Dodatkowo przeprowadzając analizę wariancji określono ich istotność statystyczną. W efekcie uzyskano model o równaniu (7.4):

$$y = 52,149 - 0,018x_1 - 0,067x_2 - 525,55x_3 + 0,00032x_1^2 + 0,00031x_2^2 + 1499,389x_3^2 - 0,000099x_1x_2 - 0,475x_1x_3 + 0,449x_2x_3 + 0,58$$
(7.4)

Z uwagi na nierównomierną liczbę poszczególnych wartości przyjmowanych przez zmienne, istotność statystyczną wykazał jedynie człon dotyczący prędkości naświetlania (p=0,015). Pokrywa się to z rzeczywistym, większym wpływem wartości prędkości naświetlania w stosunku do mocy lasera (rys. 7.6). Wartość współczynnika R² dla rozpatrywanego przypadku wynosi 0,83. Wykorzystując zależność (7.4) wyznaczono minimum funkcji, a tym samym grupę parametrów, przy użyciu których (zgodnie z powyższym równaniem) wytworzone elementy powinny charakteryzować się wartością porowatości bliską 0%. Dodatkowo ręcznie estymowano grupę, która wykazywała zbliżoną do uprzednio wyznaczonego ekstremum wartość zmiennej zależnej. Wyliczone parametry określonych grup przedstawiono w tabeli 7.5.

Nazwa grupy	Zmienna/predyktor	Wartość
	$x_1 (P_L)$	204,76 W
Ekstremum (minimum) funkcji (7.4)	$x_2(v_s)$	619 mm/s
	$x_3(h_d)$	0,11 mm
	$x_1 (P_L)$	211,83 W
Ręcznie estymowana grupa na bazie funkcji (7.4)	$x_2(v_s)$	672 mm/s
	$x_3(h_d)$	0,1082 mm

Tabela 7.5. Wartości parametrów wyznaczone z wykorzystaniem modelu utworzonego na bazie wyników z pierwszego etapu badań

Przed walidacją otrzymanych grup parametrów zamieszczonych w tabeli 7.5 zdecydowano o stworzeniu pełnego planu frakcyjnego 3³ w celu równomiernego rozmieszczenia punktów pomiarowych w rozpatrywanej przestrzeni, tym samym rozpoczynając drugi etap doboru parametrów przyrostowego wytwarzania.

Na podstawie otrzymanych wyników porowatości (rys. 7.5-7.7), wytypowano po trzy wartości zmiennych, przy których poszczególne grupy parametrów charakteryzowały się najmniejszą porowatością. Do dalszych rozważań przyjęto:

- wartość mocy lasera PL: 200 W, 220 W i 240 W,
- wartość prędkości naświetlania vs: 600 mm/s, 700 mm/s i 800 mm/s,
- odległość między wektorami naświetlania h_d: 0,10 mm, 0,11 mm i 0,12 mm.

Na omawianym etapie badań wprowadzono dodatkową wartość odległości miedzy wektorami naświetlania wynoszącą 0,12 mm, która nie została ujęta w poprzednim etapie, a jest wartością wchodzącą w skład bazowego zestawu parametrów wytwarzania dla stali H13. Łącznie utworzonych zostało 27 grup parametrów. Dodatkowo pozycje 2.28 oraz 2.29 stanowią grupy wyznaczone przy użyciu równania (7.4). Uzyskane zestawy parametrów wykorzystano do wytworzenia próbek materiałowych i określenia wartości udziału pustek w ich strukturze, które zestawiono z wartościami estymowanymi z wykorzystaniem modelu statystycznego (7.4). Wszystkie dane umieszczono w tabeli 7.6. Doświadczalne wyniki pomiarów porowatości poddano analizie statystycznej według tej samej procedury, jak w etapie pierwszym.

	(7.4)						
Nazwa próbki	P _L [W]	v _s [mm/s]	h _d [mm]	t _L [mm]	VED [J/mm ³]	$\overline{P}_{ ho} [\%] -$ wartości zmierzone	\overline{P}_{ρ} [%] - model matematyczny (7.4)
2.1	200	600	0,10	0,03	111,1	0,15	0,31
2.2	220	600	0,10	0,03	122,2	0,11	0,51
2.3	240	600	0,10	0,03	133,3	0,13	0,96
2.4	200	700	0,10	0,03	95,2	1,38	0,10
2.5	220	700	0,10	0,03	104,8	0,25	0,10
2.6	240	700	0,10	0,03	114,3	0,21	0,36
2.7	200	800	0,10	0,03	83,3	0,51	0,50
2.8	220	800	0,10	0,03	91,7	0,56	0,31
2.9	240	800	0,10	0,03	100,0	0,48	0,36
2.10	200	600	0,11	0,03	101,0	0,44	0,05
2.11	220	600	0,11	0,03	111,1	0,13	0,05
2.12	240	600	0,11	0,03	121,2	0,13	0,42
2.13	200	700	0,11	0,03	86,6	1,12	0,19
2.14	220	700	0,11	0,03	95,2	0,69	0,09
2.15	240	700	0,11	0,03	103,9	0,32	0,26
2.16	200	800	0,11	0,03	75,8	1,25	1,04
2.17	220	800	0,11	0,03	83,3	1,70	0,75
2.18	240	800	0,11	0,03	90,9	0,77	0,71
2.19	200	600	0,12	0,03	92,6	0,56	0,11
2.20	220	600	0,12	0,03	101,9	0,31	0,16
2.21	240	600	0,12	0,03	111,1	0,17	0,16
2.22	200	700	0,12	0,03	79,4	0,53	0,57
2.23	220	700	0,12	0,03	87,3	0,64	0,38
2.24	240	700	0,12	0,03	95,2	0,41	0,45
2.25	200	800	0,12	0,03	69,4	1,91	1,87
2.26	220	800	0,12	0,03	76,4	1,15	1,48
2.27	240	800	0,12	0,03	83,3	1,51	1,35
2.28	211,83	672	0,10818	0,03	97,1	0,61	≈0 Estymowanie ręczne na podstawie funkcji (7.4)
2.29	204,76	619	0,11	0,03	100,3	0,08	0 Min. funkcji (7.4)

Tabela 7.6. Wartości poszczególnych grup parametrów w drugim etapie badań wraz z wartościami porowatości wyznaczonymi na bazie rzeczywistych pomiarów i estymowanymi w oparciu o model statystyczny (7 4)

Na podstawie danych zawartych w tabeli 7.6 stwierdzono spełnienie warunku porowatości ($P\rho < 0,3\%$) przez 9 grup parametrów w zakresie wartości zastosowanej gęstości energii od

100,3 J/mm³ do 133,3 J/mm³. Wartości te wciąż są bliskie zakresowi uzyskanemu w pierwszym etapie badań, co świadczy o poprawności przeprowadzonych analiz, a wzrost liczby grup (z 5 na 9) spełniających stawiane kryterium maksymalnej porowatości potwierdza poprawność przyjętego kierunku dalszych rozważań. Grupy 1.3, 1.4, 1.5, 1.9 i 1.10 zostały ponownie wykorzystane w drugiej części eksperymentu i oznaczone zostały odpowiednio 2.10, 2.11, 2.12, 2.14 i 2.15. Powtarzalność spełnienia kryterium porowatości uzyskano dla grup 2.11 i 2.12. Z analizy danych zamieszczonych w tabeli 7.6 wynika również, iż mniejsze wartości porowatości były uzyskiwane przy niższych wartościach prędkości naświetlania, co miało bezpośredni związek ze zwiększeniem wartości VED i potwierdza wnioski wyciągnięte z pierwszego etapu badań. Zwiększenie wartości odległości między wektorami naświetlania nie przyniosło pozytywnych efektów. Jedynie grupa parametrów 2.21 charakteryzująca się wartościa $h_d = 0.12$ mm spełniła kryterium porowatości. Próbka wytworzona z wykorzystaniem grupy 2.29, będąca jednocześnie ekstremum funkcji (7.4), charakteryzowała się najmniejszą wartość porowatości $P\rho = 0,08\%$. Zaobserwowane rozbieżności w części grup parametrów między doświadczalnie wyznaczoną wartością porowatości, a estymowaną wynikają nierównomiernej liczby poszczególnych wartości przyjmowanych przez zmienne Z w pierwszym etapie doboru parametrów. Z tego też względu dane źródłowe modelu statystycznego o równaniu (7.4) uzupełniono o wartości doświadczalnych pomiarów porowatości dla 29 grup zawartych w tabeli 7.6. Wartości współczynników regresji oraz wartości istotności statystycznej p, uwzgledniające dane z drugiego etapu, podano w tabeli 7.7. Tabela 7.7. Wartości współczynników regresji oraz istotności statystycznej p wyznaczone na bazie wyników z pierwszego i drugiego etapu badań

Nazwa współczynnika regresji	Wartość współczynnika regresji	Wartość istotności statystycznej p
β_0	29,829	0,152869
β1	-0,011	0,882832
β_{11}	0,00014	0,170741
β_2	-0,041	0,028687
β ₂₂	0,000022	0,000049
β ₃	-294,833	0,126690
β ₃₃	570,583	0,337300
β_{12}	-0,000078	0,003678
β_{13}	-0,007	0,988815
β ₂₃	0,278	0,005153

Wartość współczynnika determinacji R²=0,83 odpowiadała wartości wyznaczonej na pierwszym etapie doboru parametrów. Ponadto zwiększyła się liczba istotnych statystycznie członów modelu (p<0,05) w postaci: prędkości naświetlania (również w drugiej potędze),

członu uwzględniającego interakcję mocy lasera i prędkości naświetlania, a także prędkości i odległości między wektorami naświetlania. Analiza tych wartości ponownie wskazuje parametr v_s jako decydujący człon w aspekcie uzyskanej wartości porowatości. Ostateczną postać modelu utworzonego na bazie danych źródłowych z obu etapów doboru parametrów przedstawia równanie (7.5):

$$y = 29,829 - 0,011x_1 - 0,041x_2 - 294,833x_3 + 0,00014x_1^2 + 0,000022x_2^2 + 570,583x_3^2 - 0,000078x_1x_2 - 0007x_1x_3 + 0,278x_2x_3 + 0,46$$
(7.5)

Ekstremum podanej funkcji jako grupa 2.30, którą również poddano walidacji została ujęta w tabeli 7.8.

Nazwa próbki	P _L [W]	v _s [mm/s]	h _d [mm]	t _L [mm]	VED [J/mm ³]	$\overline{P}_{ ho} [\%] -$ wartości zmierzone	\overline{P}_{ρ} [%] - model matematyczny (7.5)
2.30	240	893,30	0,07	0,03	127,9	0,54	Min. funkcji (7.5)

Tabela. 7.8. Wartości poszczególnych parametrów wytwarzania dla grupy 2.30 będącej ekstremum funkcji (7.5)

W wyniku walidacji ekstremum funkcji (7.5) oznaczonej w tabeli 7.8 jako grupa 2.30 stwierdzono, że elementy wytworzone przy użyciu tego zestawu parametrów nie spełniają postawionego warunku dotyczącego maksymalnej wartości porowatości. Ma to bezpośredni związek z przyjęciem przez model zbyt małej wartości odległości między wektorami, co wpłynęło na intensywne nakładanie się kolejnych ścieżek naświetlania, a tym samym zwiększenie liczby powstałych pustek w materiale.

Wartości porowatości dla wszystkich grup parametrów rozważanych w drugim etapie doboru, zestawiono z wartościami estymowanymi z wykorzystaniem modelu statystycznego o równaniu (7.5). W celu lepszego zobrazowania danych zilustrowano wyniki w postaci wykresu słupkowego na rys. 7.8. Rezultaty uzyskane na podstawie modelu matematycznego (7.5) w większości rozważanych przypadków podążają za wartościami wyznaczonymi podczas badań doświadczalnych. Ma to bezpośredni związek ze zwiększeniem liczby danych źródłowych, a także równomiernym rozmieszczeniem punktów w rozpatrywanej przestrzeni na skutek zastosowania pełnego planu frakcyjnego. Znaczące odstępstwa, jak w przypadku grup 2.4, 2.13 i 2.17 mogą wynikać z nieuwzględnienia w modelu matematycznym niektórych czynników, np. rozmieszczenia próbek na platformie czy obecności odprysków powstających w wyniku naświetlania, które mogą istotnie wpływać na uzyskiwane wartości porowatości.



Rys. 7.8. Wartości średnie porowatości, elementów modelowych wytwarzanych z wykorzystaniem poszczególnych grup parametrów rozważanych w drugim etapie badań, wyznaczone na bazie rzeczywistych pomiarów i estymowane z wykorzystaniem równania (7.5)

Wykorzystując oprogramowania Statistica istnieje możliwość przedstawienia odpowiedzi modelu w sposób graficzny przy założeniu stałej wartości jednej ze zmiennych niezależnych. Powierzchnie odpowiedzi przy stałych wartościach odległości między wektorami dla wartości 0,11 mm i 0,10 mm z uwagi na ich największy udział w grupach spełniających kryterium porowatości, przedstawiono na rys. 7.9. Graficzna odpowiedź modelu w postaci średniej porowatości w zależności od mocy lasera oraz odległości między wektorami naświetlania daje możliwość wyznaczenia zakresów wartości VED, dla których teoretycznie spełnione jest kryterium maksymalnej porowatości:

- $dla h_d=0,11 mm jest to: P_L = od 160 W do 250 W, v_s = od 470 mm/s do 700 mm/s (dla wartości skrajnych P_L i v_s VED wynosi od 103,2 J/mm³ do 108,2 J/mm³),$
- dla h_d =0,10 mm jest to: P_L = od 190 W do 280 W, v_s = 590 mm/s do 810 mm/s (dla wartości skrajnych P_L i v_s VED wynosi od 97,6 J/mm³ do 106,6 J/mm³).

W obu powyższych przypadkach wyliczone wartości porowatości są zbliżone do wyników pomiarów rzeczywistych i nie przekraczają 0,5%. Uwzględniając błąd modelu, a także fakt że część wartości estymowanych z wykorzystaniem równania matematycznego (7.5) znajduje się poza zakresem danych źródłowych co skutkuje koniecznością ekstrapolacji, można stwierdzić iż utworzony model jest przydatny w zakresie określania tzw. okna technologicznego dla procesu wytwarzania elementów techniką SLM z wykorzystaniem stali 21NiCrMo2. Ponadto w przyszłości może służyć jako uniwersalne narzędzie w zakresie implementowania nowych materiałów w obszar wytwarzania przyrostowego.



Rys. 7.9. Graficzne przedstawienie powierzchni odpowiedzi wyznaczone na bazie równania (7.5) przy założeniu stałej wartości odległości między wektorami h_d: a) 0,11mm, b) 0,10mm

W celu dokonania analizy porównawczej wyników dotychczasowych badań w zakresie doboru parametrów przyrostowego wytwarzania, wszystkie wyniki pomiarów wartości porowatości w funkcji gęstości energii naświetlania VED zestawiono i zilustrowano w formie wykresu na rys. 7.10. wprowadzając na nim wykładniczą linię trendu wraz z wyliczoną wartością współczynnika R².



Rys. 7.10. Zestawienie wyników pomiarów porowatości w funkcji użytej gęstości energii wiązki lasera VED

Na podstawie powyższego wykresu można wnioskować, że wraz ze wzrostem gęstości energii spada udział pustek wewnątrz materiału. Zaobserwowano również zmianę charakteru porowatości, czego dowodzą wkomponowane w wykres fotografie zgładów próbek wytworzonych przy trzech wybranych wartościach VED (66,7 J/mm³, 86,6 J/mm³, 122.2 J/mm^3). Po zastosowaniu małych wartości gęstości energii naświetlania (VED < 80 J/mm³), zarys pustek tworzących porowatość ma kształt nieregularny (fotografia (1) na rys. 7.10) i wynika on głównie z niewystarczającej energii do uzyskania odpowiedniego przetopu. Przy wartościach VED powyżej 80 J/mm³ pustki przyjmują postać mieszaną sferyczną oraz nieregularną (fotografia (2) na rys. 7.10). Powyżej wartości 100 J/mm³ defekty charakteryzują się kształtem głównie sferycznym (porowatość gazowa), z pojedynczymi pustkami o nieregularnym kształcie (fotografia (3) na rys. 7.10). Wartość gęstości energii, przy której następuje przecięcie linii trendu (wyznaczonej na podstawie pomiarów porowatości) z prostą określającą maksymalną wartości porowatości w materiale wynosi około 104 J/mm³. Jest to empirycznie wyznaczona minimalna wartość gęstości energii, która powinna zostać użyta w procesie przetwarzania stali 21NiCrMo2 z wykorzystaniem techniki SLM, aby zapewnić spełnienie postawionego warunku maksymalnej porowatości. Dla wartości bliskiej wyznaczonego poziomu gestości energii, model statystyczny opisany przez równanie (7.5) wskazuje wartość porowatości 0,31% (grupa parametrów 2.15, VED=103,9 J/mm³) oraz 0,17% (grupa parametrów 2.5, VED=104,8 J/mm³). Wartość ta zawiera się również w zakresie wynikającym z tzw. okna procesowego wyznaczonego przez powierzchnie na rysunku 7.9.

Przeprowadzone analizy wskazują na konieczność zastosowania w procesie wytwarzania SLM wartości VED zdecydowanie powyżej 100 J/mm³, przy zachowaniu prędkości naświetlania z zakresu 600-700 mm/s, mocy lasera 220-240 W i odległości między wektorami naświetlania 0,10-0,11 mm. Ostatecznie na podstawie wszystkich otrzymanych wyników obliczeń i badań doświadczalnych wytypowano pięć grup parametrów procesu naświetlania, które zamieszczono w tabeli 7.9.

Nazwa próbki	P _L [W]	v _s [mm/s]	h _d [mm]	t _L [mm]	VED [J/mm ³]	$\overline{P}_{ ho} [\%] -$ wartość rzeczywista
2.29	204,76	619	0,11	0,03	100,3	0,08
2.11	220	600	0,11	0,03	111,1	0,13
2.12	240	600	0,11	0,03	121,2	0,13
2.30	240	893,30	0,07	0,03	127,9	0,54
2.3	240	600	0,10	0,03	133,3	0,13

Tabela 7.9. Wstępnie wytypowane grupy parametrów wytwarzania techniką SLM stali 21NiCrMo2

Grupę 2.3 jako grupę odznaczającą się najwyższą wartością gęstości energii, grupę 2.11 oraz 2.12 jako grupy charakteryzujące się powtarzalnymi wartościami porowatości w pierwszym i drugim etapie doboru parametrów oraz ekstrema funkcji z obu modeli opisanych równaniami (7.4) i (7.5). Pomimo, że wartości parametrów dla grupy 2.30 odbiegają od postawionych założeń, wybrano ją w celu sprawdzenia wpływu wartości porowatości powyżej 0,3% na właściwości wytrzymałościowe. Wytypowane zestawy parametrów uszeregowano rosnąco począwszy od grupy charakteryzującej się najmniejszą wartością VED. W taki sam sposób będą również przedstawiane wyniki badań uzyskanych dla próbek wytworzonych z wykorzystaniem konkretnych grup, w celu ułatwienia procesu wnioskowania.

7.2.2. Wyniki badań strukturalnych

Analizie mikrostrukturalnej poddano elementy modelowe wytwarzane przy użyciu techniki SLM z wykorzystaniem 5 wytypowanych w podrozdziale 7.2.1 grup parametrów. Badania prowadzono w dwóch płaszczyznach tożsamych z płaszczyznami dla badań porowatości. Elementy modelowe badano w dwóch stanach - po wydruku i po wyżarzaniu odprężającym (WO). Zastosowanie zabiegu WO było oparte o doświadczenie Autora wynikające z innych badań dotyczących występowania odkształceń plastycznych w elementach modelowych spowodowanych obecnością naprężeń resztkowych powstałych w procesie wytwarzania. Wyżarzanie odprężające przeprowadzone na próbkach przytwierdzonych do platformy ma za zadanie doprowadzenie do ich relaksacji. Ten stan próbek (po WO) przyjęto jako stan wyjściowy do dalszych zabiegów postprocesowych. Jednocześnie takim samym zabiegom i badaniom materiałowym poddano stal 21NiCrMo2 wytworzoną konwencjonalnie (metoda odlewania stali). W tym przypadku stanem wyjściowym był stan po normalizacji. Obróbki cieplne w obydwóch przypadkach przeprowadzono z wykorzystaniem pieca Nabertherm P300, a parametry techniczne zabiegów cieplnych przedstawiono w tabeli 7.10.

Tabela 7.10. Parametry poszczególnych zabiegów cieplnych przeprowadzonych na stali 21NiCrMo2 wytwarzanej przyrostowo i konwencjonalnie

Nazwa obróbki cieplnej	Warunki przeprowadzenia	
Wyżarzanie odpreżające	Nagrzewanie elementów do temperatury 650 °C. Wygrzewanie przez	
w yzarzanie oupręzające	1,5 h i chłodzenie z piecem.	
Normalizacia	Nagrzewanie elementów do temperatury 930 °C. Wygrzewanie przez 4 h	
rtormanzaeja	i chłodzenie z piecem.	

Z uwagi na brak istotnych różnic mikrostruktur stali wytwarzanej przyrostowo w niniejszym podrozdziale przedstawiono wyniki dla wybranej grupy parametrów 2.3, które umieszczono w tabeli 7.11 wraz z obrazem mikrostruktury materiału konwencjonalnego. Zgodnie z informacją zamieszczoną w rozdziale 6, zgłady były trawione Nitalem (roztwór 5%) stosując 10-cio sekundowy czas oddziaływania. Materiał wytworzony konwencjonalnie charakteryzuje typowa dla stanu po normalizacji struktura ferytyczno-perlityczna [200]. Mikrostruktura elementów modelowych w stanie po wydruku ma postać martenzytyczną o drobnych ziarnach. Jest to efekt dużej szybkości chłodzenia stali ze stanu ciekłego do stanu stałego. Po wydruku, w płaszczyźnie XY widoczne są ścieżki naświetlania, natomiast w płaszczyźnie YZ kolejne warstwy przetopionego materiału. Z uwagi na zróżnicowaną szybkość chłodzenia pojedynczych ścieżek przetopu dochodzi do zróżnicowania postaci mikrostruktury w obserwowanym polu. Powodem tego jest szybsze odprowadzanie ciepła z obrzeży jeziorka przetopu w głab materiału niż z jego centrum, na co zwracali uwagę autorzy pracy [201]. Zastosowana obróbka cieplna w postaci wyżarzania odprężającego (zgodnie z warunkami zawartymi w tabeli 7.10) spowodowała zanik ścieżek naświetlania oraz warstw materiału, a także dodatkowe rozdrobnienie ziaren mikrostruktury. Schmitta i inni w pracy [115] zaobserwowali podobne zjawisko i powiązali je z zachodzeniem mechanizmów związanych z rekrystalizacją. Jednak obróbka WO z definicji nie powinna mieć wpływu na postać mikrostruktury, a jedynie na relaksację naprężeń. Skłania to do rozważenia konieczności stosowania odmiennych wartości temperatury podczas wyżarzania odprężającego w przypadku stali wytwarzanych przyrostowo w odniesieniu do stali wytwarzanych konwencjonalnie.



Tabela 7.11. Wyniki badań mikrostrukturalnych stali 21NiCrMo2 wytworzonej techniką SLM i konwencjonalnie

Przedstawione w tabeli 7.11 fotografie struktur dotyczą dwóch wzajemnie prostopadłych płaszczyzn: XY i YZ. Porowatości obserwowanej w płaszczyźnie XY próbek (zaznaczonym strzałkami) towarzyszyły mikroobszary anomalii mikrostrukturalnych (na fotografii zakreślonej linią kreskową) występujące po wydruku w paśmie o szerokość pojedynczej ścieżki

naświetlania, na głębokości obejmującej 1-2 warstwy. Zjawisko tego typu były rejestrowane w każdej próbce niezależnie od płaszczyzny obserwacji. Według autorów prac [115], [119], [202] są to wtrącenia powstające w czasie przetopu, a ich skład chemiczny nie różni się od pozostałej części mikrostruktury. Obraz tego typu wtrącenia w płaszczyznach XY i YZ przedstawiono na rys. 7.11.



Rys. 7.11. Mikroobszary zaobserwowane w płaszczyźnie: a) XY (próbka 2.3), b)YZ (próbka 2.29)

W celu potwierdzenia wniosków zaczerpniętych z literatury przeprowadzono badania składu chemicznego zlokalizowanych mikroobszarów z wykorzystaniem spektometru EDS, a mapy rozkładu poszczególnych pierwiastków przedstawiono na rys. 7.12.



Rys. 7.12. Wyniki analizy rozkładu poszczególnych pierwiastków stali 21NiCrMo2 w obszarze znajdywania się mikroobszaru: a) widok mikroobszaru, b) rozkład żelaza, c) rozkład molibdenu, d) rozkład chromu, e) rozkład niklu, f) rozkład manganu

Badania wykazały nieregularną koncentrację pierwiastków stopowych w zlokalizowanych mikroobszarach znajdujących się w strukturze materiału 21NiCrMo2 przetwarzanego z wykorzystaniem techniki SLM. Ponadto wykonano pomiary wartości udziału procentowego masy poszczególnych pierwiastków stopowych w wybranych pięciu obszarach. Uzyskane wyniki w postaci wykresów słupkowych przedstawiono na rys. 7.13.





Głównymi pierwiastkami koncertującymi się w analizowanych mikroobszarach są: chrom, nikiel oraz molibden. Duża wartość odchylenia standardowego wyników pomiarów świadczy o znacznym zróżnicowaniu udziału pierwiastków stopowych w poszczególnych miejscach zlokalizowanych obszarów. Naturalnym następstwem koncentracji pierwiastków stopowych jest jednoczesne zubożenie udziału żelaza w obszarach objętych aglomeracją (rys 7.12b). W strukturze materiału po wyżarzaniu odprężającym mikroobszary te są wciąż widoczne, jednak w mniejszej liczbie. Geneza ich powstawania nie jest znana, jednak na podstawie przeprowadzonych badań, a także danych literaturowych można stwierdzić, że ich obecność jest związana z rodzajem materiału przetwarzanego z wykorzystaniem techniki SLM i występuje najczęściej w stalach do nawęglania i stalach łożyskowych.

Uzupełnieniem badań strukturalnych było określenie twardości materiału w rozpatrywanych wariantach. Pomiary twardości wykonano metodą Vickersa przy obciążeniu HV1 z uwagi na minimalny rozmiar odcisku zalecany przez normę PN-EN ISO 6507-1:2018 [N9]. Odciski w poszczególnych płaszczyznach przekrojów próbek rozmieszono w sposób pozwalający przeprowadzić analizę ewentualnych zmian twardości w kierunku przyrastania warstw, a także odległości od środka próbki w kierunku jej krawędzi. Punkty pomiarowe w płaszczyźnie YZ usytuowano w trzech ciągach oddalonych równo względem siebie jak i od równoległych, pionowych krawędzi przekroju. W płaszczyźnie prostopadłej do kierunku

przyrastania XY zaplanowano przeprowadzenie pomiarów w pojedynczym ciągu biegnącym prostopadle od krawędzi próbki do jej geometrycznego środka. Przebieg pomiarów w opisanym zakresie zobrazowano na rys. 7.14. Materiał rodzimy potraktowano jako materiał jednorodny i z tego względu przeprowadzono pomiary na jednej ze ścian próbki sześciennej o krawędzi 10 mm. Wykonano 9 punktów pomiarowych równomiernie rozmieszczonych na całej powierzchni próbki.



Rys. 7.14. Schemat rozmieszczenia odcisków pomiarowych na płaszczyźnie: a) XY, b)YZ, próbek wytwarzanych techniką SLM

Przeprowadzenie tak wielu pomiarów pozwoliło na zgłębioną analizę zmian twardości materiału w odniesieniu do wysokości próbki czy odległości od jej środka. Wyniki pomiarów w płaszczyźnie YZ dla każdej z 5 wytworzonych próbek zestawiono na wykresie na rys. 7.15a. Z uwagi na brak istotnych różnic w wartościach odnotowanych w danym ciągu pomiarowym w płaszczyźnie YZ, w obrębie rozpatrywanej próbki zdecydowano o obliczeniu uśrednionego przebiegu składającego się z wartości średniej uzyskanej z punktów znajdujących się na tej samej wysokości. Otrzymane wartości umieszczono na wykresie 7.15a-b.



Rys. 7.15. Przebieg wartości twardości w funckji: a) wysokości próbki (płaszczyzna YZ), b) odległości od środka próbki (płaszczyzna XY)

Wyniki badań twardości próbek: 2.29, 2.11, 2.12, 2.30 i 2.3 wykonane w płaszczyźnie YZ wykazują porównywalne wartości, przy czym najmniejsze z nich odnotowano w przypadku próbki 2.30. Największą fluktuację wyników pomiarów odnotowano w płaszczyźnie XY w odległości od około 2 mm do 3,5 mm od środka próbki. Należy podkreślić, że zjawisko to jest najbardziej widoczne w przypadku próbki 2.30. Ponadto w całym zakresie pomiarowym, twardość elementów modelowych wzrasta w sąsiedztwie krawędzi próbki. Efekt ten jest związany ze zróżnicowaną prędkością chłodzenia elementów modelowych, z uwagi na intensywniejsze przenikanie ciepła z obrzeży materiału litego do proszku otaczającego próbkę. Po przeprowadzeniu obróbki cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego, powtórzono pomiary twardości z zachowaniem wcześniej przyjętej procedury. Uzyskane wyniki pomiarów charakteryzują się wyraźnie mniejszą zmiennością, co należy wiązać z ujednorodnieniem struktury po zabiegu cieplnym (rys. 7.16). Ponadto obróbka cieplna wpłynęła na obniżenie wartości pomiarów o 50-100 HV1.



Rys. 7.16. Przebieg wartości twardości w stanie po WO w funkcji: a) wysokości próbki (płaszczyzna YZ), b) odległości od środka próbki (płaszczyzna XY)

Z uwagi na utrudniony proces wnioskowania na podstawie wartości przebiegów twardości, zdecydowano o wyznaczeniu wartości średnich z wyników pomiarów zamieszczonych na poszczególnych wykresach przedstawionych na rys. 7.15a-b i 7.16a-b. Wartości uśrednione obliczano uwzględniając wszystkie punkty pomiarowe z płaszczyznach XY i YZ w obrębie danej próbki z podziałem na stan przed i po obróbce cieplnej i przedstawiono w formie wykresu słupkowego na rys. 7.17. Dodatkowo na wykresie tym zawarto wyniki badań twardości materiału wytworzonego konwencjonalnie w stanie po normalizacji i wartości odchyleń standardowych.



Rys. 7.17. Wyniki twardości stali 21NiCrMo2 wytwarzanej techniką SLM (w stanie po wydruku i po WO) oraz konwencjonalnie (w stanie po normalizacji)

Materiał w stanie po wydruku charakteryzował się twardością w zakresie 335-351 HV1. Zaobserwowano spadek średniej wartości twardość elementów w stanie po wydruku wraz ze wzrostem zastosowanej gęstości energii wiązki lasera VED. Należy podkreślić w tym miejscu, że wniosek ten dotyczy jedynie rozpatrywanego zakresu parametrów. Najmniejszą twardość odnotowano dla próbki wytworzonej z wykorzystaniem grupy 2.3. Tym samym próbka 2.29 o najmniejszej porowatości (0,08%) charakteryzowała się największą wartością średnią twardości spośród rozpatrywanych próbek. Po przeprowadzaniu zabiegu wyżarzania odprężającego zaobserwowano obniżenie twardości materiału do wartości 248-267 HV1. Największy spadek twardości po wyżarzaniu odnotowano w przypadku próbki 2.30 o 26,6%, co można powiązać z dużą porowatością wytworzonego materiału - $P_{\rho} = 0.54\%$. Średnia wartość twardości materiału wytworzonego konwencjonalnie wynosi 203 HV1. Twardość próbek MK jest mniejsza od maksymalnych zarejestrowanych twardości materiału wytworzonego technika SLM w stanie po wydruku i po WO o odpowiednio 42% i 24%. Zróżnicowanie to wynika z odmiennych mikrostruktur, których postać jest ściśle powiązana z panującymi warunkami cieplnymi podczas procesu wytwarzania i późniejszej obróbki cieplej. Jak stwierdzono przy okazji uprzednich badań, elementy wytwarzane techniką SLM charakteryzują się drobnoziarnistą strukturą martenzytyczną o twardości znacznie wyższej

w odniesieniu do ferrytyczno-perlitycznej mikrostruktury stali 21NiCrMo2 uzyskanej konwencjonalnie, w stanie po wyżarzaniu normalizującym.

7.2.3. Badania właściwości mechanicznych i analiza wstępnych wyników badań zmęczeniowych

Badania wytrzymałości statycznej w warunkach osiowego rozciągania elementów modelowych wykonanych techniką przyrostową SLM ze stali 21NiCrMo2 przeprowadzono zgodnie z wytycznymi normy ASTM E466 96 [N10], z wykorzystaniem maszyny wytrzymałościowej INSTRON 8802. Do pomiaru odkształceń materiału w czasie próby użyto ekstensometru Instron 2630-112 charakteryzującego się bazą pomiarową 50 mm (rys. 7.18)



Rys. 7.18. Widok elementu modelowego po przeprowadzonej próbie statycznego rozciągania

Badania przeprowadzono na próbkach wytworzonych zgodnie z wytypowanymi grupami parametrów: 2.3, 2.11, 2,12, 2.3, 2.3 z uwzględnieniem wpływu obróbki cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego. Próbki wykonano w oddzielnych procesach wytwarzania po 5 szt. dla każdej z grupy. Dodatkowo badaniom poddano materiał wytworzony konwencjonalnie. Elementy modelowe uzyskano z bloku stali 21NiCrMo2 w stanie po wyżarzaniu normalizującym. Reprezentatywne wyniki w postaci krzywych rozciągania otrzymanych podczas badań wytrzymałości statycznej przedstawiono na wykresie zamieszczonym na rys. 7.19. Krzywe rozciągania, w przypadku próbek w stanie po wydruku, charakteryzują się obecnością umownej granicy plastyczności. Spośród wytypowanych grup parametrów wytrzymałościa, najmniejszym wytwarzania największą a zarazem wydłużeniem, charakteryzuje się próbka o oznaczeniu 2.29, która równocześnie odznaczała się największą twardością. Najmniejszą wytrzymałość odnotowano w przypadku próbek 2.3 i 2.30. W przypadku próbki 2.3, zaobserwowano największe wartości wydłużenia względnego A przy zerwaniu próbki.



Rys. 7.19. Wykres monotonicznego rozciągania próbek płaskich wytworzonych przyrostowo przy użyciu wytypowanych grup parametrów oraz próbki ze stali 21NiCrMo2 wytworzonej konwencjonalnie

Przeprowadzenie dodatkowej obróbki cieplnej wpłynęło na zmianę charakteru przebiegu krzywej i wystąpienie wyraźnej granicy plastyczności. Tak jak w przypadku badań twardości, obróbka cieplna spowodowała zbliżenie wytrzymałości na rozciąganie poszczególnych próbek. Istotne zmiany nastąpiły również w wartościach wydłużenia względnego, które uległo zwiększeniu w przypadku każdej próbki wytwarzanej techniką SLM. Dokładne wartości wybranych właściwości wytrzymałościowych badanych próbek/materiałów zestawiono w tabeli 7.12.

Tabela 7.12. Właściwości wytrzymałościowe próbek wytwarzanych przyrostowo z uwzględnieniem obróbki cieplnej oraz próbki z materiału rodzimego w stanie po normalizacji

	W stanie	e po wydruku/ normalizacy	po wyżarzaniu jnym	W stanie WO		
Nazwa próbki	Wartość średnia R _m [MPa]	Wartość średnia R _{0,2} [MPa]	Wartość średnia wydłużenia względnego A [%]	Wartość średnia R _m [MPa]	Wartość średnia R _e [MPa]	Wartość średnia wydłużenia względnego A [%]
2.29	1032	970	8,9	740	705	15,1
2.11	1024	965	13,3	741	696	18,3
2.12	1017	950	13,8	747	698	17,0
2.30	993	942	9,6	744	695	11,1
2.3	996	925	14,1	746	698	18,4
MK	614	424	22,4	-	-	_

Zestawienie uzyskanych wartości wytrzymałości na rozciąganie, umownej granicy plastyczności i wydłużenia względnego poszczególnych próbek wytwarzanych przyrostowo wskazuje na zmniejszenie wartości R_m i $R_{0,2}/R_e$ po obróbce cieplnej odpowiednio o 25%-28% i 24%-27%, przy jednoczesnym wzroście wartości A w zakresie 15-69%. Relatywnie małe

różnice między wartościami parametrów R_m i $R_{0,2}$ świadczą o niewielkiej skłonności materiału do umocnienia odkształceniowego, co nie jest zjawiskiem pożądanym w przypadku konstrukcji metalowych. W zależności od zestawu parametrów wytwarzania, próbki wykonane z użyciem techniki SLM w stanie po wydruku charakteryzują się większymi wartościami R_m i $R_{0,2}$ od materiału konwencjonalnego, odpowiednio o około 62%-68% i 118%-129%. Przeprowadzenie zabiegu cieplnego w postaci WO wpływa na zmniejszenie odnotowanej powyżej różnicy między wartościami R_m do około 21%-22%, a w przypadku R_e – do 64%-66%. W stanie po wydruku materiał SLM charakteryzuje się mniejszymi wartościami wydłużenia A od MK o 37-60%, a po przeprowadzeniu obróbki cieplnej (stan WO) o 18-50%.

W celu powiązania parametru VED z wybranymi właściwościami wytrzymałościowymi elementów wytworzonych przyrostowo, dokonano zestawienia ich wartości w formie wykresu słupkowego zamieszczonego na rys. 7.20. Próbki uszeregowano rosnąco w odniesieniu do zastosowanej wartości VED.



Rys. 7.20. Wartości wytrzymałości na rozciąganie R_m, granicy plastyczności R_e, umownej granicy plastyczności R_{0,2}, wydłużenia względnego A wyznaczone dla płaskich próbek wytrzymałościowych wytwarzanych techniką SLM w stanie po wydruku i WO oraz próbki materiału konwencjonalnego

Stwierdzono zauważalny spadek R_m i $R_{0,2}$ wraz ze wzrostem VED. Brak jest natomiast jednoznacznego powiązania wartości gęstości energii naświetlania z wydłużeniem badanych próbek. W przypadku próbki 2.30 względnie mała wartość wydłużenia może być związana z dużą zawartością pustek w strukturze materiału w stosunku do pozostałych próbek, natomiast na tym etapie trudno jednoznacznie wskazać powód odnotowanej małej wartości wydłużenia

podczas próby rozciągania próbki 2.29. Obróbka cieplna wytworzonych przyrostowo próbek zaowocowała zupełnie nowymi relacjami między właściwościami wytrzymałościowymi i wartością VED ale również, jak wspomniano wcześniej, wartościami porowatości. Pewnej prawidłowości, jeśli chodzi o wartości R_e, R_m i A po obróbce cieplnej można doszukać się w przypadku próbek 2.11 i 2.3, które wykazywały wysokie wartości zarówno parametrów wytrzymałościowych jak i wydłużenia.

Podczas procesu statycznej próby rozciągania, przeprowadzono również pomiary powierzchniowego odkształcenia próbek z wykorzystaniem metody cyfrowej korelacji obrazu. Na rys. 7.21 przedstawiono obrazy powierzchniowego odkształcenia próbek wytwarzanych przyrostowo (w stanie po wydruku i po obróbce cieplnej WO) i konwencjonalnie w trzech punktach charakterystycznych dla statycznej próby rozciągania. W momencie osiągania przez materiał granicy plastyczności/umownej granicy plastyczności, charakter odkształceń jest jednorodny niezależnie od rodzaju próbki. W próbkach wytwarzanych przyrostowo, w stanie po wydruku, w chwili zbliżania się do wartości R_m odnotowano koncentrację odkształceń, w obrębie których następnie zaobserwowano miejsca inicjacji pęknięcia. W przypadku próbek 2.29 WO i 2.12 WO poza głównym miejscem koncentracji odkształceń, w którym wystąpiła inicjacja pęknięcia, zlokalizowano pomniejsze obszary o zbliżonych wartościach ε. Obszary te zaznaczono pętlami na rys. 7.21. W pozostałych próbkach obserwowano ciągły wzrost wartości odkształceń, a lokalizacja miejsc inicjacji pęknięć pokrywała się z miejscem występowania przewężenia i następnie dekohezji próbek wytworzonych metodą konwencjonalną.



Rys. 7.21. Rozkład odkształceń zarejestrowanych z wykorzystaniem cyfrowej korelacji obrazu w momencie osiągnięcia przez materiał: umownej granicy plastyczności R_{0,2}/ granicy plastyczności R_e, wytrzymałości na rozciąganie R_m oraz tuż przed zerwaniem próbki

Wątpliwości dotyczące jednoznaczności oceny uzyskanych wyników badań teoretycznych i doświadczalnych obejmujących analizy strukturalne, pomiary twardości i wyznaczenie statycznych właściwości wytrzymałościowych, a służących doborowi parametrów wytwarzania obiektów rzeczywistych w postaci kół zębatych skłoniły Autora do przeprowadzenia wstępnych badań niskocyklowej trwałości zmęczeniowej wytworzonych elementów modelowych. Z uwagi na niezadawalające wydłużenie względne, relatywnie małą twardość i dużą porowatość grupy próbek 2.30, badaniom niskocyklowym poddano pozostałe cztery grupy próbek, tj: 2.29, 2.11, 2.12 i 2.3. Uwarunkowana wynikami wcześniejszych badań konieczność przeprowadzenia w odniesieniu do próbek wytwarzanych przyrostowo obróbki wyżarzania odprężającego, badania niskocyklowe zostały przeprowadzone jedynie na elementach po tej obróbce. Podczas badań niskocyklowych wartość amplitudy odkształcenia całkowitego ɛac zmieniano w sposób sinusoidalny z zachowaniem współczynnika asymetrii cyklu R=0,1. Częstotliwość zmian obciążenia przyjęto f=0,8 Hz. Badania przeprowadzono dla dwóch wartości odkształcenia całkowitego ɛac=0,25% i 0,35%. Testy wytrzymałościowe realizowano z wykorzystaniem pulsatora hydraulicznego Instron 8802, a pomiary wartości odkształcenia przeprowadzono przy użyciu ekstensometru o bazie pomiarowej 50 mm. Dla każdego z poziomu odkształcenia całkowitego przebadano po 3 próbki wytworzone przy użyciu grup parametrów: 2.29, 2.11, 2.12 i 2.3, a także 3 próbki wykonane z materiału wytworzonego konwencjonalnie. Wymiary elementów modelowych były zgodne z normą [N10]. W pierwszym etapie analizy wyników dokonano oceny zmian wartości amplitudy naprężenia σ_a w funkcji liczby nawrotów obciążenia, które przedstawiono na rys. 7.22.



Rys. 7.22. Zmiana amplitudy naprężenia σ_a w funkcji liczby nawrotów obciążenia 2N dla próbek stali 21NiCrMo2: a) MK, b) 2.29 WO, c) 2.11 WO, d) 2.12 WO, e) 2.3 WO

W przypadku wyników badań dla ɛac=0,35%, niezależnie od rozpatrywanej próbki, zaobserwowano wyraźne zmiany amplitudy naprężenia w całym zakresie cykli wskazujące na cykliczne osłabienie materiału. Początkowe wartości amplitudy naprężeń dla próbek materiału konwencjonalnego są mniejsze niż dla wytwarzanych przyrostowo o około 21%. Zjawisko cyklicznego osłabienia jest szczególnie zauważalne w przypadku próbki 2.29 WO, co skutkowało najmniejszą liczbą nawrotów, po której wystąpiło trwałe uszkodzenie próbki. Próbką wytwarzaną przyrostowo o zbliżonej wartości cykli nawrotów obciążenia potrzebnej do zniszczenia próbki konwencjonalnej w przypadku $\varepsilon_{ac}=0.35\%$ była próbka 2.3 WO. Wyniki badań dla próbek wytwarzanych przyrostowo w warunkach amplitudy odkształcenia $\varepsilon_{ac}=0.25\%$ wykazały niewielkie umocnienie materiału w pierwszych kilku nawrotach obciążenia, a następnie obserwowano cykliczne osłabienie, jednak postępujące znacznie wolniej niż w przypadku badań w warunkach $\varepsilon_{ac}=0.35\%$. Brak zakończenia krzywej $\sigma_a=f(2N)$ dla próbki MK wynika z osiągnięcia przez próbkę bazowej liczby cykli 2.105 bez jej uszkodzenia. Natomiast brak krzywej $\sigma_a = f(2N)$ dla próbek 2.29 WO jest związane z występowaniem zjawiska wyboczenia materiału podczas badań w warunkach amplitudy odkształcenia całkowitego $\varepsilon_{ac}=0,25\%$. Największą liczbą nawrotów obciążenia w warunkach $\varepsilon_{ac}=0,35\%$ charakteryzowały się próbki 2.3 WO i 2.12 WO.

Wyniki badań niskocyklowej trwałości zmęczeniowej przedstawiono również w postaci pętli histerezy w układzie współrzędnych $\sigma_a = f(\varepsilon_{ac})$. Wybrane pętle histerezy dla trwałości 0,5·Nf, gdzie Nf stanowi liczbę cykli do zniszczenia próbki, przedstawiono na rys. 7.22. Wyraźną odmienność odnotowano między polami powierzchni pętli histerezy dla próbek SLM, i materiału rodzimego, które związane są z ilością energii potrzebnej do odkształcenia danego elementu modelowego. Zaobserwowane różnice wskazują, iż większa ilość energii jest rozpraszana podczas obciążania próbek z materiału wytworzonego konwencjonalnie. Pola powierzchni uzyskanych ustabilizowanych pętl histerezy dla próbek wytwarzanych techniką SLM wzrastały wraz ze zwiększaniem wartości amplitudy odkształcenia całkowitego, co z reguły ma miejsce podczas badań materiałów sprężysto-plastycznych





Zestawienie średniej wartości cykli do zniszczenia dla poszczególnych próbek wykonanych z materiału konwencjonalnego i wytwarzanych techniką SLM w stanie po obróbce wyżarzania odprężającego zestawiono w tabeli 7.13.

Tabela 7.13. Liczba cykli do zniszczenia próbek zarejestrowana podczas badań niskocyklowej trwałości zmęczeniowej realizowanych w warukach wartości odkształcenia całkowitego na poziomie 0,25% i 0,35%

	Średnia liczba cykli do zniszczenia (Nf) dla poszczególnych próbek							
ε _{ac}	2.29 WO	2.11 WO	2.12 WO	2.3 WO	МК			
0,25%	-	4668	10095	9730	Próbka nie uległa zniszczeniu			
0,35%	963	2597	2072	3117	3729			

Na bazie danych zawartych w tabeli odnotowano największa liczbę cykli do zniszczenia dla próbek 2.12 WO i 2.3 WO. Jednak w zależności od wartości odkształcenia całkowitego, próbki te różniły się względem siebie. Dla $\varepsilon_{ac}=0,25\%$ większą trwałość zmęczeniową wykazała próbka 2.12 WO natomiast przy wartości $\varepsilon_{ac}=0,35\%$ próbka o oznaczeniu 2.3 WO. W celu

ostatecznego określenia docelowej grupy parametrów wytwarzania przyrostowego obiektów rzeczywistych w postaci kół zębatych przeprowadzona zostanie w podrozdziale 7.2.4 kompleksowa analiza wyników badań strukturalnych, właściwości mechanicznych i zmęczeniowych.

7.2.4. Podsumowanie procesu doboru parametrów wytwarzania

Przeprowadzony proces doboru parametrów wytwarzania przyrostowego elementów ze stali 21NiCrMo2, oparty o analizę porowatości materiału wykazał, że istnieje związek między wartością gęstości energii naświetlania użytą w procesie SLM, a procentowym udziałem pustek w strukturze wytworzonych próbek. Szczegółowa analiza wytypowanych składowych VED, czyli mocy wiązki lasera P_L (rys. 7.6a), prędkości naświetlania v_s (rys. 7.6b), wskazała na związek między zakresami wartości poszczególnych czynników na końcową liczbę pustek obecnych w strukturze. Na bazie badań 53 różnych grup parametrów (tabela 7.4, 7.6 i 7.8). wykazano, że próbki o porowatości spełniającej warunek $P\rho$ <0,3% były wytwarzane z użyciem następujących zakresów wartości poszczególnych składowych VED:

- moc wiązki lasera $P_L 200$ W 240 W,
- prędkość naświetlania $v_s 600 \text{ mm/s}$ 700 mm/s,
- odległości między wektorami naświetlania h_d 0,10 mm 0,11 mm.

Zaproponowany model matematyczny oparty o równanie (7.5), umożliwił opracowanie okna technologicznego dla odległości między wektorami naświetlania $h_d = 0,10$ mm i 0,11 mm. W oparciu o estymację wartości zmiennej niezależnej, uwzględniając jednocześnie warunek Pp<0,3%, a także wyniki badań rzeczywistych wartości porowatości poszczególnych próbek (rys. 7.10) wyznaczono zalecaną objętościową gęstość energii wiązki lasera w procesie wytwarzania stali 21NiCrMo2 techniką SLM wynoszącą:

- VED = 103,2 J/mm³ 108,2 J/mm³ dla h_d=0,11 mm (na podstawie modelu statystycznego);
- VED = 97,6 J/mm³ 106,6 J/mm³ dla h_d=0,10 mm (na podstawie modelu statystycznego),
- VED_{min}=104 J/mm³ (wartość wyznaczona doświadczalnie).

Ostatecznie wytypowano 5 grup parametrów (tab. 7.9), z których 4 spełniały kryterium porowatości i mieściły się w zalecanych zakresach VED.

Badania materiałowe, nie wykazały istotnych różnic między poszczególnymi obrazami mikrostruktur dla próbek materiałowych wytwarzanych techniką SLM ani w stanie po wydruku, ani po dodatkowej obróbce cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego. Pierwsze

różnice zauważono w pomiarach twardości. Odnotowano zależność spadku twardości wraz ze wzrostem VED. Zabieg cieplny obniżył różnicę twardości materiału pomiędzy poszczególnymi próbkami, z wyłączeniem grupy 2.30, która charakteryzowała się najmniejszą wartością 248 HV1 (rys. 7.13). Na bazie wyników badań statycznej próby rozciągania zauważono odmienne przebiegi krzywych rozciągania dla próbek wytwarzanych techniką SLM w stanie po wydruku i po obróbce cieplnej (rys. 7.19). Zastosowanie zabiegu cieplnego spowodowało obniżenie wytrzymałości na rozciągania stali wytwarzanej techniką SLM o 25-28% i wzrost wydłużenia o 15-69%, w zależności od zastosowanej grupy parametrów. Przyrosty te są najmniejsze w przypadku próbki 2.30 WO, a największe dla 2.11 WO, a także 2.3 WO, która jednocześnie była próbką o największym wydłużeniu względnym A =18,4%. Podczas badań niskocyklowych próbki 2.12 WO i 2.3 WO wykazały największą trwałość zmęczeniową i to parametry wytwarzania tych dwóch grup próbek poddano ostatecznej weryfikacji pod kątem zastosowania w dalszej części pracy dotyczącej wytworzenia i badań zmęczeniowych kół zębatych. W tym miejscu należy podkreślić również fakt, że grupa 2.3 odznacza się większą wartością gęstości energii naświetlania, co jest wskazane podczas wytwarzania elementów o dużych rozmiarach, jakimi były koła C-PT wykorzystywane w badaniach trwałości zmęczeniowej stykowej przeprowadzonych w ramach niniejszej pracy. Dlatego też biorąc pod uwagę parametry wytrzymałościowe, a także aspekty technologiczne, jako docelową grupę parametrów wytwarzania wybrano grupę 2.3.

8. Wpływ obróbki cieplno-chemicznej na właściwości stali 21NiCrMo2 wytwarzanej techniką SLM

8.1. Realizacja procesu obróbki cieplno – chemicznej

Specyfika pracy kół zębatych wymaga odpowiedniego ukształtowania struktury materiału, w celu zapewnienia odpowiedniej odporności na zużywanie powierzchniowe i złamanie zęba u podstawy. Osiągnięcie postawionych wymagań możliwe jest poprzez wytworzenie twardej powierzchni bocznej zęba przy jednocześnie elastycznym rdzeniu. Uzyskanie tego typu stanu w przypadku stali 21NiCrMo2 uzyskiwane jest między innymi dzięki zastosowaniu zabiegów: nawęglania, hartowania i odpuszczania. Prace związane z obróbką cieplno-chemiczną wytwarzanych przyrostowo elementów ze stali 20MnCr6 i 16MnCr5 były dotychczas prowadzone w kilku ośrodkach badawczych ([114], [119], [203]). Z uwagi na brak danych literaturowych związanych z rezultatami obróbki cieplno-chemicznej stali 21NiCrMo2 przetwarzanej z wykorzystaniem techniki SLM, zdecydowano o przeprowadzeniu cyklu badań w tym zakresie, odnosząc uzyskane rezultaty do stali wytwarzanej konwencjonalnie. Wykorzystując grupę parametrów naświetlania 2.3 wytworzono zestaw próbek materiałowych o geometrii zgodnej z normą ASTM E466 96 [N10], na których przeprowadzono badania mikrostruktury, twardości i właściwości wytrzymałościowych. Obróbkę cieplno-chemiczną próbek wykonanych techniką SLM poprzedzono obróbką skrawaniem za pomocą której dokonano ekstrakcji struktur podporowych, których obecność była wymuszona z uwagi na kształt próbek i orientację ich wytwarzania (rys. 6.4). Ponadto zgodnie z poprzednio przyjętą metodyką po wytworzeniu elementów modelowych przeprowadzono obróbkę cieplną w postaci wyżarzania odprężającego. Próbki konwencjonalne były wykonane z bloku stali 21NiCrMo2 w stanie po wyżarzaniu normalizującym. Obróbkę cieplno-chemiczną przeprowadzono przy współpracy z firmą LUKA Group Sp. z o. o., a jej parametry techniczne przyjęto w oparciu o powszechnie stosowane warunki nawęglania i hartowania stali 21NiCrMo2 [204] (tabela 8.1).

Tabela 8.1. Parametry techniczne obróbki cieplno-ch	emicznej stali 21NiCrMo2 przetwarzanej	z wykorzystaniem techniki SLM
i wytwarzanej konwencjonalnie [204]		

Nazwa zabiegu	Temperatura [⁰C]	Czas [h,min]
Nawęglanie w proszku	920°C	4 h i 10min
Hartowanie (w oleju)	850°C	-
Odpuszczanie niskie	190°C	1 h i 30 min

W celu określenia wpływu odpuszczania na właściwości wytrzymałościowe, wytworzone próbki podzielono na dwa zestawy. Pierwszy z nich był poddany obróbce nawęglania

i hartowania (oznaczenie NH), drugi charakteryzował się pełnym cyklem obróbki, czyli: nawęglaniem, hartowaniem i odpuszczaniem (NHO). Widok części próbek po przeprowadzonej obróbce cieplno-chemicznej przedstawiono na rys. 8.1.



Rys. 8.1. Próbki wytrzymałościowe wytworzone techniką SLM ze stali 21NiCrMo2 po obróbce cieplnochemicznej

Po realizacji zabiegu cieplnego, próbki nie były poddawane dodatkowej obróbce wykańczającej.

8.2. Analiza mikrostruktury po procesie obróbki cieplno-chemicznej

Próbki poddane badaniom strukturalnym były przygotowane według opisu zawartego w rozdziale 6. Zgodnie z informacją zamieszczoną w podrozdziale 8.1, analizę dla próbek wytworzonych przeprowadzono z materiału wytworzonego metodą konwencjonalną (rys. 8.2a) i z wykorzystaniem techniki SLM (rys. 8.2b).



Rys. 8.2. Obrazy mikrostruktury stali 21NiCrMo2 po procesie cieplno-chemicznym: a) materiał konwencjonalny, b) wytworzony techniką SLM

Obrazy struktur w obu przypadkach wykazują zbliżone cechy. Niezależnie od przyjętej techniki wytwarzania, grubość warstwy nawęglonej w rozpatrywanych próbkach była zbliżona. W przypadku stali wytworzonej techniką SLM (rys. 8.2b) zaobserwowano dodatkowo defekty w postaci pustek w strefie warstwy wierzchniej jak i w rdzeniu. Strukturę próbek stanowi martenzyt wysokowęglowy w warstwie nawęglonej (rys. 8.3) i martenzyt niskowęglowy w ich rdzeniu. Ponadto stal wytworzona z wykorzystaniem techniki SLM charakteryzuje się mikrostrukturą drobnoziarnistą, o mniejszym rozmiarze ziaren niż w materiale wytworzonym konwencjonalnie. Obserwowane różnice wynikają z różnic struktur wyjściowych, przed zabiegiem cieplno-chemicznym. Dodatkowo na powierzchni próbek SLM zlokalizowano utlenioną warstwę materiału, która objęła również obecne na powierzchni bocznej nadtopione cząstki proszku (rys. 8.3). Warstwa utleniona, charakteryzuje się lokalnymi obszarami o jasnej barwie, świadczącej o odwęgleniu materiału. Grubość odwęglenia nie jest znacząca i w obu rozpatrywanych przypadkach zostanie usunięta podczas obróbki wykańczającej kół zębatych.



Rys. 8.3. Obrazy mikrostruktury warstwy wierzchniej elementów modelowych ze stali 21NiCrMo2 po procesie cieplnochemicznym: a) materiał konwencjonalny, b) wytworzony techniką SLM

Struktury materiału wytworzonego konwencjonalnie, jak i przetwarzanego z wykorzystaniem techniki SLM, po procesie obróbki cieplno-chemicznej, są do siebie zbliżone, jednak zaobserwowane różnice rozmiaru ziaren mikrostruktury warstwy nawęglonej oraz rdzenia mają bezpośrednie przełożenie na odmienne właściwości mechaniczne badanych materiałów. Zasadnym zatem jest przeprowadzenie pomiarów twardości na powierzchni i w głąb materiału w celu ustalenia rozkładu twardości nawęglonej i zahartowanej warstwy wierzchniej.

8.3. Pomiar twardości materiału

Pomiarom mikrotwardości poddano materiał wytworzony konwencjonalnie i przetworzony z wykorzystaniem techniki SLM, po przeprowadzeniu kolejnych zabiegów obróbki cieplnochemicznej: po nawęglaniu i hartowaniu (NH) oraz po nawęglaniu, hartowaniu i odpuszczaniu niskim (NHO). Pomiary realizowano z wykorzystaniem mikrotwardościomierza Struers DURA SCAN 70, wykonując po trzy ścieżki pomiarowe w każdej próbce. Punkty pomiarowe w każdej ze ścieżek rozmieszono w odległości 0,15 mm między kolejnymi odciskami, przy czym pierwszy odcisk umieszczono w odległości 0,1 mm od krawędzi próbki. Pomiary twardości zrealizowano na trzech próbkach po każdym etapie obróbki cieplno-chemicznej, na bazie których obliczono wartości średnie i sporządzono wykres zamieszczony na rys. 8.4. Jako referencyjny, naniesiono na wykresie przebieg zmian twardości w przekroju poprzecznym próbek: z materiału wytworzonego konwencjonalnie (MK) po wyżarzaniu normalizującym, materiału po wydruku oraz materiału po wydruku i wyżarzaniu odprężającym (WO)



Rys. 8.4. Zestawienie wyników pomiarów twardości elementów modelowych ze stali 21NiCrMo2 wykonanych techniką SLM i metodą konwencjonalną

Podczas pomiarów twardości próbek SLM z grupy 2.3 w stanach: po wydruku - nawęglaniu - hartowaniu (2.3NH), wydruku – nawęglaniu – hartowaniu – odpuszczaniu (2.3 NHO) oraz próbek z materiału wytworzonego konwencjonalnie MK: po nawęglaniu - hartowaniu (MK NH), nawęglaniu – hartowaniu – odpuszczaniu (MK NHO) odnotowano łagodny spadek twardości od wartości maksymalnej 750-840 HV1 przy powierzchni próbki do wartości około
500 HV1 na głębokości około 1,2 mm. W rdzeniu próbek twardość materiału wszystkich próbek po obróbce cieplno-chemicznej był zbliżony i wynosił 450-500HV1. Jako warstwę utwardzoną przyjęto warstwę materiału o twardości większej lub równej 550HV1, co jest częstą praktyką opisaną w literaturze. Na rys. 8.4 naniesione obszary w kolorach czerwonym i zielonym dotyczą zasięgu warstw utwardzonych. Dla próbek wykonanych z materiału wytworzonego konwencjonalnie grubość warstwy utwardzonej wynosi 0,88-0,91 mm, a dla stali przetwarzanej z wykorzystaniem techniki SLM - 0,91-0,94 mm. Mniejsze z granicznych wartości odnotowano dla próbek w stanie NH, natomiast większe - dla próbek w stanie NHO. Zabieg cieplny w postaci odpuszczania niskiego, wpłynął na obniżenie twardości i grubości warstwy utwardzonej, jednak nie zaobserwowano zmian twardości rdzenia próbek. Zestawienie wyników badań twardości materiału MK i SLM w stanach NH i NHO z wartościami twardości próbek w stanie po WO oraz materiału rodzimego MK po normalizacji wskazuje na podatność stali 21NiCrMo2 na kształtowanie warstwy umocnionej. Zestawienie średnich wartości, obliczonych na podstawie pomiarów wykonanych w odległości 0,1 mm od powierzchni próbek SLM i MK w danym stanie przedstawiono na rys. 8.5.



Rys. 8.5. Wartości średnie twardości próbek: 2.3, 2.3 WO, MK oraz maksymalne dla próbek 2.3NH, 2.3 NHO, MK NH i MK NHO

Zabiegi cieplne w postaci nawęglania i hartowania powodują wzrost twardości w stosunku do stanów wyjściowych (2.3 WO i MK): ponad trzykrotny w przypadku próbki 2.3 NH i czterokrotny dla próbki MK NH. Dodatkowa obróbka w formie odpuszczania niskiego powoduje niewielkie obniżenie wartości przyrostów względem przywołanego powyżej stanu. Maksymalne wartości twardości odnotowane dla próbek wytwarzanych techniką SLM są większe o około 2% i 3% odpowiednio w stanie NH i NHO w stosunku do próbek wykonanych z materiału rodzimego. Należy jednak mieć na uwadze, że w przypadku kół zębatych wartości te mogą w pewnym stopniu odbiegać od wyznaczonych na próbkach modelowych z uwagi na ich większą objętość i złożony kształt przede wszystkim wieńca zębatego, a także wprowadzenia mechanicznej obróbki wykańczającej.

8.4. Badania naprężeń własnych

Wprowadzenie do procesu wytwarzania przyrostowego elementów modelowych wyżarzania odprężającego miało na celu zmniejszenie lub usunięcie naprężeń własnych, powstałych podczas stygniecia stopionego metalu, często prowadzących do deformacji wytworzonego elementu, ale bez doprowadzenia do zmian jego parametrów geometrycznych. Uniknięcie tego zjawiska jest szczególnie istotne w przypadku kół zębatych z uwagi na wymaganą wysoką klasę dokładności narzucaną przez normę ISO 6336-5:2016 [N4] (4-6 klasa wg. PN-ISO 1328:2015 [N2]). Ponadto pożądanym zjawiskiem z punktu widzenia wytrzymałości zmęczeniowej stykowej jest obecność w warstwie umocnionej naprężeń własnych ściskających, powstających po prawidłowo przeprowadzonym zabiegu jej umacniania. Stąd wynika konieczność określenia wielkości naprężeń własnych w stanie po wytworzeniu i wpływu wykonanych zbiegów technologicznych na ich miarę. Jednym ze sposobów określania wartości naprężeń własnych jest opisana między innymi w pracy [205] metoda trepanacji otworowej, realizowana zgodnie z wytycznymi normy ASTM E 837-20 [N11]. Trepanacje przeprowadzono z wykorzystaniem wiertła z węglika wolframu o średnicy nominalnej 1,6 mm. Otwory wiercono na głębokość ok. 1 mm, rejestrując zmianę napięcia na poszczególnych tensometrach oporowych rozety co 0,1 mm. W obliczeniach naprężeń własnych przyjęto moduł Younga $E = 2,1 \cdot 10^5$ MPa. Dokładny sposób realizacji poszczególnych pomiarów przedstawiono w rozdziale 6. Badaniom poddano próbki prostopadłościenne o wymiarach 60 mm x 60 mm x 10 mm wytworzone z wykorzystaniem techniki SLM przy użyciu grupy parametrów 2.3 oraz z materiału rodzimego. Próbki materiału rodzimego uzyskano z wykorzystaniem obróbki elektroerozyjnej. W przypadku próbek wytwarzanych przyrostowo pomiar realizowano w płaszczyźnie YZ. Wykonano po dwa pomiary dla każdego z rozpatrywanych stanów materiału. Na rys. 8.6 przedstawiono ułożenie wykorzystywanych podczas pomiarów rozet tensometrycznych wraz z kierunkiem przyrastania warstw podczas wydruku badanych próbek.



Rys. 8.6. Schemat rozmieszczenia tensometrów pomiarowych (ε₁, ε₂, ε₃) w miejscach wykonywania trepanacji otworowej dla próbek wytworzonych techniką SLM

Na podstawie pomiarów odkształceń materiału wyznaczono wartości naprężeń głównych. Na rys. 8.7 przedstawiono wybrane przebiegi zmian naprężeń głównych σ_{max} i σ_{min} wyznaczonych na podstawie dokonywanych pomiarów odkształceń i określanych naprężeń σ_1 , σ_2 i σ_3 .



Rys. 8.7. Wyniki badań naprężeń własnych dla próbek wytworzonych techniką SLM i konwencjonalnie: a) 2.3, b) 2.3WO, c) 2.3 NHO, d) MK, c) MK NHO

Na rysunku 8.7 przedstawiono wyniki badań naprężeń własnych na bazie tensometrycznych pomiarów odkształceń próbek wytworzonych techniką SLM w stanie po: wydruku (rys. 8.7a), WO (rys. 8.7b) i NHO (rys. 8.7c) oraz materiału wytworzonego konwencjonalnie w stanie po normalizacji (rys. 8.7d) i NHO (rys. 8.7e). Niezależnie od badanej próbki zaobserwowano nierównomierność rozkładu naprężeń w zależności od kierunku pomiaru. Stal przetwarzana z wykorzystaniem techniki SLM w stanie po wydruku charakteryzuje się naprężeniami rozciągającymi w całym zakresie pomiarów. Na bazie przebiegu zamieszczonego na rys. 8.7a, odnotowano maksymalne wartości naprężenia głównego σ_{max} =986 MPa, którego kierunek był w przybliżeniu zgodny z kierunkiem przyrastania warstw. Należy podkreślić, że wytrzymałość na rozciąganie badanej stali w rozpatrywanym stanie wynosi R_m=996 MPa. Niewielka różnica między tymi wartościami wskazuje na znaczne wytężenie materiału, a tym samym możliwość występowania odkształceń plastycznych badanych elementów, a nawet delaminacji kolejnych warstw przetopionego proszku. Uzasadnionym zatem jest przeprowadzenie zabiegu wyżarzania odprężającego elementów wytwarzanych techniką SLM ze stali 21NiCrMo2. Wyniki pomiarów materiału w stanie po wyżarzaniu odprężającym potwierdziły jego pozytywny wpływ na relaksację naprężeń, obniżając ich zmierzone wartości do $\sigma_{max}=22$ MPa i σ_{min} = -34 MPa (rys. 8.7b), przy czym w warstwie przypowierzchniowej występują niewielkie naprężenia ściskające.

Obróbka cieplno-chemiczna wprowadza pożądane z punktu widzenia zmęczeniowej wytrzymałości stykowej boku zęba, naprężenia ściskające w całej warstwie utwardzonej w zakresie od -270 MPa (σ_{max}) w okolicach powierzchni próbki do – 120 MPa (σ_{min}) na głębokości około 1mm. Materiał rodzimy, w stanie wyjściowym wykazuje obecność jedynie wartości naprężeń ściskających w stosunku do próbki 2.3WO, gdzie zaobserwowano również naprężenia rozciągające. Uzyskane wartości dla próbek MK mieszą się w zakresie -5 MPa do -50 MPa. Wyniki pomiarów dla próbki wykonanej z materiału rodzimego po obróbce cieplno-chemicznej wskazują na uzyskiwanie wyższych wartości naprężeń ściskających (σ_{max} = -75 MPa i σ_{min} = -360 MPa – rys. 8.7e) w stosunku do stali przetwarzanej technik SLM w tym samym stanie. Różnica między maksymalnymi odnotowanymi wartościami naprężeń ściskających (bezwzględnymi) dla próbki SLM w odniesieniu do próbki MK wynosi około 25%. Jednak próbka MK wykazuje znacznie większą intensywność zmniejszania wartości bezwzględnej naprężeń własnych niż w próbce 2.3 NHO, przy jednoczesnym utrzymaniu obecności naprężeń ściskających w całym zakresie WW.

Z uwagi na złożoność procesu selektywnego stapiania laserowego proszku, odnotowane wyniki pomiarów należy traktować jako podstawę do ukazania kierunku kształtowania się

naprężeń własnych w poszczególnych stanach. Ocena uzyskanych wyników wykazała słuszność stosowania obróbki cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego na próbkach wytwarzanych techniką SLM. Przeprowadzenie obróbki cieplno-chemicznej w obu przypadkach rozpatrywanych próbek (SLM i MK) pozwoliło na uzyskanie pożądanych wartości naprężeń ściskających na całej głębokości warstwy utwardzonej (0,88-0,94 mm) wyznaczonej na bazie pomiarów twardości. Większe wartości twardości stali przetwarzanej techniką SLM w stanie NHO w odniesieniu do próbki MK NHO nie odpowiadają większym wartościom bezwzględnym naprężeń ściskających. Przyczyny tego zjawiska należy poszukiwać w odmiennych obrazach mikrostruktury, a tym samym różnych stanach wyjściowych do obróbki cieplno-chemicznej. Przeprowadzona analiza wyników badań porównawczych potwierdziła zbliżony wpływ nawęglania, hartowania i odpuszczania na kształtowanie WW w przypadku materiału przetwarzanego techniką SLM, jak i materiału rodzimego. Tym samym wykonano kolejny krok w kierunku potwierdzenia możliwości zamiennego stosowania części wytwarzanych techniką SLM i elementów wykonywanymi metodami konwencjonalnymi.

8.5. Badania statycznej próby rozciągania

Ostatnim etapem określenia wpływu obróbki cieplno-chemicznej na właściwości wytrzymałościowe stali 21NiCrMo2 przetwarzanej z wykorzystaniem techniki SLM było przeprowadzenie statycznych badań wytrzymałościowych w warunkach rozciągania. Próbki, posiadały geometrię zgodną z normą ASTM E466 96 [N10]. Przebadano po 5 próbek wytwarzanych techniką SLM w stanie NH i NHO oraz z materiału wytworzonego konwencjonalnie. Testy prowadzono z wykorzystaniem pulsatora hydraulicznego Instron 8802 MT, a pomiar odkształceń zrealizowano z wykorzystaniem ekstensometru Instron 2630-112 o bazie pomiarowej 50 mm. Na rys. 8.8 przedstawiono reprezentatywne krzywe zarejestrowane podczas statycznej próby rozciągania badanych próbek.

W ogólnej ocenie próbki wytwarzane techniką SLM w stanie NH i NHO charakteryzują się gorszymi właściwościami wytrzymałościowymi w stosunku do próbek z MK (NH i NHO). Przebieg krzywych wskazuje na brak wyraźnej granicy plastyczności, a osiągane wartości wydłużenia względnego świadczą o ich małej plastyczności spowodowanej dużym udziałem warstwy utwardzonej w stosunku do całkowitej powierzchni przekroju próbki, co zilustrowano na przekroju próbki wytrzymałościowej umieszczonym w polu wykresu.



Rys. 8.8. Przebiegi krzywych statycznej próby rozciągania zarejestrowane podczas badań próbek wytwarzanych techniką SLM oraz próbek materiału konwencjonalnego w stanach NH i NHO

Niewielki wzrost wytrzymałości na rozciąganie uzyskano wprowadzając dodatkową obróbkę odpuszczania. Końcowe wartości średnie zarówno wytrzymałości na rozciąganie, jak i wydłużenia względnego wyliczone na podstawie przeprowadzonych pomiarów próbek po odpuszczaniu zestawiono w postaci wykresu słupkowego na rys. 8.9.



Rys. 8.9. Zestawienie parametrów wytrzymałościowych uzyskanych na bazie statycznej próby rozciągania dla próbek 2.3 NH, 2.3 NHO, MK NH i MK NHO

Stal 21NiCrMo2 przetwarzana z wykorzystaniem techniki SLM w stanie NH charakteryzuję się niższą wartością parametru R_m i A w stosunku do materiału rodzimego w tym samym stanie o odpowiednio 5,9% i 8,3%. Przeprowadzenie dodatkowej obróbki

odpuszczania powoduje wzrost odnotowanych różnic do wartości 15,3% i 20,5%. Bezpośrednie przeniesienie warunków obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej stosowanych podczas zabiegów nawęglania, hartowania i odpuszczania stali 21NiCrMo2 wytwarzanej konwencjonalnie do prowadzenia zabiegów po procesie wytwarzania przyrostowego techniką SLM nie zapewnia otrzymania oczekiwanych właściwości użytkowych. Istnieje zatem konieczność prowadzenia badań nad doborem parametrów procesów cieplnych w celu uzyskania poprawy właściwości wytrzymałościowych stali wytwarzanej z wykorzystaniem techniki SLM.

9. Proces technologiczny wytwarzania kół zębatych z wykorzystaniem techniki SLM

9.1. Opracowanie modelu CAD koła zębatego na potrzeby procesu wytwarzania przyrostowego SLM

Przeprowadzenie obszernego zakresu badań teoretycznych i doświadczalnych poprzedzających dobór parametrów wytwarzania kół zębatych będących przedmiotem dalszych rozważań przyniosło efekty w postaci charakterystyki stali 21NiCrMo2 przetwarzanej z wykorzystaniem techniki SLM z uwzględnieniem wpływu obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej. Aplikacja ustalonych szczegółowych parametrów stapiania proszku metalu na stanowisku SLM umożliwiła rozpoczęcie procesu wytwarzania kół zębatych przeznaczonych do badań w zakresie trwałości zmęczeniowej stykowej i mechanizmu ich uszkodzeń.

Wyniki nielicznych prac poświęconych procesom technologicznym kół zębatych opartych o technikę SLM, omówionych w rozdziale drugim, nie osiągnęły zadowalających efektów w zakresie uzyskania pełnowartościowego produktu końcowego. Zainspirowało to środowisko zajmujące się tzw. drukiem 3D do opracowania hybrydowego procesu wytwarzania opartego o techniki przyrostowe i ubytkowe, który pozwoli na wykonanie określonej partii kół zębatych. Wymagania wobec wytwarzanych tą metodą kół w zakresie uzyskiwanych parametrów geometrycznych nie odbiegały od wymagań wobec kół wytwarzanych konwencjonalnie stawianych przez normę ISO 6336-5:2016. Ich zestawienie przedstawiono w tabeli 9.1.

 Tabela 9.1. Parametry geometryczne modelowej pary kół zębatych do badań zmęczeniowej wytrzymałości stykowej boku zęba według normy ISO 6336-5:2016

Parametr	Wartość
Odległość osi kół zębatych, a	100 mm
Kąt pochylenia linii zęba, β	00
Moduł zęba, m	3-5 mm
Najwyższa wysokość profilu chropowatości, Rz	3 µm
Materiał kół zębatych	Taki sam w przypadku koła badanego i biernego
Klasa dokładności wykonania	4-6 według ISO 1328-1
Szerokość wieńca zębatego, b	10-50 mm
Grubość warstwy utwardzonej	0,15·m - 0,2·m

W badaniach własnych przyjęto, że skojarzenie testowe będzie składało się z pary kół zębatych typu C-PT. Ich geometria jest często wykorzystywana podczas badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych, które są prowadzone na maszynach FZG [143],[206]-[207]. Zamieszczone w tabeli 9.2 wartości parametrów geometrycznych modelowej pary kół zębatych C-PT posłużyły do przeprowadzenia obliczeń związanych z wyznaczeniem niezbędnych wymiarów geometrycznych opisujących współpracujące koła czynne i bierne. Obliczenia wykonano w oparciu o zależności dostępne w literaturze [138], [146], [159] dostosowując odległość osi kół do najpowszechniej wykorzystywanej w Europie maszy FZG, w której odległość ta wynosi 91,5 mm. Stanowi to pewne, w praktyce bardzo często stosowane, odstępstwo od zaleceń normatywnych. W przyjętych do badań kołach typu C-PT odległość między osiami kół wynoszące 91,5 mm osiągnięto stosując przesunięcie zarysu typu P i na tej podstawie wyliczone zostały wartości zamieszczone w tabeli 9.2 współczynników x₁ i x₂.

Parametr	Koło czynne/badane	Koło bierne	
Liczba zębów, z	16	24	
Współczynnik przesunięcia zarysu zęba, x1,x2	0,182	0,172	
Kąt pochylenia linii zęba, β	00		
Moduł zęba, m	4,5 mm		
Szerokość wieńca zębatego, b	14 mm		
Współczynnik luzu wierzchołkowego, C*	0,25		
Nominalny kąt przyporu, α ₀	20º		

Tabela 9.2. Parametry geometryczne kół zębatych typu C-PT [207]

Zestawienie wszystkich wyliczonych wymiarów geometrycznych współpracującej pary kół zębatych zamieszczono w tabeli 9.3.

	Koło ba	adane	Koło bierne		
Nazwa parametru geometrycznego	Oznaczenie	Wartość	Oznaczenie	Wartość	
	Oznaczenie	[mm]	Oznaczenie	[mm]	
Średnica podziałowa	d ₁	72,00	d ₂	108,00	
Średnica wierzchołków	d_{a1}	82,64	d_{a2}	118,54	
Średnica podstaw zebów	d _{f1}	62,39	d_{f2}	98,30	
Wysokość głowy	h _{a1}	5,32	h _{a2}	5,27	
Wysokość stopy	h _{fl}	4,81	h _{f2}	4,86	
Wysokość zęba	h_1	10,13	h ₂	10,13	
Promień okręgu zasadniczego	r _{b1}	33,83	r_{b2}	50,75	
Średnica okręgu zasadniczego	d _{b1}	67,66	d_{b2}	101,49	
Średnica okręgu tocznego	d_{w1}	73,18	d_{w2}	109,77	

Tabela 9.3. Obliczone wymiary geometryczne modelowej pary kół zębatych C-PT

Ważnym parametrem z punktu widzenia rozkładu naprężeń stykowych na powierzchniach bocznych współpracujących kół zębatych jest całkowity wskaźnik zazębienia ε_a . Jego wartość wyznaczono zgodnie z równaniem (9.1):

$$\varepsilon_a = \varepsilon_1 + \varepsilon_2 \tag{9.1}$$

gdzie:

 ϵ_1 – częściowy wskaźnik zazębienia dla koła badanego,

 ϵ_2 – częściowy wskaźnik zazębienia dla koła biernego.

Wartości częściowych wskaźników zazębienia wyznaczono z wykorzystaniem równań (9.2)-(9.4):

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{z_{1,2}}{2\pi} \left(\tan \alpha_{a1,2} - \tan \alpha_w \right) \tag{9.2}$$

$$\tan \alpha_{a1,2} = \sqrt{\frac{d_{a1,2}^2}{d_{b1,2}^2} - 1} \tag{9.3}$$

$$\tan \alpha_w = \sqrt{\frac{d_{w1}^2}{d_{b1}^2}} - 1 \tag{9.4}$$

gdzie:

z_{1,2} – liczba zębów (1 – dla koła badanego, 2 – dla koła biernego),

 $\tan \alpha_{a1,2}$ – tangens kąta zarysu na średnicy wierzchołków (1 – dla koła badanego, 2 – dla koła biernego),

tangaw – tangens kąta zarysu na średnicy tocznej.

$$\tan \alpha_{a1} = 0,701$$
$$\tan \alpha_{a2} = 0,603$$
$$\tan \alpha_{w} = 0,412$$

Na bazie obliczonych wartości tangensów kąta zarysu na średnicy wierzchołków i na średnicy tocznej obliczono wartości częściowych współczynników zazębienia z zależności (9.2):

$$\varepsilon_1 = \frac{16}{2\pi}(0,701 - 0,412) = 0,736$$

 $\varepsilon_1 = \frac{16}{2\pi}(0,603 - 0,412) = 0,731$

Następnie wyznaczono liczbę całkowitego współczynnika zazębienia z zależności (9.1):

$$\varepsilon_a = 0,736 + 0,731 = 1,467$$

Ze względu na odchyłki wykonawcze i odkształcenia sprężyste zębów i pozostałych elementów przekładni wymagane jest spełnienie warunku $1,2 \le \varepsilon_a \le 1,8$ [146], zatem obliczona wartość całkowitego wskaźnika zazębienia mieści się w podanym zakresie. Wyznaczone wartości posłużą do obliczeń wartości naprężeń stykowych w strefie przylegania powierzchni zębów współpracujących kół podczas badań zmęczeniowych.

Wytwarzanie przyrostowe w odróżnieniu od innych technik produkcyjnych, bazuje na dokumentacji technicznej w formie modelu bryłowego CAD, który następnie zostaje przekonwertowany do postaci stereolitograficznej STL, składającej się z podstawowych elementów geometrycznych w postaci punktów, linii i trójkątów. Na bazie pliku STL przygotowywany jest plik wsadowy do urządzenia przyrostowego. Modelowanie bryłowe kół zębatych jest procesem dość skomplikowanym z uwagi na krzywiznę ewolwentową powierzchni bocznej zęba, a także złożoną geometrię jej przejścia w dno wrębu. Niestety dostępne generatory plików bryłowych kół zębatych nie odwzorowują poprawnego kształtu zęba i wrębu, co zilustrowano na rys. 9.1a-c.



Rys. 9.1. Widoki zarysów boku zęba wygenerowanych z wykorzystaniem oprogramowania a) GearDXF, b) makra "Przekładnie zębate" ADK Solid, c) SolidWorks 2023

Próby utworzenia modelu CAD koła zębatego C-PT z wykorzystaniem wytypowanych programów wykazały, że otrzymane zarysy zębów charakteryzują się szeregiem odstępstw od rzeczywistej geometrii wieńca zębatego uzyskanego w wyniku obróbki ubytkowej. Głównym problemem jest mała dokładność zarysu ewolwenty i w konsekwencji odstępstwa od rzeczywistej grubości zębów, a także brak strefy przejściowej w okolicach wrębu. W modelu wygenerowanym z wykorzystaniem makra "Przekładnie zębate" firmy ADK Solid do oprogramowania SolidWorks 2023, zarys strefy przejściowej ma postać łuku okręgu o ustalonym promieniu, podczas gdy w rzeczywistości krzywizna powstaje, jako wynik superpozycji wierzchołka narzędzia skrawającego. Podczas badań własnych modele 3D kół zębatych utworzono na bazie rzeczywistego koła zębatego wytworzonego z wykorzystaniem metody konwencjonalnej (obwiedniowej) z uwzględnieniem naddatku 0,2 mm na mechaniczną obróbkę wykańczającą. Koło czynne C-PT wykonano na bazie płaskiej dokumentacji technicznej stworzonej w oparciu o wymiary geometryczne zamieszczone w tabelach 9.1-9.3. Wykonanie kół zlecono w firmie Luka Group Sp. z o. o. Wykorzystując jedno z naciętych obwiedniowo kół czynnych utworzono jego model 3D realizując opracowany algorytm stanowiący zbiór kolejnych czynności obejmujących:

- Wykonanie przekroju wycinka wieńca zębatego w płaszczyźnie normalnej do zarysu boku zęba z wykorzystaniem precyzyjnej obróbki elektroerozyjnej (rys. 9.2b).
- 2. Przygotowanie zgładu metalograficznego uzyskanego wycinka wieńca zębatego.
- Rejestracja obrazu zarysu zęba z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego KEYENCE VHX-7000 (rys. 9.2c).
- 4. Odwzorowanie zarysu zęba na bazie uzyskanego obrazu z wykorzystaniem oprogramowania AutoCAD 2023.
- 5. Opracowanie za pomocą oprogramowania SolidWorks 2023 modelu bryłowego koła zębatego w wykorzystaniem odwzorowanego wcześniej zarysu zęba (9.2d).

Tak opracowany model zmodyfikowano pod kątem dodania odpowiednich odsadzeń koła w kierunku osi obrotu, a także przygotowania otworu wstępnego pod nacięcie wielowypustu ewolwentowego, który posłużył do osadzenia koła na wale napędowym stanowiska badawczego. Powierzchnie boczne zębów, przejście u podstawy i dno wrębu zamodelowano z naddatkiem 0,2 mm na obróbkę wykańczającą. Docelowy model 3D przedstawiono na rys. 9.2d.



Rys. 9.2. Widok: a) koła zębatego po procesie konwencjonalnej obróbki zgrubnej (frezowanie obwiedniowe),
b) wycinka koła uzyskanego metodą obróbki elektroerozyjnej, c) obrazu zarysu zęba zarejestrowanego mikroskopem cyfrowym, d) model CAD koła czynnego C-PT

Uzyskany model CAD wyeksportowano do pliku STL, ustawiając najwyższe z możliwych parametry związane z precyzją procesu konwersji w celu uniknięcia wprowadzenia na tym etapie ewentualnych błędów geometrii siatki STL. Ostatnim etapem poprzedzającym proces wytwarzania przyrostowego było przygotowanie pliku wsadowego z wykorzystaniem oprogramowania Magics v.19. Widok koła zębatego przygotowanego do wytwarzania przedstawiono na rys. 9.3.



Rys. 9.3. Widok komory roboczej z przygotowanym modelem koła zębatego C-PT w oprogramowaniu CAM Magics v.19

Oś obrotu koła badanego modelowej pary o oznaczeniu C-PT została usytuowana prostopadle do powierzchni platformy roboczej (XY), zgodnie z zaleceniami zawartymi w pracy [72]. Wybrane ustawienie pozwala na uzyskanie maksymalnej powierzchni styku elementu ze stołem roboczym, a tym samym zapewnienie odpowiedniej siły adhezji zapobiegającej oderwaniu się koła zębatego podczas procesu wytwarzania. Osiowe odsadzenia, które występują w kołach zębatych C-PT, wymusiły konieczność zastosowania struktur podporowych (oznaczanie 1 na rys. 9.3) pod powierzchnią wieńca zębatego, które umożliwiają jego wytworzenie, a także dodatkowo zwiększają powierzchnie kontaktu koła ze stołem roboczym. Na rys. 9.3 oznaczono również elementy w kształcie walca (2), przedstawiające przestrzeń, która nie może zostać wypełniona przez wytwarzany detal z uwagi na konieczność zapewnienia montażu i demontażu śrub mocujących platformę roboczą do mechanizmu napędowego osi Z maszyny. Proces wytwarzania rozpoczęto od przygotowania technicznego maszyny przez wypoziomowania głowicy rozprowadzającej proszek, a także przygotowania powierzchni platformy roboczej poprzez jej frezowanie i obróbkę strumieniowo ścierną. Materiał wsadowy przed użyciem suszono do wilgotności poniżej 10%. Temperatura platformy roboczej podczas procesu wytwarzania wynosiła 190ºC. Czas wytwarzania jednego koła zębatego w wykorzystaniem przyjętych parametrów stapiania proszku stali trwał blisko 17 h. Komora robocza w czasie trwania procesu wydruku była wypełniona argonem, a udział tlenu utrzymywano na poziomie poniżej 0,2%. Na rys. 9.4 przedstawiono wnętrze komory roboczej podczas procesu wytwarzania z widocznym miejscem przetopu, a także powstającymi na jego skutek odpryskami przemieszczanymi przez gaz osłonowy.



Rys. 9.4. Widok komory roboczej podczas procesu wytwarzania kół zębatych ze stali 21NiCrMo2

Po zakończeniu procesu wytwarzania (rys. 9.4), usuwano nadmiar proszku i demontowano platformę roboczą wraz z przytwierdzonym kołem. Wstępne oględziny wytworzonych kół zębatych wykazywały niekiedy obecność pęknięć struktur podporowych (rys. 9.5), wynikających z dużych wartości naprężeń wewnętrznych w wytworzonym materiale.



Rys. 9.5. Widok pęknięć struktur podporowych koła zębatego wytworzonego techniką SLM na skutek obecności naprężeń własnych

W celu uniknięcia powstania dodatkowych odkształceń plastycznych na skutek relaksacji naprężeń zachodzących w czasie odcinania koła od platformy roboczej, poddano je procesowi wyżarzania odprężającego w warunkach podanych w podrozdziale 8.1. Po zakończeniu procesu obróbki cieplnej, koła zostały odcięte z wykorzystaniem drutowej obrabiarki elektroerozyjnej Accutex AL 400 SA (rys. 9.6a). Partię wytworzonych przyrostowo kół zębatych po wyżarzaniu odprężającym przedstawiono na rys. 9.6b.



Rys. 9.6. Widok: a) komory roboczej elektrodrążarki drutowej przed procesem odcięcia koła zębatego od platformy roboczej, b) wytworzonej partia kół zębatych po procesie wyżarzania odprężającego

Łącznie wytworzono 15 sztuk kół zębatych, które zostały poddane dalszym etapom procesu technologicznego, polegającym na: usunięciu podpór i nadaniu kołom właściwych wymiarów, procesach cieplno-chemicznych, a także obróbce wykańczającej i nacięciu wielowypustu ewolwentowego. Wpływ poszczególnych zabiegów postprocesowych na strukturę geometryczną koła przedstawiono w podrozdziale 9.2

9.2. Wpływ procesu obróbki wykańczającej na strukturę geometryczną i masę kół zębatych wytwarzanych techniką SLM

Etap osiagania docelowych wymiarów wytworzonych przyrostowo kół zębatych rozpoczęto od usunięcia struktur podporowych i naddatków materiałowych metodą toczenia. Do dalszej obróbki z wykorzystaniem mechanicznej obróbki wykańczającej, zgodnie z dokumentacją techniczną, pozostawiono jedynie powierzchnie boczne zębów, przejścia u podstawy zęba oraz dna wrębów. Wymogi normatywne z zakresu chropowatości powierzchni bocznych zebów ściśle określają wartość parametru $R_z=3\mu m$ (norma ISO 6336-5:2016 [N4]), i 4-6 klasy dokładności wykonania kół (norma PN-ISO 1328-1:2015 [N2]). Uzyskanie wskazanych wartości jest możliwe z wykorzystaniem mechanicznej obróbki wykańczającej. W tym celu zestaw przygotowanych kół zębatych został poddany obróbce szlifowania obwiedniowego, poprzedzonej obróbką cieplno-chemiczną zgodnie z warunkami jej przeprowadzenia przedstawionymi w podrozdziale 8.1, przy wydłużeniu czasu nawęglania do 5 h. Następnie z wykorzystaniem obróbki elektroerozyjnej nacięto wielowypusty ewolwentowe. Wymienione zabiegi przeprowadzono w firmie LUKA Group Sp. z o. o. Bazą obróbczą dla procesu wykończenia wieńca zębatego, był uprzednio szlifowany otwór piasty, który zarazem posłużył do wykonania wielowypustu ewolwentowego. Obraz koła zębatego na poszczególnych etapach procesu technologicznego jego wytwarzania zilustrowano na rys. 9.7.



Rys. 9.7. Obraz koła zębatego w kolejnych etapach procesu technologicznego opartego o proces wytwarzania SLM

W celu weryfikacji efektów realizacji poszczególnych etapów procesu obróbki wykańczającej przeprowadzono pomiary wybranych parametrów chropowatości bocznych zębów z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego KEYENCE VHX 7000. Pomiary chropowatości zrealizowano na czterech wybranych zębach (po trzy linie pomiarowe na każdym zębie), zaznaczonych czerwoną czcionką na rys. 9.8. Sposób rozmieszczenia kolejnych linii pomiarowych przedstawiono na rys. 9.8b. Ich kierunek jest zgodny z kierunkiem wytwarzania.



Rys. 9.8. Widok: a) rozmieszczenie zębów wytypowanych do pomiaru chropowatości, b) rozmieszczenia kolejnych linii pomiarowych na powierzchni bocznej zęba

Dla wyodrębnienia profilu chropowatości spośród zarejestrowanego przebiegu zastosowano filtr λ_c oraz λ_s , o wartościach zgodnych z normą PN-EN ISO 4287:1999 [N12]. Na jej bazie obliczono również wartości średniej arytmetycznej rzędnych profilu Ra, a także

największą wysokość profilu Rz. Długość odcinka pomiarowego przyjęto jako 5-cio krotność długości odcinka elementarnego, równego co do wartości λ_c . Obrazy powierzchni bocznych zębów kół zębatych wytwarzanych techniką SLM i metodą obwiedniową (nacinanie i szlifowanie obwiedniowe uzębienia) przedstawiono na rys. 9.9. Analiza zarejestrowanych obrazów powierzchni bocznych poszczególnych zębów kół zębatych wytwarzanych przyrostowo wykazała, że w stanie po wydruku, a także po obróbce WO boki zębów charakteryzują się rozwiniętą strukturą geometryczną. Zaobserwowano liczne cząstki ziaren nadtopionego proszku, pozostałego po procesie wytwarzania SLM. Ponadto wyraźnie widoczne pozostają granice kolejno przetapianych warstw proszku (zaznaczone na rys. 9.9a czerwonymi liniami kreskowymi). Obróbka WO spowodowała nieznaczne wyrównanie powierzchni na skutek jej utlenienia, jednak defekty w postaci nadtopionych ziaren proszku wciąż są widoczne (rys. 9.9b). Przeprowadzenie procesu szlifowania obwiedniowego wpłynęło na zmniejszenie chropowatości powierzchni bocznych zębów (rys. 9.9c-d), na których stwierdzono obecność rys szlifierskich ułożonych wzdłuż linii zęba.



Rys. 9.9. Widok powierzchni bocznych kół wytwarzanych z wykorzystaniem techniki SLM w stanie: a) po wydruku, b) po obróbce WO, c) po obróbce wykańczającej, d) powierzchnia boczna zęba koła zębatego wytworzonego konwencjonalnie

Wartości średnie parametrów Ra i Rz otrzymane z wszystkich pomiarów przeprowadzonych na wybranych czterech zębach kół wytworzonych przyrostowo i konwencjonalnie przedstawiono na wykresach (rys. 9.10). Wartości średnie parametrów chropowatości Ra i Rz dla powierzchni bocznych zębów w stanie po wydruku i obróbce WO przyjmują relatywnie duże wartości, czego spodziewano się już na etapie obserwacji mikroskopowych. Wartość odchyleń standardowych świadczy o dużym zróżnicowaniu wyniku pomiarów chropowatości, które przypisuje się nadtopionym cząstkom proszku, a także widocznym granicom przetopionych warstw. Szlifowanie obwiedniowe spowodowało obniżenie parametru Rz do wartości zalecanej przez normę ISO 6336-5:2016 [N4]. Wartości obu rozpatrywanych parametrów chropowatości Ra i Rz dla kół wytwarzanych techniką SLM w stanie po obróbce wykańczającej są nieznacznie wyższe w stosunku do kół konwencjonalnych.



Rys. 9.10. Wykresy przedstawiające wyniki wartości średnich parametrów Ra i Rz dla rozpatrywanych stanów powierzchni bocznych zębów

Kolejny etap badań dotyczył określenia klasy dokładności wykonania kół, a także ich zależności od zastosowanych zabiegów postprocesowych. W tym celu wykonano pomiary kół zębatych wytwarzanych przyrostowo w dwóch stanach: po WO oraz obróbce wykańczającej. Pomiary zrealizowano zgodnie z zaleceniami normy PN-ISO 1328-1;2:2015 [N2] za pomocą maszyny współrzędnościowej Hexagon Dea Global Performance znajdującej się w firmie LUKA. Wielkości, które określano podczas pomiarów to:

- odchyłka podziałki w przekroju normalnym f_p największa różnica między wartością podziałki teoretycznej, a rzeczywistej;
- odchyłka sumaryczna podziałek (błąd skumulowany) F_p różnica między maksymalnym, a minimalnym błędem podziałki względem wartości teoretycznej mierzonej przez trzy zęby (po całym obwodzie koła, 16 pomiarów);
- błąd równomierności podziałek f_u maksymalna różnica między rzeczywistą wartością sąsiednich podziałek;
- bicie promieniowe uzębienia F_r różnica między maksymalnym i minimalnym odchyleniem środka okręgu wpisanego we wrąb względem środka otworu piasty;
- odchylenie profilu zęba w przekroju normalnym $f_{f\alpha}$;
- odchyłka całkowita profilu zębów w przekroju normalnym F_α;
- $\quad odchyłka \, nachylenia \, profilu zęba \, f_{H\alpha} .$

Wartości błędów zestawiono w dwóch grupach. Pierwsza z nich zawierała błędy związane z podziałką, a także biciem promieniowym. Druga zawierała odchyłki profilu zęba. Pomiarów dokonano dla lewej oraz prawej powierzchni bocznej zębów. Na bazie określonych wartości poszczególnych błędów wyznaczono klasy dokładności wykonania badanych kół.

Tabela 9.4. Zestawienie	wartośc	i błędów podz	ziałki ora	az bicia promie	niowego	o dla kół zęba	tych w sta	nie przed i po
obróbce wyk	ańczając	ej wytworzor	nych z w	ykorzystaniem	techniki	i SLM		
		Klasa		Klasa		Klasa		Klasa

Stan koła	[mu] dJ	Klasa dok. na bazie fp	Fp [um]	Klasa dok.na bazie Fp	fu [um]	Klasa dok. na bazie fu	Fr [um]	Klasa dok. na bazie Fr
Po wydruku (pow. lewa)	52,5	11	80,6	10	70,2	11	112.6	11
Po wydruku (pow. prawa)	34,7	10	87,9	10	41,6	10	112,0	11
Po obróbce wykańczającej (pow. lewa)	3,2	4	7,5	2	5,2	5	14.6	5
Po obróbce wykańczającej (pow. prawa)	6,8	6	11,8	4	13,3	7	- ,,,	

Wartości przedstawione w tabeli 9.4 wskazują, że koła wytwarzane techniką SLM w stanie po WO, charakteryzują się 10-11 klasą dokładności. Zgodnie z tabelą zawartą w pracy [146] tak niska klasa daje możliwość zastosowania ich w wolnobieżnych przekładniach m.in. maszynach rolniczych, pod warunkiem zmniejszenia do wymaganych wartości parametrów chropowatości powierzchni. Obróbka wykańczająca w postaci szlifowania obwiedniowego wpłynęła na obniżenie klas dokładności do zakresu 2-7. Klasa 7 znajduje się poza zakresem zalecanym przez normę ISO 6336-5:2016 [N4], i występuje ona w odniesieniu do błędu f_u, mierzonego na prawych powierzchniach bocznych zębów. Wartości błędów profilu zęba dla kół zębatych w stanie przed i po obróbce wykańczającej zamieszczono w tabeli 9.5.

Stan koła	f _{ía} [um]	Klasa dok. na bazie f _{fa}	F_{α} [um]	Klasa dok. na bazie F _a	$\mathrm{f}_{\mathrm{H} \alpha}$ [um]	Klasa dok. na bazie ${ m f}_{{ m H}lpha}$
Po wydruku (pow. lewa)	5,9	5	14,6	7	6,6	6
Po wydruku (pow. prawa)	5,1	5	11,4	6	10,3	8
Po obróbce wykańczającej (pow. lewa)	4,5	4	13,6	7	9,5	7
Po obróbce wykańczającej (pow. prawa)	5,1	5	12,1	7	8,8	7

Tabela 9.5. Zestawienie wartości błędów profilu zęba dla kół zębatych w stanie przed i po obróbce wykańczającej wytworzonych z wykorzystaniem techniki SLM

Wyznaczone klasy dokładności wykonania wytworzonych przyrostowo i poddanych wyżarzaniu odprężającemu kół zębatych wskazują na zadawalającą dokładność odwzorowania zarysu ewolwentowego powierzchni bocznej zębów podczas opracowywania ich modelu bryłowego. Uzyskane klasy dokładności mieszczą się w zakresie od 5 do 8, a po obróbce wykańczającej koła zaliczone zostały do klasy 7. W przypadku kół zębatych wytwarzanych technikami konwencjonalnymi, klasy dokładności wykonania mieszczą się w przedziale 5-7.

Analiza otrzymanych wartości parametrów struktury geometrycznej kół zębatych wytwarzanych techniką SLM w stanie po wydruku wskazuje na konieczność zastosowania obróbki wykańczającej w celu nadania im cech użytecznych pozwalających na zastosowanie w mechanizmach przekładniowych. W przypadku rozpatrywanych kół typu C-PT

wytwarzanych techniką SLM oraz konwencjonalnie, obróbka wykańczająca w postaci szlifowania obwiedniowego wpłynęła pozytywnie na wartości rozpatrywanych parametrów geometrycznych i zapewniła uzyskanie zbliżonych klas dokładności wykonania obydwóch rodzajów kół, a także porównywalne chropowatości powierzchni bocznych zębów.

Z punktu widzenia efektywności kosztowej produkcji, istotną kwestią jest masa materiału potrzebna do wytworzenia docelowego elementu. W przypadku kół wytwarzanych konwencjonalnie, prefabrykat wyjściowy ma kształt walca z naddatkami obróbczymi uwzględniającymi możliwość montażu koła w uchwytach obrabiarki. Przekłada się to na dużą masę prefabrykatu w stosunku do wyrobu końcowego. Zastosowanie podejścia NNS (Near Net Shape) w produkcji kół wytwarzanych przyrostowo, daje możliwość minimalizacji masy materiału potrzebnego do wytworzenia danego elementu, poprzez stosowanie naddatków tylko i wyłącznie wymaganych w zakresie obróbki wykańczającej. W celu określenia masy materiału oszczędzonego dzięki zastosowaniu wytwarzania przyrostowego, przeprowadzono pomiary masy pojedynczego koła zębatego na jego różnych etapach wytwarzania. Uzyskane wyniki przedstawiono na wykresie (rys. 9.11).





Masa prefabrykatu niezbędnego do przeprowadzenia konwencjonalnego procesu wytworzenia badanego koła zębatego wynosi 1617,31 g, a masa koła po obróbce wykańczającej - 460,09 g. Różnica między tymi wartościami wynosi 1157,22 g. W przypadku wytwarzania techniką SLM, koło po procesie wydruku posiada masę 596,74 g, czyli prawie trzykrotnie mniejszą w stosunku do konwencjonalnego prefabrykatu. Po przeprowadzeniu obróbki wykańczającej koło SLM charakteryzuje się masą niższą o 138,09 g, z czego ponad połowa to masa struktur podporowych, zatem w rozpatrywanym przypadku zastosowanie

techniki SLM pozwala na oszczędność ponad 1 kg stali 21NiCrMo2. Ponadto poza materiałem przeznaczonym na naddatki materiałowe, niewykorzystany proszek, który należy uznać za materiał oszczędzony może zostać użyty ponownie w kolejnym procesie produkcyjnym, co potwierdzają m.in. wyniki badań zamieszczone w pracy [208].

9.3. Badania strukturalne kół zębatych wytworzonych techniką SLM

9.3.1. Badania porowatości

Jedną z wad techniki SLM jest porowatość, której poświęcono więcej uwagi na etapie doboru parametrów wytwarzania, w szczególności w podrozdziale 7.2.1. W odniesieniu do wytworzonych kół zębatych już na etapie badań chropowatości stwierdzono na powierzchniach bocznych zębów obecność niewielkich ubytków materiału. Lokalizację i postać tych ubytków w jednym z badanych kół po obróbce wykańczającej zilustrowano na rys. 9.12. Zjawiska tego nie obserwowano bezpośrednio po wydruku i po wyżarzaniu odprężającym.



Rys. 9.12. Widok powierzchni bocznej zęba koła wytwarzanego techniką SLM z zaznaczonymi defektami w postaci porowatości otwartej

Część zlokalizowanych pustek była wypełniona ziarnami proszku pozostałymi po procesie stapiania materiału. Ich nieregularny kształt, a także losowe rozmieszczenie daje podstawy do powiązania ich obecności z porowatością materiału, towarzyszącą wytwarzaniu przyrostowemu techniką SLM. W celu przeprowadzenia głębszej analizy, a także określenia

genezy powstawania tych wad powierzchniowych przeprowadzono badania strukturalne trzech wytworzonych kół zębatych. W tym celu ich wieńce zębate podzielono na wycinki: zęby od 1 do 4 - wycinek I, od 5 do 8 – wycinek II, od 9 do 12 – wycinek III i od 13 do 16 – wycinek IV (numeracja zębów wg. rys. 9.8a). Następnie wycinki te, zgodnie z rys. 9.13, przecięto w:

- płaszczyźnie prostopadłej do osi obrotu koła (płaszczyzna XY), w połowie szerokości wieńca zębatego,
- płaszczyźnie symetrii pojedynczego zęba (płaszczyzna YZ).



Rys. 9.13. Powierzchnie obserwacji kół zębatych wytwarzanych przyrostowo podczas badań strukturalnych

przekroje zębów zainkludowano, a następnie przygotowano Otrzymane zgłady metalograficzne, które poddano obserwacji z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego KEYENCE VHX-7000. Na rys. 9.14a-d zestawiono obrazy struktury materiału poszczególnych wycinków wieńca zębatego jednego z trzech analizowanych kół. Rozkład porowatości wewnątrz struktury koła był nierównomierny. W obrębie wycinków wieńców zamieszczonych na rys. 9.14a-b odnotowano większą liczbą defektów w postaci porów w obu rozpatrywanych płaszczyznach w odniesieniu do pozostałej części koła. Nie stwierdzono natomiast zależności między wielkością pustek, a miejscem ich usytuowania. Jak powszechnie wiadomo, obecność porowatości materiału nie jest korzystna z punktu widzenia wytrzymałości zmęczeniowej, jednak na tym etapie procesu technologicznego próba zmniejszenia ich występowania, m.in. przez zastosowanie prasowania izostatycznego na gorąco nie jest możliwa z uwagi na skutki tego zabiegu dotyczące właściwości mechanicznych, wysoce prawdopodobnej deformacji i utlenienia powierzchni koła. W celu ustalenia przyczyny powstawania porowatości w obrębie wieńca zębatego przeprowadzono dalsze badania mikroskopowe.



Rys. 9.14. Obrazy struktury koła zębatego wytwarzanego techniką SLM w stanie po obróbce wykańczającej w płaszczyźnie XY i YZ, a) wycinek I, b) wycinek II, c) wycinek III, d) wycinek IV

Szczegółowa analiza obrazów zgładów nietrawionych wycinków wykazała, że w zębach charakteryzujących się największym udziałem porowatości, część pustek ma bezpośredni

kontakt z powierzchnią czynną zęba. W ich wnętrzu zlokalizowane były cząstki materiału w postaci nadtopionych ziaren proszku, co tłumaczy częściowe wypełnienie pustek otwartych podczas obróbki wykańczającej. Cząstki te mogą być wypłukiwane przez czynnik smarujący, a w następstwie zintensyfikować proces zużywania ściernego powierzchni czynnych współpracujących zębów. Można doszukać się również pozytywnego aspektu obecności porów otwartych, związany z możliwością ich wypełniania podczas pracy przekładni olejem. Przypisanie im funkcji tzw. "mikrozbiorników" oleju zostało oparte na bazie pracy [182]. Nieregularny kształt pustek, wypełnionych miejscami nadtopionymi cząstkami proszku wskazuje na występowanie w obrębie wieńca zębatego porowatości typu LOF (rys. 9.15). Jak wspomniano w rozdziale 7 występowanie tego typu defektów związane jest z zastosowaniem niewystarczającej wartości objętościowej gęstości energii naświetlania (VED).



Rys. 9.15. Obrazy struktury zęba koła zębatego wytwarzanego techniką SLM z wyszególnionymi obszarami objętymi występowaniem defektów typu LOF, a także porami otwartymi

Obserwowane pory otwarte, określane niekiedy jako porowatość efektywna ([187]) powstały na skutek obróbki wykańczającej w postaci szlifowania obwiedniowego wytworzonych przyrostowo kół zębatych, zgodnie z mechanizmem zobrazowanym na rys. 9.16. Do zajścia opisanego zjawiska istnieje konieczność obecności porowatości zlokalizowanej tuż pod powierzchnią boczną zębów, na głębokości zbliżonej do wartości naddatku na obróbkę wykańczającą (rys. 9.16a). Usunięcie materiału (rys. 9.16b) powoduje otwarcie porowatości (rys. 9.16c), co ujawniono podczas obserwacji mikroskopowych. Szlifowanie obwiedniowe, oprócz otwarcia części porów podpowierzchniowych sprawia, że część defektów usytuowanych przed szlifowaniem głębiej, znajduję się w położeniu podpowierzchniowym.



Rys. 9.16. Schemat mechanizmu powstawania porów otwartych na powierzchniach bocznych zębów kół wytwarzanych techniką SLM

W celu określenia wartości porowatości w badanych kołach zębatych przeprowadzono pomiary procentowego udziału pustek w stosunku do pola powierzchni rozpatrywanego przekroju. Pomiary te przeprowadzono dla poszczególnych wycinków koła w pł XY i YZ (zgodnie z rys. 9.13). Wyniki wyliczonych wartości pomiarów porowatości zestawiono i przedstawiono na wykresie radarowym (rys. 9.17), który umożliwia zobrazowanie nierównomierności rozkładu wartości porowatości na obwodzie wieńca zębatego. Zorientowanie wycinków koła jest zgodne z ułożeniem elementu na powierzchni platformy roboczej. Linią kreskową zaznaczono dopuszczalną wartość porowatości P_ρ = 0,3% przyjętą podczas procesu doboru parametrów laserowego naświetlania.



Rys. 9.17. Wykres radarowy przedstawiający średnią wartość udziału pustek w strukturze koła zębatego wytwarzanego techniką SLM ze stali 21NiCrMo2

W obserwowanych za pomocą mikroskopu świetlnego zgładach przekrojów kół zębatych średnie wartości udziału pustek mieszczą się w zakresie 0,35-0,60%, a tym samym są wyższe niż dopuszczalna wartość określona na potrzeby procesu doboru parametrów. Rozbieżności tej należy doszukiwać się w złożoności kształtu koła zębatego i w warunkach naświetlania odmiennych od elementów modelowych. Większa objętość kół i pól powierzchni naświetlanych obszarów musi skutkować różnicami wartości i rozkładach temperatury, w odniesieniu do modelowych sześciennych próbek o wymiarach 10 mm x 10 mm x 10 mm. Największą wartością porowatości odznaczają się części wieńca oznaczone jako wycinki I i II. Ponadto należy zaznaczyć, że lokalnie porowatość w wycinku wzrastała do prawie 1%. Tak nierównomierny rozkład pustek na obwodzie wieńca zębatego zapewne będzie miał znaczący zintensyfikowanie zużywania wpływ na procesu koła zębatego w miejscach charakteryzujących się wyraźnie większymi skupiskami pustek. Nierównomierność ich rozkładu skojarzono również z obecnością wzmożonej liczby odprysków zaobserwowanych podczas procesu wytwarzania. Ich większa liczba ma związek ze znacznie większym polem powierzchni naświetlania. Część odprysków nie zostawała odprowadzana przez gaz osłonowy poza łoże proszkowe, a tym samym pozostawała w przestrzeni otaczającej obszar przetapianej warstwy jak również w jego wnętrzu. Na skutek tego w nowo rozprowadzonej warstwie proszku mogły zostać wprowadzane zaburzenia ułożenia cząstek proszku. Taki stan rzeczy,

a także ponowne przetopienie odprysków mogły przyczynić się do lokalnego wzrostu udziału pustek. Podsumowując, większe wartości udziału pustek w stosunku do modelowych próbek materiałowych, a także ich nierównomierny rozkład mogą wynikać z:

- odmiennych warunków prowadzenia procesu stapiania proszku w wyniku dostarczania takiej samej wartości gęstości energii wiązki laserowej do większej objętości materiału kół zębatych w stosunku do próbek modelowych,
- zintensyfikowania powstawania odprysków w wyniku naświetlania znacznie większej powierzchni koła w stosunku do próbek modelowych,
- nierównomierności przepływu gazu osłonowego, a tym samym problemu z odprowadzeniem powstałych odprysków z obszaru naświetlanego.

Problem przepływu gazu osłonowego w maszynie SLM 125HL został rozwiązany w jej późniejszych wersjach przez wprowadzenie dodatkowego źródła nadmuchu. Wzrost porowatości w elementach o dużych rozmiarach wciąż wymaga większej uwagi, a także przeprowadzenia dodatkowych badań w tym obszarze w celu rozwiązania tego problemu w przyszłości.

9.3.2. Badania mikrostrukturalne

Kolejnym etapem badań kół zębatych wytwarzanych techniką SLM była analiza mikrostrukturalna. Przeanalizowano obrazy struktur materiału koła po procesie obróbki cieplno-chemicznej i mechanicznej obróbki wykańczającej. Podczas badań nie stwierdzono różnic w obrazach mikrostruktur w obrębie poszczególnych zębów na obwodzie wieńca zębatego. Dlatego na rys. 9.18-9.19 przedstawiono pojedyncze, reprezentatywne obrazy zgładów.

Wytrawione zgłady metalograficzne ukazały wyraźnie zarysowaną warstwę o odmiennej mikrostrukturze, będącą skutkiem procesu nawęglania i hartowania materiału. Jej grubość jest równomierna na powierzchniach bocznych zębów i w dnie wrębu z lokalnie większym udziałem powierzchniowym w okolicach wierzchołka zęba, co ma to związek z brakiem obróbki wykańczającej na średnicy wierzchołków zębów. W obszarze wielowypustu ewolwentowego odmienna mikrostruktura występuje jedynie na jego wierzchołkach, co związane jest z kolejnością zastosowanych procesów technologicznych. Pomimo braku występowania warstwy utwardzonej na powierzchniach czynnych wielowypustu, nośność połączenia została zaprojektowana na dwukrotnie większe obciążenia niż wartości planowane podczas badań zmęczeniowych. W strukturze wycinka wieńca stwierdzono obecność porowatości, której analiza została przeprowadzona w podpunkcie 9.3.1.



Rys. 9.18. Obraz mikrostruktury wycinka koła zębatego wytwarzanego techniką SLM w stanie po obróbce cieplno-chemicznej i mechanicznej obróbce wykańczającej powierzchni bocznych zębów

Obraz mikrostruktury pojedynczego zęba zamieszczono na rys. 9.19a-d. Wyraźnie zarysowana warstwa utwardzona na skutek nawęglania i hartowania została zaznaczona linią kreskową na rys. 9.19a. W warstwie tej struktura przyjmuje postać drobnoziarnistego martenzytu listwowego z widocznymi jasnymi mikroobszarami austenitu szczątkowego (rys. 9.19b.



Rys. 9.19. Obrazy mikrostruktury: a) zęba koła wytwarzanego techniką SLM, b) warstwy utwardzonej, c) WW, strefy przejściowej i rdzenia, d) mikroobszaru zarejestrowanego na jednym z analizowanych zębów

Gradację rozmiaru ziaren mikrostruktury i obraz płynnej zmiany struktury w strefie umocnionej i bezpośrednim jej sąsiedztwie przedstawiono na rys. 9.19c. Wyróżniono na nim strefę warstwy wierzchniej, strefę przejściową oraz rdzeń, w którym mikrostruktura przyjmuje postać martenzytu niskowęglowego. Obserwowane zróżnicowanie struktur zapewnia uzyskanie twardej warstwy wierzchniej zdolnej przenieść duże wartości naprężeń stykowych oraz plastycznego rdzenia poprawiającego wytrzymałość na obciążenia dynamiczne. Na rys. 9.19d przedstawiono mikroobszar w postaci anomalii mikrostrukturalnej, która jasno wskazuje na utrzymywanie się tego typu zjawisk, które zostały pierwszy raz zaobserwowane na etapie doboru parametrów w rozdziale 7.

9.3.3. Pomiary twardości

Ujawnione zmiany mikrostruktury w przekroju poprzecznym wieńca zębatego znalazły swoje odzwierciedlenie w wynikach pomiarów i rozkładach twardości materiału. W celu uzupełnienia danych służących zdefiniowaniu właściwości warstwy wierzchniej przeprowadzono pomiary twardości zębów wytworzonych przyrostowo i konwencjonalnie. Pomiarów dokonano na trzech różnych zebach, po jednym dla każdego z trzech badanych kół zębatych wytworzonych techniką konwencjonalną, a także po jednym z trzech kół wykonanych z wykorzystaniem techniki SLM. Pomiar twardości był przeprowadzany w szeregach prostopadłych do stycznych poprowadzonych przez cztery punkty powstałe w wyniku przecięcia zarysu zęba z poszczególnymi średnicami: 1 mm poniżej głowy zęba, w połowie wysokości głowy zęba ($h_a/2$), na średnicy podziałowej i w połowie wysokości stopy zęba ($h_f/2$).

Rozmieszczenie punktów pomiarowych, a także zobrazowanie wybranego przekroju zęba po przeprowadzonych pomiarach twardości przedstawiono na rys. 9.20a-c. Odległości między punktami pomiarowymi zostały określone na podstawie wielkości przekątnych odcisków próbnych. Badania przeprowadzono z wykorzystaniem mikrotwardościomierza Struers DURA SCAN 70.



Rys. 9.20. Widok: a) rozmieszczenia pomiarów na zarysie zęba, b) odległości między pomiarami, c) przekroju zęba po badaniu twardości

Na podstawie zbioru przeprowadzonych pomiarów twardości do głębokości około 2,6 mm od powierzchni bocznej zębów wyznaczono ich wartości średnie i na tej podstawie przeprowadzenia analizę porównawczą uzyskanych wyników. Wyniki zestawiono na rys. 9.21a-b. Zarejestrowane maksymalne wartości twardości warstwy wierzchniej są większe w przypadku kół zębatych wytworzonych techniką SLM, średnio o 6,3%, co jest wartością dwukrotnie większą niż w przypadku badań modelowych próbek materiałowych. Rdzenie zębów kół wytworzonych techniką SLM charakteryzują się mniejszą twardością, wynoszącą od 330 HV1 do 420 HV1 w porównaniu z wartościami od 400 HV1 do 450 HV1 dla kół wytworzonych konwencjonalnie. Interpretacja uzyskanych wyników pomiarów twardości wymaga jednak uwzględnienia obecności w sąsiedztwie niektórych odcisków, nieciągłości w postaci pustek materiału.



Rys. 9.21. Przebiegi zmian twardości w funkcji odległości od powierzchni bocznych zębów kół wytwarzanych: a) techniką SLM, b) konwencjonalnie

Dla kół zębatych wytworzonych techniką SLM największe wartości twardości uzyskano w pobliżu zarysu zęba, w odległości 1 mm od jego wierzchołka, a najmniejsze - w okolicach połowy wysokości stopy. W kołach wytworzonych konwencjonalnie nie odnotowano znaczącej rozbieżności wartości twardości na całej wysokości zęba. Zaobserwowane nieznaczne różnice wartości twardości zębów po zastosowaniu dwóch różnych procesów wytwarzania badanych kół, wynikają najprawdopodobniej ze zróżnicowania mikrostruktur obserwowanych w materiałach elementów modelowych po obróbce cieplno-chemicznej. Grubości warstwy utwardzonej o minimalnej twardości 550 HV1 mieszczą się w zakresach odpowiednio: dla kół SLM od 0,75 mm do 0,90 mm, a dla kół wytworzonych techniką konwencjonalną od 0,82 mm do 0,90 mm, a tym samym spełniono wymogi normy ISO 6336-5:2016 [N4] w tym zakresie $(0,15 \cdot m \le Eht_{F opt} < 0,2 \cdot m)$.

9.4. Podsumowanie procesu technologicznego wytwarzania kół zębatych ze stali 21NiCrMo2 techniką SLM

Zrealizowany w tym rozdziale zakres badań pozwolił na wytworzenie kół zębatych typu CP-T w oparciu o proces technologiczny bazujący na technice SLM. Zastosowana metoda opracowania modelu bryłowego CAD umożliwiła odwzorowanie zarysu powierzchni bocznej zęba naciętego z wykorzystaniem techniki skrawania obwiedniowego. Zapewniło to możliwość wykorzystania w przypadku dwóch zastosowanych procesów technologicznych tej samej wartości naddatków materiałowych, a także wykorzystania tej samej metody obróbki wykańczającej (szlifowania obwiedniowego). Uzyskanie zbliżonych parametrów geometrycznych kół zębatych w zakresie dokładności pomiarowej jak i chropowatości powierzchni bocznych zębów umożliwiły przeprowadzenie porównawczych badań zmęczeniowych, będących uzupełnieniem kryteriów oceny przydatności techniki SLM produkcyjnym omawianych elementów. Niewątpliwe w procesie podsumowanie przeprowadzonych prac stanowi zamieszczone w tabeli 9.6 zestawienie parametrów procesowych, a także wartości wybranych właściwości mechanicznych kół zębatych wytworzonych techniką SLM.

Opis czynności/parametru/urządzenia	Metoda/wartość				
Wykorzystanie proszku stali 21NiCrMo2 o określonym rozkładzie wielkości cząstek, kulistości, wydłużeniu i wilgotności	D10=22,57 μm, D50=38,71 μm, D90=58,62 μm Kulistość: 0,97 Wydłużenie 0,11 Wilgotność: <11%				
Opracowanie modelu bryłowego CAD wytwarzanego koła zębatego	Naddatki materiałowe: - powierzchnia boczna zęba 0,2 mm, - pozostałe powierzchnie: 1 mm, - brak naddatku na średnicach wierzchołków oraz den wrębu.				
Maszyna wykorzystana do procesu wytworzenia kół zębatych	SLM 125HL				
Użyta grupa parametrów wytwarzania	$P_L = 240 \text{ W}, v_s = 600 \text{ mm/s}, h_d = 0,10 \text{ mm},$ $t_L = 0,03 \text{ mm}, \text{VED} = 133,3 \text{ J/mm}^3$				
Przeprowadzenie procesu wyżarzania odprężającego przed odcięciem elementu o platformy	Parametry obróbki: Nagrzewanie elementów razem z piecem do temp 650°C., wytrzymanie w tej temperaturze przez 1,5 h, chłodzenie z piecem.				
Przeprowadzenie procesu odcięcia od platformy	Elektrodrążarka drutowa (WEDM)				
Usunięcie struktur podporowych oraz nadanie wymiarów gabarytowych	Tokarka uniwersalna				
Przeprowadzenie procesu obróbki cieplno- chemicznej (nawęglanie w proszku węglowym, hartowanie i odpuszczanie)	Nawęglanie w proszku: 920°C (5 h) Hartowanie (w oleju): 850°C Odpuszczanie niskie: 190°C (1 h i 30 min)				
Szlifowanie otworu pod wykonanie wielowypustu	Szlifierka uniwersalna				
Obróbka wykańczająca wieńca zębatego z bazowaniem na otworze szlifowanym	Szlifowanie obwiedniowe				
Wykonanie wielowypustu ewolwentowego z bazowaniem na otworze szlifowanym	Elektrodrążarka drutowa (WEDM)				
Uzyskane klasy dokładności wykonania wg. PN-ISO 1328-1;2:2015	2-7				
Chropowatość powierzchni bocznych zębów	$Ra = 0.62 \pm 0.04 \ \mu m$				
oznaczona wg. PN-EN ISO 4287:1999	$Rz = 2,93 \pm 0,22 \ \mu m$				
Twardość maksymalna powierzchni bocznej zęba PN-EN ISO 6507-1:2018	755 ±5 HV1				
Grubość warstwy utwardzonej	0,75-0,9 mm				
Porowatość materiału kół zębatych	0,35-0,60%				

Tabela 9.6. Opis poszczególnych procesów technologicznych wytwarzania kół zębatych techniką SLM wraz z wartościami wybranych właściwości użytkowych

Przedstawione w tabeli 9.6 dane stanowią zestaw informacji dotyczących procesu technologicznego wytwarzania kół zębatych w oparciu o technikę przyrostową. W odróżnieniu od tradycyjnego procesu technologicznego, w metodzie SLM została wyeliminowana konieczność zastosowania maszyny specjalistycznej umożliwiającej nacięcie wieńca zębatego (np. obrabiarki obwiedniowej). Jest to niewątpliwa zaleta z punktu widzenia elastyczności procesu produkcji. Ponadto przeprowadzony przegląd literatury wykazał, że istnieje możliwość prowadzenia obróbki wykańczającej wytworzonych przyrostowo kół zębatych za pomocą urządzeń posiadających małą wrażliwość na zmianę parametrów wymiarowych koła. Daje to perspektywę uzyskania zdolności do wytwarzania kół zębatych o odpowiednich właściwościach użytkowych z wykorzystaniem maszyn uniwersalnych. Takie połączenie wydaje się być korzystne z punktu widzenia efektywności ekonomicznej, szczególnie w zakresie produkcji jednostkowej.

10. Badanie zmęczeniowej trwałości stykowej

10.1. Metodyka badań zmęczeniowych

10.1.1. Opis konfiguracji badań zmęczeniowych

Badania zmęczeniowe trwałości stykowej realizowano na stanowisku laboratoryjnym pracującym w układzie mocy zamkniętej, którego dokładny opis został przedstawiony w rozdziale 6. Widok wnętrza korpusu badanej przekładni, miejsce oraz sposób montażu kół zębatych przedstawiono na rys. 10.1. Koło badane (1) i koło bierne (2) osadzone są na wielowypustach wałów napędowych (3), (4) i ustalone poosiowo za pomocą tulei dystansowych (5) oraz nakrętek łożyskowych KM (6) z podkładkami MB (7). Wymagana odległość między osiami wałów wynosi 91,5 mm i ustalana jest za pomocą mechanicznego układu regulacji z czujnikiem cyfrowym zamontowanym po stronie koła biernego. Przekładnia jest smarowana poprzez podanie cieczy smarującej z dyszy (8) znajdującej się nad miejscem zazębienia w korpusie przekładnia.



Rys. 10.1. Widok: a) wnętrza przekładni na stanowisku badawczym, b) zamontowanego koła badanego na wale przekładni, 1 – koło badane, 2 - koło bierne, 3,4 – wały napędowe, 5 – tuleje dystansowe, 6 – nakrętka łożyskowa KM, 7 – podkładka łożyskowa MB, 8 – dysza olejowa

W badaniach zastosowano olej hydrauliczny przekładniowy Revline KRATOS UTTO 10W-40. Typ oleju wybrano na podstawie obecnych trendów w konstrukcjach maszyn inżynieryjnych i rolniczych, w których częstym rozwiązaniem jest wykorzystywanie tego samego rodzaju oleju w układzie hydraulicznym oraz układzie smarowania przekładni. Dokładne parametry fizykochemiczne cieczy smarującej zestawiono w tabeli 10.1.
Nazwa parametru	Wartość
Lepkość kinematyczna w 100°C	14,2 mm ² /s
Lepkość kinematyczna w 50°C	61,2 mm ² /s
Wskaźnik lepkości	135
Klasa API	GL-4
Klasa SAE	10W-40
Temperatura płynięcia	-33°C
Liczba zasadowa	10 mgKOH/g

Tabela 10.1. Parametry fizykochemiczne oleju zastosowanego w badaniach - Revline KRATOS UTTO 10W-40

Badania prowadzone były w dwóch konfiguracjach, rozróżniając rodzaje kół badanych. Kołami biernymi były koła wytwarzane z wykorzystaniem metody konwencjonalnej (frezowanie i szlifowanie obwiedniowe), natomiast kołami badanymi w pierwszym wariancie były koła wytworzone z wykorzystaniem techniki SLM, a w drugim wariancie – koła wytworzone konwencjonalnie (frezowanie i szlifowanie obwiedniowe). Na rys. 10.2 przedstawiono schemat układu badawczego wraz z wyróżnionym obszarem rozpatrywanego systemu tribologicznego.



Rys. 10.2. Schemat układu badawczego z wyróżnionym systemem tribologicznym

Do wyróżnionego systemu tribologicznego wewnątrz obwiedni będącej granicą systemu, należą dwie współpracujące powierzchnie boczne kół zębatych E1 i E2. Mechaniczne właściwości wytrzymałościowe, właściwości strukturalne, a także cechy geometryczne kół zębatych zostały przedstawione w poprzednich rozdziałach. Między powierzchniami czynnymi znajduje się ciecz smarująca L o parametrach przedstawionych w tabeli 10.1. Ponadto wyróżniono również atmosferę A, która jest mieszaniną substancji smarującej oraz powietrza.

Wartości naprężeń stykowych generowanych na powierzchniach czynnych zębów podczas badań trwałości zmęczeniowej wyznaczono z wykorzystaniem norm PN-ISO 6336-2:2000 [N3] i ISO 6336-5:2016 [N4]. Obliczenia maksymalnej wartości naprężeń stykowych σ_{Hn} (n=1,2) rzeczywistego zazębienia przeprowadzono w oparciu o zależność:

$$\sigma_{Hn} = Z_{B/D} \sigma_{HOn} \sqrt{K_A K_v K_{H\beta} K_{H\alpha}}$$
(10.1)

gdzie:

- Z_{B/D} współczynnik miarodajnego naprężenia dla: B zębnika, D koła zębatego (biernego),
- σ_{HOn} dopuszczalne naprężenia stykowe dla: n=1 zębnika, n=2 koła zębatego (biernego),
- K_A współczynnik zastosowania uwzględniający zmienność obciążenia zewnętrznego w stosunku do obciążenia nominalnego,
- Kv współczynnik dynamiczny uwzględniający zwiększenie obciążenia z powodu odziaływania wewnętrznego,
- K_{Hβ} współczynnik nierównomiernego rozkładu obciążenia wzdłuż linii styku,

K_{Hα} – współczynnik nierównomiernego rozkładu obciążenia na pary zębów w przyporze.

Wartość naprężeń stykowych obliczono z zależności 10.2:

$$\sigma_{HO} = Z_H Z_\beta Z_E Z_\varepsilon \sqrt{\frac{F_t}{b \cdot d_{1,2}} \cdot \frac{u+1}{u}}$$
(10.2)

gdzie:

- Z_H współczynnik strefy nacisku, uwzględniający krzywizny boków zęba w biegunie zazębienia i przeliczenie siły obwodowej F_t na walcu podziałowym na siłę normlaną do powierzchni zęba na walcu tocznym,
- Z_E współczynnik sprężystości uwzględniający własności materiałowe, moduły sprężystości E₁ i E₂ oraz liczby Poissona v₁ i v₂,
- Z_ε współczynnik przyporu uwzględniający wpływ efektywnej długości linii styku na naprężenia stykowe,
- Z_β współczynnik kąta pochylenia linii zęba uwzględniający kąt pochylenia zęba na naprężenia stykowe,
- Ft nominalna siła obwodowa w przekroju czołowym,
- b nominalna szerokość wieńca zębatego,
- $u=z_2/z_1 przełożenie geometryczne.$

Wyznaczenie wartości poszczególnych współczynników oparto o dane związane z parametrami geometrycznymi kół zębatych, a także zaczerpnięte z tabel i wykresów dostępnych w normach oraz literaturze. Z uwagi na dużą objętość przeprowadzonych obliczeń, nie zamieszczono ich w niniejszym opracowaniu. Wykres zmienności wartości naprężeń stykowych na powierzchniach bocznych koła zębatego badanego oraz biernego w zależności od momentu obciążającego na wale napędowym przedstawiono na rys. 10.3. Ograniczenie wartości momentu do wartości 1000 N·m wynikało z dopuszczalnej wartości naprężeń skręcających dla wykorzystywanego wału napędowego stanowiska.



Rys. 10.3. Wykres przebiegu zmian wartości naprężeń stykowych dla koła badanego i biernego w funkcji momentu obciążającego na wale napędowym

Wartość umownej (bazowej) wytrzymałości zmęczeniowej przyjęto na bazie wykresów zawartych w normie ISO 6336-5:2016 [N4]. Dla stali nawęglanych w zwykłej klasie jakości MQ, odczytano wartość σ_{Hlim} =1500 MPa, jednak podczas badań własnych zdecydowano o prowadzeniu badań w zakresie ograniczonej trwałości zmęczeniowej. Przyjęto trzy wartości naprężeń stykowych, a tym samym trzy różne wartości momentu napędowego M₁, przy których prowadzono badania trwałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych. Były to:

- − poziom I (M₁ = 321 N·m, σ_{H1} = 1683 MPa),
- − poziom II ($M_1 = 366 \text{ N} \cdot \text{m}, \sigma_{H1} = 1807 \text{ MPa}$),
- − poziom III ($M_1 = 411 \text{ N} \cdot \text{m}$, $\sigma_{H1} = 1904 \text{ MPa}$).

Badania prowadzono przy prędkości obrotowej silnika napędowego wynoszącej 2200 obr/min., co przy przełożeniu całkowitym stanowiskowej dwustopniowej przekładni

pasowej wynoszącym 1:4,3, zapewniło prędkość obrotową koła napędowego wynoszącą 488,8 obr/min. W czasie badań prowadzono ciągłą rejestrację wartości: prędkości obrotowej silników, ciśnienia i temperatury oleju oraz momentu obrotowego wału napędowego. Przepływ oleju smarującego wynosił 10 l/min, a podczas badań jego temperatura nie przekraczała 60°C. Grubość filmu olejowego wytworzonego podczas badań w miejscu zazębienia wyznaczono na podstawie zależności (10.3) zawartej w pracy [159].

$$\lambda = 1,45\alpha^{0,6}\eta_0^{0,7}\nu^{0,7}r_{w1}E^{0,3}\sin\alpha_w^{1,13}\left(\frac{u}{u+1}\right)^{0,43}Q^{-0,13}$$
(10.3)

gdzie:

- α współczynnik zależny od gatunku oleju (dane literaturowe podają zakres od 1,5 $\cdot 10^{-2}$ do 2,75 $\cdot 10^{-2}$ m²/MN),
- η_0 lepkość dynamiczna (dla oleju Revline KRATOS UTTO 10W-40, η_0 =0,0612 N·s/m²),
- v prędkość obwodowa (v = 1,861 m/s),
- rw1 średnica okręgu tocznego zębnika (rw1 = 36,59 mm)
- E' zastępczy moduł sprężystości (dla stali E' = $2,27 \cdot 10^{11}$ N/mm²),
- α_w kąt przyporu na kole tocznym (dla zębnika α_w = 0,39 rad),
- Q obciążenie jednostkowe (zmienne w zależności od momentu obciążającego [N/m²].

Przyjmując przedstawione powyżej wartości, dla poszczególnych poziomów obciążenia wyznaczono grubości warstwy smarownej, która wynosi:

- dla M₁=321 N·m (poziom I) λ =0,285 μ m,
- dla M₁=366 N·m (poziom II) λ =0,280 μ m,
- dla M₁=411 N·m(poziom II) λ =0,275 μ m.

Wartości $\lambda < 1 \mu m$, zgodnie z informacjami zawartymi w przeglądzie literatury w podrozdziale 3.2, świadczy o warunkach pracy określanych mianem tarcia granicznego. Zestawienie ustalonych warunków badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych zamieszczono w tabeli 10.2.

Parametr	Wartość
Geometria kół badanych	C-PT (dokładne dane geometryczne w tab. 9.2 i 9.3)
	Konfiguracja I: koło badane – SLM, koło bierne – konwencjonalne,
Konfiguracja badań	Konfiguracja II: koło badane – konwencjonalne, koło bierne –
	konwencjonalne,
Ciecz smarująca	Revline KRATOS UTTO 10W-40 (dokładne dane w tabeli 10.1)
Rodzaj smarowania	Smarowanie natryskowe (wydajność 10 l/min)
Poziomy obciążenia	− poziom I (M1 = 321 N·m, σ_{H1} = 1683 MPa),
	– poziom II (M1 = 366 N·m, σ_{H1} = 1807 MPa),
	− poziom III (M1 = 411 N·m, σ_{H1} = 1904 MPa).
Grubość warstwy	– dla M1=321 N·m, $λ$ =0,285 μm,
smarownej w punkcie	- dla M1=366 N·m, λ =0,280 μm,
tocznym	– dla M1=411 N·m, $λ$ =0,275 μm.

Tabela 10.2. Warunki badań stykowej trwałości zmęczeniowej kół zębatych

Jako bazową, przyjęto liczbę cykli obciążenia zębów badanych kół zębatych wynoszącą 5 mln. Pomiary wybranych parametrów ilościowych wykonywano co 1 mln, 2 mln, 3 mln i 5 mln cykli obciążenia. Jako warunek zakończenia badań przyjęto maksymalny procentowy udział wykruszeń w odniesieniu do całkowitej powierzchni bocznej badanych zębów większy lub równy 4% ($A\sigma_H \ge 4\%$) - zgodnie z normą ISO 6336-5:2016 [N4]. W przypadku, gdy podczas pomiarów udział ten był mniejszy, a także gdy nie osiągnięto bazowej liczby cykli, badania kontynuowano. Algorytm badań zmęczeniowej trwałości stykowej kół zębatych przedstawiono na rys. 10.4.



Rys. 10.4. Algorytm badań zmęczeniowej trwałości stykowej kół zębatych

Po osiągnięciu określonej liczby cykli obciążenia przez koło badane następowało zatrzymanie stanowiska i demontaż koła. Przed wykonywaniem pomiarów związanych ze zużywaniem powierzchni bocznej zębów, koła były poddawane 10-minutowej kąpieli w alkoholu izopropylowym z wykorzystaniem myjki ultradźwiękowej w celu usunięcia pozostałej cieczy smarującej, a także innych ciał obcych z powierzchni koła.

10.1.2. Metody rejestracji zmian zmęczeniowych

Do oceny zmian zmęczeniowych postępujących wraz z kolejnymi wartościami cykli obciążenia wykorzystano łącznie trzy parametry ilościowe:

- ubytek masy koła badanego,
- głębokość ubytków na powierzchniach czynnych zębów
- procentowy udział pola powierzchni wykruszeń względem całej rozpatrywanej powierzchni bocznej koła zębatego.

Pomiary masy badanych kół były realizowane z wykorzystaniem wagi AXIS ATA 520 (II klasa dokładności wg. PN-EN 45501), przedstawionej na rys. 10.5. Każdorazowo dokonywano trzykrotnego pomiaru masy, z dokładnością 0,001 g i wyznaczano wartość średnią pomiarów jako wartość reprezentatywną dla danego przypadku. Jako wartość referencyjną przyjęto masę danego koła przed badaniem. Ubytek masy względem wartości referencyjnej wyznaczano z wykorzystaniem zależności (10.4).

$$\Delta m_{KKnm/KSnm} = m_{KKpb/KSpb} - m_{KKnm/KSnm}$$
(10.4)

......

gdzie:

- Δm_{KKmn/KSmn} wartość ubytku masy względem masy początkowej (n numer poziomu obciążenia, m liczba przepracowanych cykli),
- m_{KKpb/KSpb} masa koła (KK koło wytwarzane konwencjonalnie, KS koło wytwarzane z wykorzystaniem techniki SLM) przed badaniem,

m_{KKmn/KSmn} – masa koła po badaniu.



Rys. 10.5. Waga AXIS ATA 520, wykorzystywana do pomiarów ubytku masy kół zębatych

Kolejne parametry oceny ilościowej były szacowane z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego Keyence VHX-7000. Obserwacja powierzchni bocznych zębów była możliwa dzięki wychylnej głowicy mikroskopu (o kąt 15°) wraz z zamontowanym obiektywem (powiększenie x100-x1000), a także kamerą. Do odpowiedniego pozycjonowania koła badanego wykorzystano dedykowany uchwyt wytworzony z wykorzystaniem techniki przyrostowej FDM. Mikroskop wraz z elementem badanym przedstawiono na rys. 10.6.



Rys. 10.6. Mikroskop świetlny Keyence VHX-7000, 1 - wychylna głowica wraz z obiektywem i kamerą, 2 - koło badane, 3 - dedykowany uchwyt do pozycjonowania koła zębatego

Po osiągnięciu przez koło ustalonej liczby cykli, rejestrowano obrazy czterech powierzchni bocznych zębów, równomiernie rozmieszczonych po obwodzie wieńca zębatego (ząb nr 1, 5, 9, 13 – zgodnie z oznaczeniami na rys. 9.8.). Następnie dokonywano zliczania pól powierzchni ubytków powstałych na skutek obciążeń boków zęba z wykorzystaniem oprogramowania mikroskopu. Do wyznaczania procentowego udziału ubytków względem całkowitej powierzchni bocznej zęba brano po uwagę wykruszenia znajdujące się poniżej średnicy podziałowej. Selekcję pola rejestracji oparto o przypisanie większego prawdopodobieństwa inicjacji pęknięć, a w następstwie wyłamania zęba, z ubytków znajdujących się bliżej miejsca występowania maksymalnych naprężeń zginających, czyli stopy zęba. Na rys. 10.7 przedstawiono przykładowy obraz powierzchni bocznej zęba z zaznaczonymi kolorem zielonym wykruszeniami obserwowanymi po badaniach.



Rys. 10.7. Obraz powierzchni bocznej zęba: a) przed pomiarem pola powierzchni wykruszeń, b) z zaznaczonymi wykruszeniami

Oprogramowanie mikroskopu pozwalało uzyskać również wartości pól powierzchni pojedynczych wykruszeń. Na tej podstawie wybierano po 3 ubytki o największym polu powierzchni i prowadzono pomiary związane z ich głębokością. Dzięki rejestracji obrazu największych wykruszeń w dużym powiększeniu (rys. 10.8b), uwzględniając kompozycję głębi, istniała możliwość utworzenia trójwymiarowego modelu 3D (rys. 10.8a). Następnie dzięki cyfrowym narzędziom pomiarowym dostępnym w oprogramowaniu mikroskopu wykonywano przekrój trójwymiarowego modelu (rys. 10.8c), na którym prowadzono pomiar

maksymalnej głębokości ubytku względem powierzchni bocznej zęba nieobjętej uszkodzeniem. Z odnotowanych wyników pomiarów obliczano wartość średnią.



Rys. 10.8. Metodyka pomiaru głębokości wykruszeń z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego, a) model 3D wykruszenia, b) widok wykruszenia w powiększeniu z zaznaczoną linią przekroju, c) przekrój prostokątny wykruszenia z zaznaczonym pomiarem głębokości (linia profilowa)

Na podstawie otrzymanych wyników pomiarów przeprowadzono analizę porównawczą zmian zmęczeniowych na powierzchniach bocznych zębów między danymi uzyskanymi dla kół wytwarzanych konwencjonalnie oraz kół wytworzonych z wykorzystaniem techniki SLM.

10.2. Analiza wyników badań kół wytworzonych konwencjonalnie

Koła typu C-PT, na których prowadzono badania zmęczeniowej trwałości stykowej powierzchni bocznej zębów, poddano pomiarom masy w celu określenia ubytku materiału na skutek procesów zużyciowych zachodzących podczas współpracy powierzchni bocznych zębów. Przyjęcie tej metody jest zasadne, gdyż obejmuje proces zmiany masy w ujęciu globalnym i stanowi swego rodzaju uzupełnienie badań mikroskopowych. Po osiągnięciu ustalonych wartości cykli pracy na danym poziomie obciążenia, elementy modelowe demontowano ze stanowiska badawczego i poddawano je kąpieli w myjce ultradźwiękowej, a następnie wykonywano pomiar masy koła. Przeprowadzono po 3 pomiary dla każdego z kół po określonym etapie badań, z których wyznaczano średnią i obliczano wartość zmiany względem masy początkowej. Wyniki pomiarów przeprowadzonych dla kół czynnych (napędowych) wytwarzanych techniką konwencjonalną przedstawiono na rys. 10.9.



Rys. 10.9. Zmiany wartości ubytku masy kół zębatych wytwarzanych konwencjonalnie rejestrowane w czasie badań zmęczeniowej trwałości stykowej

Analiza wyników badań dotyczących zmian masy kół konwencjonalnych wykazała przyrost wartości tego parametru wraz ze zwiększającą się liczbą cykli na danym poziomie obciążenia. Wyraźny wzrost ubytku masy kół po kolejnych cyklach obciążenia został zarejestrowany dla I i II poziomu obciążenia czyli kół-próbek oznaczonych jako KK I i KK II (w dalszej części opisu określenie "koło-próbka" zostanie zastąpione pojęciem "próbka"). Największą wartość ubytku masy odnotowano po osiągnieciu bazowej liczby cykli przez próbkę KK II badaną przy naprężeniu wynoszącym $\sigma_{\rm H~II}$ =1807 MPa. Efekt zmniejszania masy kół w czasie badań zmęczeniowych ma bezpośredni związek z procesami zużywania dogładzającego, ściernego oraz zmęczeniowego. Brak zjawiska przyrostu masy kół świadczy o niewystępowaniu procesów związanych m.in ze zużywaniem adhezyjnym, które niosą za sobą wzajemne przenoszenie materiału współpracujących kół. Nieco odmienny charakter zmian zaobserwowano w próbce KK III, badanej przy największym z rozważanych obciażeń ($\sigma_{\rm H III}$ =1904 MPa). Po osiągnięciu N = 1·10⁶ cykli, próbka ta charakteryzowała się wyraźnie większym ubytkiem masy niż próbki badane na I i II poziomie obciążeń. Zjawisko to zostało powiązane z procesem docierania (zużywaniem dogładzającym), które ma miejsce w początkowej fazie pracy kół. Wraz ze wzrostem wartości obciążenia, proces ten zachodzi intensywniej. Tak wzmożone zużywanie dogładzające prowadzi do obniżenia chropowatości powierzchni bocznych zębów, a tym samym do zwiększenia rzeczywistej powierzchni styku. Wpływa to na obniżenie wartości naprężeń stykowych, co może być przyczyną mniejszych wartości ubytku masy w późniejszym etapie badań. Dla potwierdzenia obecności zjawisk związanych z procesami zużywania dogładzającego, ściernego i zmęczeniowego przeprowadzono obserwację powierzchni bocznych wybranych zębów z wykorzystaniem mikroskopu świetlnego.

W celu obserwacji postępującego procesu zużywania prowadzono systematyczną rejestrację i analizę tych samych powierzchni bocznych 4 zębów (ząb nr 1, 5, 9, 13 - rys. 9.18.) określonych wcześniej liczbach cykli na danym poziomie obciążenia. Z uzyskanych po wartości procentowego udziału wykruszeń dla 4 rozpatrywanych zębów wyznaczano wartość średnią. Z uwagi na dużą liczbę zdjęć mikroskopowych zdecydowano o przedstawieniu w niniejszym opracowaniu wyników dla wybranych zębów kół badanych w warunkach danego poziomu obciążenia. Zarejestrowane obrazy boku zęba nr 1, koła zębatego badanego pod obciążeniem 321 N·m (poziom I, σ_{H I}=1683 MPa) po osiągnięciu ustalonych wartości cykli obciążenia przedstawiono na rys. 10.10. Po osiągnięciu liczby cykli N=1·10⁶, na powierzchni bocznej zęba nr 1 próbki KK I, obserwowano zanik rys szlifierskich poniżej średnicy podziałowej (czerwona linia kreskowa) na skutek zużycia dogładzającego. Ponadto w obszarze tym zarejestrowano również pierwsze ubytki o niewielkich rozmiarach (punktowe), a także wykruszenia o charakterystycznie wydłużonym kształcie, które łącznie stanowiły 0,74% powierzchni bocznej zęba. Postać geometryczna tych wykruszeń, a także ich liniowa orientacja daje podstawy do powiązania ich występowania z obecnością pierwotnych rys szlifierskich. Wierzchołki nierówności stały się źródłem inicjacji pęknięć, a w efekcie powstawania wykruszeń o opisanym kształcie.



Rys. 10.10. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 1 koła KK_I poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

Na skutek postępującego zużycia zmęczeniowego, wykruszenia powiększały swoje pole powierzchni, co doprowadziło w przypadku powierzchni zarejestrowanej po N = $5 \cdot 10^6$ cykli do łączenia ubytków w obszar o większym rozmiarze. Po osiągnieciu bazowej liczby cykli, przyjętej na potrzeby prowadzonych badań, procentowy udział defektów na powierzchniach bocznych zębów wyniósł 1,82%, a tym samym nie spełnił postawionego kryterium (A σ_H < 4%). Powyżej średnicy podziałowej nie zarejestrowano istotnych zmian w postaci wykruszeń poza standardowym procesem zużywania dogładzającego.

Dla poznania dokładnej morfologii wykruszeń powstałych poniżej średnicy podziałowej dokonano szczegółowej analizy ich postaci po osiągnięciu bazowej liczby cykli. Wybrane obrazy ubytków zaobserwowanych w próbce KK_I przedstawiono na rys. 10.11a-b.



Rys. 10.11. Widok wykruszeń zmęczeniowych w obszarze poniżej średnicy podziałowej, zarejestrowane w przypadku koła KK_I po osiągnięciu bazowej liczby cykli N = 5·10⁶

Wykruszenia przedstawione na rys. 10.11 a-b, charakteryzują się wcześniej wspomnianym wydłużonym kształtem. Na rys. 10.11a, zaznaczono pozostałą rysę szlifierską, co potwierdza zorientowanie ubytków zgodnie z ich kierunkiem występowania. Brak rys na pozostałej części fotografii świadczy o ich zaniku w wyniku procesu zużycia dogładzającego/ściernego. Kształt ubytków odbiega od klasycznej formy pittingu, którego postać określana jest jako wykruszenie w formie łuski/kropli rozrastającej się w kierunku przeciwnym do kierunku poślizgów (dla koła

czynnego). W zaobserwowanych wykruszeniach kierunek przyrostu ubytków jest zgodny z kierunkiem występujących poślizgów. Na rys. 10.11b, zaobserwowano trzy wykruszenia o liniowym charakterze w bliskim sąsiedztwie oraz liczne wykruszenia o niewielkich polach powierzchni.

W kolejnym etapie badaniom zmęczeniowym poddano parę kół w warunkach występowania naprężeń stykowych $\sigma_{H_{II}}=1807$ MPa. Zobrazowanie wyników badań dla wybranej powierzchni bocznej zęba przedstawiono na rys. 10.12.



Rys. 10.12. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 1 koła KK_II poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

W pierwszej fazie badań, po osiągnięciu liczby cykli $N = 1 \cdot 10^6$, zaobserwowano znacznie intensywniejszy przebieg procesu zużywania dogładzającego w stosunku do powierzchni bocznej zęba próbki KK_I. Objawia się to w postaci niemal całkowitego zaniku rys szlifierskich poniżej średnicy podziałowej, a także zwiększeniem zużycia masowego (rys. 10.9). Ponadto odnotowano znacznie większy udział wykruszeń o dużym polu powierzchni, jednak ich liniowy układ nie jest już tak uwydatniony z uwagi na bardziej intensywny proces usuwania mikronierówności. Udział wykruszeń po pierwszej fazie badań wyniósł 1,09%. W kolejnych etapach, po osiągnieciu liczby cykli N = $2 \cdot 10^6$ i N = $3 \cdot 10^6$, zaobserwowano przewagę drobnych wykruszeń punktowych, a także ustabilizowanie się wartości ich procentowego udziału w zakresie 1,63-1,68%. Utrzymanie zbliżonych wartości może mieć związek z intensywnym zużywaniem warstwy wierzchniej na skutek zużycia dogładzającego i ściernego, a tym samym niedopuszczenie do rozrostu istniejących wykruszeń w wyniku ich usuwania wraz z ubytkiem materiału WW. Po osiągnięciu bazowej liczby cykli N= $5 \cdot 10^6$ odnotowano udział wykruszeń o wartości 1,93%. Obserwacja makroskopowa koła wykazała, że na powierzchni jednego z zębów, nie poddawanego wcześniejszym obserwacjom, zlokalizowany jest defekt (rys. 10.13a-b) o znacznie większym rozmiarze niż dotychczas obserwowane. Defekt ten również poddano głębszej ocenie



Rys. 10.13. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 10 koła KK_II po osiągnieciu bazowej liczby N=5·10⁶ cykli z widocznym wykruszeniem zmęczeniowym: a) widok zarejestrowanej powierzchni, b) widok zarejestrowanej powierzchni z zaznaczonymi wykruszeniami

Zaobserwowane wykruszenie zmęczeniowe ma postać klasycznego pittingu. Wraz ze wzrostem liczby cykli obciążenia doszło do inicjacji pęknięć, które początkowo propagowały wzdłuż szerokości wieńca zębatego, a następnie zmieniając kierunek w stronę średnicy podziałowej. Po przeprowadzeniu pomiarów (rys. 10.13b), uzyskano wartość procentowego udziału pól powierzchni wykruszeń wynoszącą 2,33°%, największą spośród dotychczas odnotowanych. W celu głębszej analizy powstałych ubytków podczas badań prowadzonych przy $\sigma_{H_{II}}$ =1807 MPa, zarejestrowano ich szczegółowe obrazy (rys. 10.14a-c). Na rys. 10.14a, przedstawiono wykruszenie zaobserwowane na powierzchni bocznej zęba nr 10 próbki KK_II (powiększenie wycinka fotografii z rys. 10.13a). Budowa morfologiczna wykruszenia pozwala

na dokładny opis genezy jego powstawania. W jego najwęższym punkcie wyróżniono strefę inicjacji pęknięcia, na granicy której zaznaczono żółtą linią kreskową uskok powstały na skutek rozklinowującego działania oleju. W związku z postępującym cyklicznym zamykaniem oleju wewnątrz powstałej szczeliny, dochodzi do powstawania wzrostu ciśnienia, powodującego dalsze rozrywanie materiału. Zjawisko to powtarzając się cyklicznie doprowadziło do powstania kolejnego uskoku będącego jednocześnie granicą rozwijającej się strefy zmęczeniowego wykruszenia w postaci jamki pittingowej.



Rys. 10.14. Widok wykruszeń zmęczeniowych w obszarze poniżej średnicy podziałowej, zarejestrowane w przypadku koła KK_II po osiągnięciu bazowej liczby cykli N = 5·10⁶: a) ząb nr 10, b), c) ząb nr 1

Pozostałe wykruszenia przedstawione na rys.10.14b-c wykazują cechy charakterystyczne zbliżone do zaobserwowanych podczas badań próbki KK_I. Ponadto odnotowano obecność licznych wykruszeń o niewielkich rozmiarach w formie łusek.

Ostatnim etapem badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych było przeprowadzenie pomiarów w warunkach obciążenia powierzchniowego $\sigma_{H_{III}}=1904$ MPa (poziom III). Testom zmęczeniowym poddano próbkę o oznaczeniu KK_III. Przykładowe wyniki badań mikroskopowych, a także pomiarów powierzchni wykruszeń przedstawiono na rys. 10.15.



Rys. 10.15. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 1 koła KK_III poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

Zauważalny wzrost intensywności procesów zużywania koła zębatego w warunkach naprężeń $\sigma_{H_{III}}$ =1904 MPa jest widoczny od pierwszego pomiaru, po N=1·10⁶ cykli. W tym przypadku powierzchnia wykruszeń powstałych na czynnym boku zęba wyniosła 1,24% i była wartością największą spośród dotychczas odnotowanych. Stwierdzono również przewagę udziału wykruszeń drobnych, o małych polach powierzchni, układających się równolegle do linii zęba. Taki obraz ułożenia wykruszeń obserwowano również po osiągnięciu N=2·10⁶ i N=3·10⁶ cykli, przy czym systematycznie odnotowywano przyrost wartości udziału wykruszeń odpowiednio do wartości 1,54% i 1,89%. Wyraźny wzrost liczby ubytków o większym polu powierzchni zaobserwowano po osiągnięciu bazowej liczby cykli N=5·10⁶, kiedy udział sumarycznej powierzchni wykruszeń wyniósł 2,22%. Obrazy wybranych ubytków zaobserwowanych w próbce KK_III przedstawiono na rys. 10.16a-c. Analiza wykruszeń powierzchni bocznej zęba nr 1 wykazała, że poniżej średnicy podziałowej ubytki przyjmują formę wydłużoną o charakterystycznej geometrii łusek, która określana jest mianem zużywania wykruszeniowego (pittingu/mikropittingu). Kierunek spływu wykruszeń w kształcie łusek

widocznych na rys. 10.16a-b jest zgodny z kierunkiem występujących poślizgów. Ponadto jak odnotowano w poprzednich obserwacjach, powierzchnia dookoła większych defektów charakteryzuje się obecnością wielu ubytków o niewielkich rozmiarach. Morfologia tych ubytków jest zmienna z uwagi na występujące procesy zużywania ściernego i dogładzającego, które powodują częściowe ścieranie powstających mikrojamek. Na rys. 10.16c przedstawiono widok strefy przywierzchołkowej zęba nr 1 po osiągnięciu bazowej liczby cykli obciążenia. Obraz ten pozwala na zaobserwowanie zróżnicowanego stopnia zużywania się powierzchni. W okolicach wierzchołka, a także w odległości ok. 400 µm od niego wciąż widoczne są rysy szlifierskie, co świadczy o powolnym procesie zużywania dogładzającego na skutek wysokiej twardości WW. Ponadto w obszarze zdefektowanym, zaobserwowano liczne mikrowyrkuszenia o łukowym kształcie skierowane w stronę wierzchołka zęba. Odwrócenie kierunku spływu wykruszeń w formie łusek jest spowodowane zmianą kierunku poślizgów w rozpatrywanej strefie. Wielkość wykruszeń mikropittingowych w tym obszarze nie ulegała znaczącej zmianie prawdopodobnie na skutek ich cyklicznego ścierania.



Rys. 10.16. Widok wykruszeń zmęczeniowych w obszarze poniżej średnicy podziałowej, zarejestrowane w przypadku koła KK_II po osiągnięciu bazowej liczby cykli N = 5·10⁶: a), b) wykruszenia powierzchni bocznej zęba o charakterze pittingowym, c) wykruszenia w strefie przywierzchołkowej

Kompleksowe ujęcie wyników pomiarów procentowego udziału powierzchni wykruszeń na bokach rozpatrywanych zębów zamieszczono na rys. 10.17 w postaci wykresów kolumnowych.



Rys. 10.17. Zestawienie średnich wartość udziału wykruszeń na powierzchniach bocznych rozpatrywanych zębów kół konwencjonalnie wytworzonych po osiąganiu kolejny wartości liczby cykli obciążenia

Analiza wyników obliczeń wartości średnich udziału wykruszeń na poszczególnych zębach wykazała, że wraz ze wzrostem obciążenia pary współpracujących kół, a także liczby cykli obciążenia wzrasta powierzchniowe zużycie boków zęba. Zgodnie z oczekiwaniami, największą wartością udziału defektów na powierzchni bocznej zębów charakteryzowała się próbka KK_III, jednak nie osiągnęła ona postawionego kryterium zużycia ($A\sigma_H < 4\%$). Wartości zużycia powierzchniowego po osiągnięciu bazowej liczby cykli próbek KK_III i KK_III są większe w stosunku do próbki KK_I o odpowiednio 4,9% i 12,6%, przy jednoczesnym wzroście obciążenia badanych kół – 7,4% i 13,1%. Na podstawie odnotowanych danych można wnioskować, że procentowy wzrost średniego zużycia zmęczeniowego powierzchni bocznej zębów badanych kół, po osiągnięciu bazowej liczby cykli obciążenia, jest zbliżony do procentowego wzrostu wartości naprężeń stykowych w rozpatrywanym zakresie.

W celu zaszeregowania powstałych defektów jako pitting lub mikropitting przeprowadzono pomiary ich głębokości. Zgodnie z zapisami w podrozdziale 10.1.2, z każdej powierzchni bocznej zęba należy wybierać po 3 wykruszenia o największym polu powierzchni, na których realizowano pomiary ich głębokości i wyznaczyć ich wartość średnią. Pomiarom podlegały m.in. wszystkie przedstawione dotychczas na rys. 10.11a-b,10.14b-c i 10.16a-b wykruszenia. W przypadku badań próbek KK_II wzięto również pod uwagę wykruszenie widoczne na rys. 10.14c. Wyniki pomiarów głębokości wykruszeń w postaci wykresu kolumnowego przedstawiono na rys. 10.18.



Rys. 10.18. Zestawienie średnich wartości głębokość rozpatrywanych wykruszeń dla badanych kół próbek wytworzonych konwencjonalnie po osiąganiu kolejny wartości liczby cykli obciążenia

Na wykresie kreskową linią poziomą zaznaczono granicę głębokości wykruszenia, która jest jednym z parametrów klasyfikacji danego defektu jako pitting lub mikropitting. Zgodnie z danymi literaturowymi mikropitting to jamki o głębokości 5-10 µm [157]. W opracowaniu normatywnym ANSI/AGMA 1010-F14 [N6] podany jest odmienny zakres 10-20 µm. Odnotowane rozbieżności wprowadzają pewną dyskusję w tym zakresie, jednak na potrzeby prowadzonych badań przyjęto wartość graniczną głębokości wykruszeń w przypadku mikropittingu równą 10 µm. Próbka KK I, badana w warunkach najniższej wartości naprężeń stykowych, charakteryzuje się głębokościa największych wykruszeń nieznacznie powyżej 10 μ m. Uwzględniając odchylenie standardowe, można stwierdzić, że do liczby cykli N=3·10⁶, wykruszenia o największym polu powierzchni stanowią jamki pittingowe i mikropittingowe. Znaczny wzrost głębokości wykruszeń wynoszącej 17,86 µm odnotowano po osiągnięciu bazowej liczby cykli. Zwiększenie obciążenia próbki powodowało wzrost głębokości wykruszeń w początkowej fazie badań do wartości 14,83 µm - 16,63 µm. W przypadku próbki KK III zaobserwowano największą wartość głębokości wykruszeń odnotowaną w przypadku pomiarów dla N=1·10⁶ cykli, a następnie zmniejszenie tej wartości o 8,5% i 9,8% odpowiednio dla pomiarów wykonywanych dla N=2·10⁶ i N=3·10⁶. Związane jest to najprawdopodobniej z usuwaniem warstwy wierzchniej na skutek zachodzących procesów zużywania dogładzającego i ściernego, a także obniżeniem wartości naprężeń stykowych związanych ze zwiększeniem się rzeczywistej powierzchni styku zębów. Dalsza faza badań wykazała ponowny wzrost średnich wartości wykruszeń o największym polu powierzchni do wartości ponad 20 µm. Nieuwzględnienie na wykresie (rys. 10.18) głębokości dla wykruszeń rejestrowanych w okolicach strefy przywierzchołkowej uzasadnia fakt, że w większości

przypadków posiadały one głębokość mniejszą od 1 µm, co bez wątpienia pozwala na klasyfikację ich jako jamki mikropittingowe.

Podczas pomiarów głębokości wykruszeń obserwowano również ukształtowanie ich dna. Z dostępnych danych literaturowych wynika, że wykruszenia pittingowe, oprócz głębokości powyżej 10 µm, odznaczają się charakterystycznym wypłyceniem w kierunku poślizgów. Na rys. 10.19 przedstawiono wybrane przekroje poprzeczne badanych wykruszeń w próbkach KK_I i KK_II.



Rys. 10.19. Przekroje poprzecze wykruszeń pittingowych: a) wykruszenie zarejestrowane w przypadku próbki KK_I, b) wykruszenie powierzchni bocznej zęba próbki KK_II

Zgodnie z oczekiwaniami, zarejestrowane przekroje poprzeczne wykruszeń posiadały w większości przypadków wypłycenie, na końcu którego często przypisuje się miejsce inicjacji pękania. Na szczególną uwagę zasługuje wykruszenie przedstawione na rys. 10.19b. Maksymalna wartość głębokości zarejestrowana dla tego ubytku wyniosła 173,13 µm. Defekt ten uzasadnia stwierdzenie, że zarejestrowane drobne wykruszenia na bokach zębów nie muszą ulec rozwinięciu, a pojawienie się znacznego ubytku może nastąpić bez wykazywania symptomów możliwości wystąpienia wykruszenia materiału w danym miejscu. Na podstawie przeprowadzonych badań mikroskopowych można stwierdzić, iż głównym mechanizmem zużywania wytworzonych konwencjonalnie i utwardzonych powierzchniowo kół jest zużywanie dogładzające, ścierne, a także postępujące zużywanie zmęczeniowe w formie zaobserwowanych jamek pittingowych i mikropittingowych. Wspomniane zużywanie ścierne

i dogładzające nie zachodziło równomiernie na szerokości wieńca zębatego, co jest związane prawdopodobnie z wysięgnikowym sposobem montażu kół na wałach, a tym samym nierównomiernym rozkładzie naprężeń stykowych w strefie kontaktu powierzchni bocznych zębów. Znaczną intensyfikację tych zjawisk zaobserwowano w okolicach stopy zęba z uwagi na obecność największych wartości poślizgów. W okolicach średnicy podziałowej, a także bieguna zazębienia, na skutek przeważającego kontaktu tocznego nastąpiła minimalizacja zużycia dogładzającego i ściernego, czego dowodem są rysy szlifierskie widoczne nawet po osiągnięciu bazowej liczby cykli. W strefie przywierzchołkowej, zużywanie ścierne nie było tak równomierne jak poniżej średnicy podziałowej, gdzie występowały mniejsze wartości poślizgów i duża twardość materiału. Jamki pittingowe były obecne już od pierwszych pomiarów zużycia dla próbki KK I, jednak ich głębokość osiągała wartość sięgającą granicy klasyfikacji rodzaju wykruszeń (10 µm). Wyraźny wzrost rozważanego parametru odnotowano przy II i III poziomie obciążenia, szczególnie w przypadku pojawienia się, w przypadku próbki KK II, wykruszenia o głębokości 178 µm. Niewielki spadek głębokości jamek pittingowych w przypadku próbki KK III przypisano postępującemu zużywaniu ściernemu i jednoczesnemu usuwaniu materiału WW. Opisane zmiany na powierzchniach bocznych zębów kół wytworzonych konwencjonalnie odpowiadają znanym z literatury właściwościom kół zębatych utwardzanych powierzchniowo. Brak anomalii związanych ze zjawiskami zmęczeniowego zużywania powierzchni bocznych zębów kół zębatych wytworzonych konwencjonalnie świadczy o poprawnym ich wytworzeniu i współpracy na stanowisku badawczym i stanowi dobrą bazę odniesienia dla wyników badań zmęczeniowych kół wytwarzanych przyrostowo, stanowiących treść kolejnego podrozdziału.

10.3. Analiza wyników badań dla kół wytworzonych techniką SLM

Badania wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zębatych wytwarzanych techniką SLM prowadzono z wykorzystaniem takiej samej metodyki jak w przypadku kół wytwarzanych konwencjonalnie. Koła typu C-PT badane w warunkach obciążenia powierzchniowego $\sigma_{H_I}=1683$ MPa $\sigma_{H_III}=1807$ MPa $\sigma_{H_III}=1904$ MPa oznaczono w następujący sposób: KS_I, KS_II i KS_III. Zgodnie z rozważaniami prowadzonymi w ramach podrozdziału 10.2 analizę rozpoczęto od analizy wyników ubytku masy kół badanych na trzech poziomach obciążeń, wykonując pomiary co określoną liczbę cykli pracy koła-próbki. Wyniki zestawiono z danymi uzyskanymi dla kół konwencjonalnych i umieszczono w postaci wykresu kolumnowego na rys. 10.20. Koła wytwarzane techniką SLM charakteryzowały się niższym zużyciem masowym na danym poziomie obciążenia w całym zakresie prowadzonych pomiarów. Odnotowany ubytek

masy dla kół wytworzonych SLM po osiągnięciu bazowej liczby cykli pracy jest mniejszy niż dla kół konwencjonalnych o 39-55%. Ma to bezpośredni związek z wyższą twardością WW próbek KS, co przekłada się na lepsze właściwości przeciwściernne czynnych powierzchni bocznych zębów.



Rys. 10.20. Zmiany wartości ubytku masy kół zębatych wytwarzanych przyrostowo i konwencjonalnie rejestrowane w czasie badań zmęczeniowej trwałości stykowej

Pomiary masy próbek KS_I-III wykazały, że wartości ubytków masy rosną wraz z przyrostem liczby cykli obciążenia. Koło zębate o oznaczeniu KS_III badane przy $\sigma_{H_{III}}=1904$ MPa charakteryzuje się największym zużyciem masowym w początkowej fazie badań. Jednak, podobnie jak w przypadku kół KK, przyrost ubytku masy w zakresie tego obciążenia jest najmniejszy. Zjawisko to wynika z intensywnego zużycia dogładzającego w początkowej fazie badań, zachodzącego na skutek dużych naprężeń stykowym.

Różnice w wielkości utraconej masy kół zębatych podczas badań zmęczeniowych są jednocześnie przesłanką do możliwych różnic w procesach zużycia, a tym samym postaci powierzchni bocznych zębów. Zgodnie z przyjętą metodyką, obserwację z wykorzystaniem mikroskopu cyfrowego prowadzono dla 4 boków wybranych zębów. Pomiary na danym poziomie obciążenia realizowano po osiągnięciu przez koło założonej liczby cykli. Wybrane obrazy powierzchni bocznych zębów dla próbki KS_I badanej przy σ_{H_I} =1683 MPa przedstawiono na rys. 10.21.



Rys. 10.21. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 1 koła KS_I poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

Po osiągnieciu N=1·10⁶ cykli obciążenia, na powierzchni bocznej zęba zaobserwowano zbliżony do koła KK_I obraz zużycia ściernego i dogładzającego. W okolicy średnicy podziałowej (czerwona linia kreskowa na rysunku 10.21), a także w strefie poniżej tej linii, zaobserwowano znacznie bardziej widoczne niż w próbce KK_I rysy obróbcze(rys. 10.10), a część z nich obserwowano nawet po osiągnięciu bazowej liczby cykli. Procentowy udział wykruszeń jest większy niż w przypadku powierzchni bocznej zęba koła wytwarzanego konwencjonalnie poddanego badaniom w tych samych warunkach i wyniósł 1,01%. W końcowej fazie badań wartość ta zwiększyła się do 1,42%. Wykruszenia początkowo były równomiernie rozłożone na całej powierzchni boku zęba, a następnie dochodziło do wyraźnego ich kumulowania w obszarze od strony ułożyskowania wału (górna część zdjęć). Zjawiskiem nieobserwowanym w kołach konwencjonalnych była łukowa deformacja wierzchołka zęba. W dolnej części obrazów przedstawiających powierzchnie boczne zęba występuje zauważalna zmiana wysokości głowy zęba. Zmiana ta występuje od strony, po której znajdowały się struktury podporowe.

Podczas obserwacji powierzchni bocznych zęba nr 1 próbki KS_I zauważono kilka większych wykruszeń w okolicach średnicy podziałowej, które również postanowiono włączyć do grupy prowadzonych pomiarów z uwagi na ich nieregularny kształt, nieobserwowany w kołach konwencjonalnych. Wykruszenia tego typu odnajdywano też w innych obszarach. Odnotowano również dość liczne wykruszenia o wydłużonym kształcie, obserwowane wcześniej podczas badań próbek KK_I-III, a wybrane z nich przedstawiono na rys. 10.22. Ponadto na rys. 10.22b uwidoczniono poziome rysy, których obecność związana była z zużywaniem ściernym. W obszarze tym zaobserwowano również częściowy zanik drobnych wykruszeń, co jest zapewne skutkiem ich cyklicznego ścierania związanego z eksploatacyjnym ubytkiem WW.



Rys. 10.22. Widok wykruszeń powierzchni bocznej zęba koła KS_I: a) wykruszenie zmęczeniowe, b) wykruszenie zmęczeniowe z widocznymi rysami powstałymi na skutek zużywania ściernego

Wspomniane wcześniej ubytki powierzchni bocznej zębów o nieregularnych kształtach poddano szczegółowej analizie, obejmującej również odniesienie stanu powierzchni objętej defektami do powierzchni referencyjnej badanego koła. Na podstawie zamieszczonych na rys. 10.23a-b obrazów defektów można wnioskować, że część z nich jest skutkiem obecności porowatości efektywnej (otwartej), powstałej w wyniku obróbki wykańczajacej. Zidentyfikowana porowatość otwarta nie zmieniła swojego pola powierzchni w czasie postępujących badań zmęczeniowych. W obszarze wierzchołków zębów, w których dochodziło do intensywnego zużywania zmęczeniowego i ściernego, nastąpiło otwarcie porowatości podpowierzchniowej na skutek eksploatacyjnego ubytku warstwy materiału (10.23b). Z kolei ubytki zidentyfikowane w obszarze średnicy podziałowej (rys.10.23c), a także w okolicy stopy zęba, nie występowały na powierzchni referencyjnej i powstały na skutek zużycia ściernego/zmęczeniowego. Defekt przedstawiony na rys. 10.23c nie zmienił w sposób istotny swoich wymiarów geometrycznych do czasu osiągniecia bazowej liczby cykli (rys. 10.23d). Odmienną sytuację zaobserwowano w przypadku wykruszenia widocznego na rys. 10.23e. Część materiału w okolicach defektu uległa odkształceniu, na co dowodem jest brak zużycia ściernego w jego obrębie i widoczne rysy szlifierskie. Można zatem twierdzić, że w miejscu tym istniała porowatość podskórna, a odkształcenie plastyczne materiału w jej obrębie zachodziło na skutek obecności naprężeń w strefie styku zębów. Podobne zjawisko opisano również w pracy [192]. W czasie współpracy powierzchni czynnych zębów dochodziło do rozklinowującego działania oleju dostającego się przez częściowo odkrytą porowatość podpowierzchniową do wnętrza pustek, prowadząc do wypłukania odkształconej części materiału w czasie do osiągnięcia bazowej liczby cykli[°].



Rys. 10.23. Widok: a) strefy przywierzchołkowej powierzchni zęba koła KS_I w stanie przed badaniem, b) strefy przywierzchołkowej powierzchni bocznej zęba koła KS_I po N=5·10⁶ liczby cykli, c) pustki na powierzchni bocznej zęba koła KS_I po osiagnięciu N=1·10⁶ cykli, d) pustki na powierzchni bocznej zęba koła KS_I po osiagnięciu N=5·10⁶ cykli, e) częściowo otwartej pustki w postaci porowatości podpowierzchniowej w okolicach średnicy podziałowej (stan po N=1·10⁶ cykli), f) pustki na powierzchni bocznej zęba koła KS_I w stanie po N=5·10⁶ cykli obciążenia

Podczas rejestracji zużycia powierzchniowego wybranych zębów próbki KS_I zaobserwowano nierównomierność rozkładu ubytków eksploatacyjnych na obwodzie wieńca zębatego. Ząb nr 5 charakteryzował się znacznie większym zużyciem w stosunku do zębów

pozostałych. Przebieg postępującego zużycia powierzchni bocznej tego zęba został przedstawiony na rys. 10.24. W początkowej fazie badań powierzchnia boczna zębów charakteryzowała się 0,84-procentowym udziałem wykruszeń. Po osiągnięciu N= $2 \cdot 10^6$ cykli zarejestrowano wzrost udziału ubytków do 1,71% na skutek pojawienia się defektów o znacznym polu powierzchni. Rozrost zaobserwowanych uszkodzeń był progresywny i po osiągnięciu N= $5 \cdot 10^6$ cykli udział wykruszeń wynosił 3,04%. Jest to wartość ponad dwukrotnie większa niż w przypadku zęba nr 1.



Rys. 10.24. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 5 koła KS_I poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

Wykruszenia zaobserwowane na powierzchni bocznej zęba po osiągnięciu bazowej liczby cykli charakteryzowały się nieregularnym kształtem. Na rys. 10.25 przedstawiono wybrane obrazy wykruszeń zarejestrowanych poniżej średnicy podziałowej. Na rysunku zaznaczono strzałkami widoczne obszary będące miejscem inicjacji pęknięć w formie porowatości powstałej w procesie SLM. Ponadto na rys. 10.25b, w dnie defektu widoczna jest struktura materiału odpowiadająca obrazowi powierzchni materiału po wydruku. Jest to bezpośredni dowód na obecność pustek podpowierzchniowych w miejscu występowania ubytku i pozwala na stwierdzenie, że to porowatość jest dominującym źródłem powstawania wykruszeń zmęczeniowych kół wytwarzanych przyrostowo.



Rys. 10.25. Widok wykruszeń powierzchni bocznej zęba nr 5 koła KS_I po osiągnięciu bazowej liczby cykli N=5·10⁶: a) wykruszeń z zaznaczonym miejscem inicjacji i obszarem łączącym defekty, b) wykruszenie z widoczną strukturą po wydruku w dnie defektu

Kolejny etap badań obejmował przeprowadzenie testów zmęczeniowych na próbce o oznaczeniu KS_II, w warunkach obciążenia powierzchniowego odpowiadających $\sigma_{H_{II}}=1807$ MPa. Wybrane obrazy utrwalone podczas obserwacji powierzchni bocznej zębów przedstawiono na rys. 10.26. Poza efektami zużycia ściernego i dogładzającego, które nie są tak intensywne jak w przypadku koła zębatego KK_II, na powierzchniach bocznych zębów zauważono obszary z wyraźnie widocznymi rysami obróbczymi w stanie pierwotnym.



Rys. 10.26. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 5 koła KS_II poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

Ich obecność jest zauważalna przez cały okres badań. Poniżej średnicy podziałowej, w części opisanych obszarów, nastąpił rozwój wykruszeń. Powiązując efekt widocznych rys obróbczych podczas obserwacji wykruszenia przedstawionego na rys. 10.23e, można stwierdzić, że tego typu obszary są początkowym stadium rozwoju przyszłych wykruszeń, których geneza jest związana z odkształceniami plastycznymi materiału. Zjawisko to występuje w miejscu obecności porów podskórnych lub kumulacji pustek wewnątrz materiału na skutek występowania znaczących wartości naprężeń stykowych. Przyrost udziału ubytków powierzchniowych wraz ze zwiększającą się liczbą cykli pracy do N=3·10⁶ cykli następował głównie za przyczyna pojawiania się nowych drobnych, ale i nieznacznego rozrostu części już istniejących wykruszeń i po weryfikacji stanu powierzchni bocznej zębów wyniósł 1,25%. Po osiągnieciu bazowej liczby N=5·10⁶ cykli obciążenia, odnotowano znaczący wzrost powierzchni defektów za sprawą pojawienia się wykruszeń zmęczeniowych o znacznych rozmiarach. Po wykonaniu pomiarów związanych ze zużyciem powierzchniowym wyznaczono sumaryczną wartość pola powierzchni wszystkich ubytków znajdujących się w strefie poniżej średnicy podziałowej, która wyniosła 3,41% całkowitej powierzchni boku zęba próbki KS II. Dla określenia mechanizmów powstawania wykruszeń zarejestrowanych na bokach zębów przeprowadzono ich wnikliwą analizę mikroskopową, a wybrane zarejestrowane podczas obserwacji obrazy uszkodzeń przedstawiono na rys. 10.27. Rozważania skupiono na defektach znajdujących się poniżej średnicy podziałowej, gdyż to one ze względu na wartość naprężeń zginających w obrębie stopy zęba, mogą stać się źródłem inicjacji jego wyłamania. Wybrane obszary, o których wspomniano podczas opisu wyników zamieszczonych na rys. 10.26, przedstawiono na rys. 10.27a-b. Na obrazach zarejestrowano rysy obróbcze widoczne mimo osiągnięcia granicznej liczby cykli. Na rys. 10.27b zaznaczono czerwoną linią kreskową przebieg pęknięć materiału zainicjowanych z obszaru objętego odkształceniem plastycznym. Poza obszarem stopy zeba, defekty tego typu nie wykazywały oznak progresji. Wykruszenie przedstawione na rys. 10.27c, charakteryzuje się kształtem dwuwypukłej soczewki, w obrębie której zidentyfikowano źródło inicjacji pęknięcia w formie porowatości podpowierzchniowej. Defekt uwidoczniony na rys. 10.27d charakteryzuje się zarysem nieregularnym, jednak źródło pękania również stanowiła pustka podpowierzchniowa oznaczona na fotografii. Rozrost wykruszeń następował w kierunku przeciwnym do kierunku poślizgów, a więc zgodnie z klasyczną interpretacją powstawania jamek pittingowych, które zwiększają powierzchnię w taki sam sposób (w odniesieniu do koła czynnego).



Rys. 10.27. Widok defektów na powierzchni bocznej zęba nr 5 koła KS_II po osiągnięciu bazowej liczby cykli N=5·10⁶: a) miejsca odkształcenia plastycznego materiału powierzchni bocznej zęba, b) miejsca odkształcenia plastycznego materiału poweirzchni bocznej zęba z widocznymi pęknięciami, c) i d) wykruszeń powstałych na skutek występowania porowatości wewnątrz struktury materiału

Na podstawie widocznych pustek w postaci porowatości, można stwierdzić, że to one w przeważającej liczbie obserwowanych przypadków były źródłem wykruszeń. Podczas obserwacji wytypowanych czterech zębów badanej próbki KS_ II po osiągnięciu bazowej liczby cykli uwidoczniono również na powierzchni bocznej zęba nr 3 znaczące wykruszenia o łącznym polu powierzchni stanowiącym 7,79% całej powierzchni bocznej zęba, które nie zostały zarejestrowane podczas wykonywania pomiarów przy mniejszych liczbach cykli obciążenia. Obraz powierzchni bocznej zęba nr 3 przedstawiono na rys. 10.28.



Rys. 10.28. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 3 koła KS_II po osiągnieciu bazowej liczby N=5·10⁶ cykli z widocznym wykruszeniem zmęczeniowym: a) widok zarejestrowanej powierzchni, b) widok zarejestrowanej powierzchni z zaznaczonymi wykruszeniami

Zaobserwowane defekty o rozległym obszarze, znajdują się głównie w części poniżej średnicy podziałowej. Ich zarys sięgał krawędzi boku zęba. Kształt zarejestrowanych wykruszeń jest nieregularny, a ponadto odnotowano w jego obrębie obecność licznych mikroobszarów odkształconych plastycznie z charakterystycznymi rysami obróbczymi w stanie pierwotnym. Z obszarów tych w strefie stopy zęba następował częściowy rozwój pęknięć. Dla lepszego zobrazowania defektów powstałych na powierzchni bocznej zęba w tak zaawansowanej formie, na rys. 10.29 przedstawiono ich widok w powiększeniu.



Rys. 10.29. Widok defektów na powierzchni bocznej zęba nr 3 koła KS_II: a) odkształcenia plastycznego materiału powierzchni bocznej zęba w strefie przywierzchołkowej, b) wykruszenia w obszarze poniżej średnicy podziałowej

Defekt przedstawiony na rys. 10.29a, przyjmuje formę bruzdy powstałej na skutek odkształcenia plastycznego powstałego w wyniku obecności cząstki materiału będącej efektem wykruszenia. Twarda cząstka znajdująca się pod wpływem odziaływania dwóch powierzchni czynnych współpracujących zębów została zagłębiona w materiale. Z powodu znacznych odkształceń plastycznych, a także wysokiej twardości materiału zaistniały dostateczne warunki do inicjacji pęknięć z obszaru objętego defektem w stronę pustek znajdujących się w jego sąsiedztwie. Dowodem źródła ciał obcych jest występowanie bruzd (zaznaczone czerwonymi pętlami na rys. 10.28a) jedynie na wysokości obecności wykruszeń o największym polu powierzchni. Morfologia dna defektu przedstawionego na rys. 10.29b jest silnie rozwinięta. Brak wyróżniających się obszarów, a także bezpośredni kontakt z krawędzią powierzchni bocznej zęba utrudnia ustalenie genezy powstania defektu. Obecność wielu obszarów odznaczających się odkształceniem plastycznym z widocznymi rysami obróbczymi, a także zarejestrowana porowatość wewnątrz innych wykruszeń znajdujących się na powierzchni boku zęba, potwierdzają, że powstawanie ubytków zmęczeniowych kół wykonywanych techniką SLM jest bezpośrednio związane z pustkami powstałymi w procesie wytwarzania przyrostowego.

Ostatnim etapem badań zmęczeniowych było przeprowadzenie badań przebiegu mechanizmu uszkodzeń powierzchni bocznych wytworzonej techniką SLM próbki KS_III badanej przy $\sigma_{H_{III}}=1904$ MPa. Obrazy powierzchni bocznych wybranego zęba próbki na określonych etapach badań przedstawiono na rys. 10.30.



Rys. 10.30. Obrazy powierzchni bocznej zęba nr 1 koła KS_III poddanego badaniom zmęczeniowej trwałości stykowej

Na powierzchni bocznej zęba po N=1·10⁶ cykli obciążenia zaobserwowano intensywne zużywanie ścierne w obszarze poniżej średnicy podziałowej objawiające się w formie zaniku struktury rys obróbczych. Wzrost intensywności zużycia ściernego wpłynął na osiągnięcie znacznie większego udziału wykruszeń, niż odnotowane dotychczas w przypadku kół wytworzonych konwencjonalnie jak i przyrostowo. Łączny udział pola powierzchni defektów względem całego boku zęba wyniósł 1,28%. Po osiągnięciu N=2·10⁶ cykli zarejestrowany udział powierzchni wykruszeń wzrósł do wartości 1,85%. Na skutek zwiększania liczby wykruszeń, a także w wyniku postępującego powiększania obszarów wykruszeń już istniejących, tendencja wzrostowa zużycia powierzchniowego utrzymuje się przez kolejne fazy badań. Po osiągnięciu granicznej liczby cykli obciążenia, ostateczna wartość udziału defektów wyniosła 2,52%, a tym samym nie przekroczono wartości związanej z postawionym kryterium (A_{ofH}<4%) (również dla pozostałych rozpatrywanych powierzchni). Na powierzchni bocznej zęba zarejestrowano liniowy charakter ułożenia większości wykruszeń, co daje podstawę do stwierdzenia, że powstały one prawdopodobnie na skutek obecności mikronierówności wynikających z zastosowanej obróbki wykańczającej (szlifowania obwiedniowego). Defekty

o znacznie większych polach powierzchni kumulowały się lokalnie po jednej ze stron wieńca zębatego (górna część zdjęć). Zjawiskiem wartym podkreślenia jest brak występowania obszarów objętych odkształceniem plastycznym, obserwowanych w przypadku koła KS_II. Wskazuje to jednoznacznie na mniejszą liczbę defektów strukturalnych w postaci porowatości podskórnej i podpowierzchniowej. Zjawisko to mogło wystąpić z uwagi na losowość rozkładu defektów w postaci pustek na obwodzie wieńca zębatego, co wykazano w podrozdziale 9.3.

Wybrane obrazy defektów zaobserwowanych na powierzchni zęba nr 1 koła KS_III badanego przy $\sigma_{H III}$ =1904 MPa przedstawiono na rys. 10.31a-d.



Rys. 10.31. Widok defektów na powierzchniach bocznych zębów koła KS_III po osiągnięciu bazowej liczby cykli N=5·10⁶: a) defekty w strefie przywierzchołkowej, b) porowatość otwarta z widoczną cząstką proszku wewnątrz, c) wykruszenie z zaznaczonym miejscem inicjacji pęknięcia, d) wykruszenia zmęczeniowe (pitting/mikropitting)

W okolicach strefy przywierzchołkowej, a także średnicy podziałowej, zaobserwowano liczne defekty w postaci pustek zobrazowanych na rys. 10.31a-b. W wyniku dużych obciążeń powierzchniowych odnotowano znaczną intensyfikację zużyciowych procesów zmęczeniowych w obszarze głowy zęba. Na rys. 10.31a, poza liczną porowatością, oznaczono również jamki mikropittingowe powstałe w wyniku występowania mikronierówności

powierzchni po obróbce wykańczającej, których kształt jest typowy dla kół utwardzanych powierzchniowo. Na zobrazowanej powierzchni oznaczono także poziome rysy będące efektem zużycia ściernego. Na rys. 10.31b przedstawiono pustkę o kształcie trójkątnym, której obecność związana jest z defektem typu LOM, co dodatkowo potwierdza widok niestopionej cząstki proszku wewnątrz porowatości. Kształt pustki sprzyjał koncertowaniu naprężeń powstałych na skutek odziaływania międzyzębnego, w efekcie czego nastąpiła inicjacja pęknięcia łączącego pustkę z jamką mikropittingową znajdującą się obok sąsiadującej porowatości. Zjawisko to potwierdza wnioski płynące z modelowych badań tribologicznych zawartych w pracy [192] W strefie poniżej średnicy podziałowej mechanizmy zużycia powierzchni są tożsame z dotychczas omawianymi. Na rys. 10.31c przedstawiono wykruszenie z zaznaczeniem miejsca inicjacji pęknięcia, którym była pustka powstała w procesie wytwarzania przyrostowego. Natomiast na rys. 10.31d zobrazowano klasyczne zużywanie zmęczeniowe w formie dużych wykruszeń pittingowych, a także drobnych jamek mikropittingowych.

Wyniki wartości średnich wyliczonych na podstawie wyników pomiarów zużycia powierzchniowego kół wytwarzanych techniką SLM zestawiono na wykresie (rys. 10.32). W celu ułatwienia przeprowadzenia analizy porównawczej, na rysunku tym umieszczono również wyniki badań kół wytwarzanych techniką konwencjonalną.



Rys. 10.32. Zestawienie średnich wartość udziału wykruszeń na powierzchniach bocznych rozpatrywanych zębów kół zębatych wytworzonych techniką SLM i konwencjonalnie po osiąganiu kolejny wartości liczby cykli obciążenia

Wartości średnie zużycia powierzchniowego wyrażonego jako procentowy udział powierzchni defektów względem całkowitej powierzchni bocznej zęba wykazuje tendencję wzrostową wraz z osiąganiem kolejnych wartości cykli pracy, w zakresie danego poziomu obciążenia. W każdym z rozpatrywanych przypadków dla kół wytwarzanych techniką konwencjonalną odnotowano mniejszy udział powierzchni wykruszeń po osiągnięciu bazowej liczby cykli, niż dla kół wytwarzanych metodą SLM. W zależności od wartości obciążenia badanych kół, różnice te mieszczą się w zakresie od około 1% do 46%. Tak szeroka rozbieżność jest spowodowana obecnością dużych wykruszeń, których genezę powstania powiązano z porowatością kół wytwarzanych techniką SLM. Zestawiając ten fakt z losowością rozkładu pustek na obwodzie wieńca zębatego, można stwierdzić, że wyznaczanie zmęczeniowej wytrzymałości stykowej i opis mechanizmu uszkodzeń kół zębatych wytworzonych przyrostowo w oparciu o metodykę stosowaną w przypadku kół konwencjonalnych nie jest wystarczające. Na podstawie obecnych wyników badań słusznym wydaje się być konieczność wprowadzenia bardziej rygorystycznych wymogów w obszarze kontroli jakości wytwarzanych kół szczególnie, w zakresie ich defektów wewnątrzstrukturalnych z wykorzystaniem metod nieniszczących. Warto jednak zaznaczyć, iż poza kołem KS II, w którym zaobserwowano powierzchnie boczną zęba charakteryzującą się zużyciem powierzchniowym o wartości ponad 7%, pozostałe próbki nie spełniły postawionego kryterium. Na szczególną uwagę zasługuję fakt, że w początkowych fazach badań prowadzonych przy przyjętych wartościach obciążenia, procentowe zużycie w postaci udziału wykruszeń na powierzchniach bocznych zębów kół wytwarzanych przyrostowo było porównywalne z wynikami uzyskanymi dla kół wytwarzanych konwencjonalnie, a w niektórych przypadkach niższe (KS II w zakresie N=1-3·10⁶ cykli obciążenia). Fakt ten wynika z odkształceń plastycznych obszarów objętych porowatością, a tym samym zwiększeniu rzeczywistej powierzchni styku Ar, co również potwierdzono w pracy [190]. Na podstawie przeprowadzonych badań, można zatem stwierdzić, że koła wytwarzane techniką SLM ze stali 21NiCrMo2 mogą być stosowane zamiennie z kołami wytworzonymi konwencjonalnie w rozpatrywanym zakresie obciążeń.

Głębokości wykruszeń na powierzchniach bocznych zębów kół wytwarzanych techniką SLM oszacowano zgodnie z metodyką przyjętą podczas badań kół konwencjonalnych. Pomiary przeprowadzono dla 3 wykruszeń zlokalizowanych na boku wytypowanego zęba, charakteryzujących się największym polem powierzchni. Wyliczone wartości średnie z wyników pomiarów przeprowadzonych dla kół wytworzonych techniką SLM zestawiono z danymi uzyskanymi w czasie pomiarów wykonywanych na kołach wytwarzanych



konwencjonalnie i przedstawiono je na rys. 10.33.

Rys. 10.33. Zestawienie średnich wartości głębokość rozpatrywanych wykruszeń dla badanych kół próbek wytworzonych techniką SLM i konwencjonalnie po osiąganiu kolejny wartości liczby cykli obciążenia

Średnie wartości maksymalnych głębokości wykruszeń kół zębatych wytwarzanych przyrostowo są większe niemal w całym przedziale obciążeń zadawanych podczas badań stanowiskowych w porównaniu z wynikami uzyskanymi W czasie pomiarów przeprowadzonych dla kół wykonanych konwencjonalnie. Najwyższe głębokości wykruszeń zmierzono w próbce KS I, pomimo najmniejszej wartości obciążenia współpracujących kół. Jest to zapewne wynik obecności dużych i głębokich wykruszeń powstałych na skutek porowatości na powierzchniach bocznych zębów, które były objęte monitorowaniem w czasie trwania badań. Część z nich zostało zobrazowane na rys. 10.25a-b. Koła poddane większym obciążeniom charakteryzowały się największymi głębokościami wykruszeń po osiągnięciu bazowej liczby cykli N=5·10⁶, gdyż dopiero w tej fazie badań stwierdzono obecność dużych ubytków na powierzchniach bocznych zębów, które zostały wcześniej włączone do grupy obserwowanych. Zjawisko występowania większych głębokości wykruszeń zebów powierzchni bocznej zębów w kołach poddanych niższym wartościom obciążenia jest związane z nierównomiernością rozkładu porowatości na obwodzie wieńca zębatego. Tezę tę potwierdza obecność porów w bezpośrednim sasiedztwie den części powstałych wykruszeń udokumentowana na fotografiach przekrojów poprzecznych wybranych zębów próbki KS I, KS II, zamieszczonych wraz z innymi wykruszeniami na rys. 10.34a-e. Na rys. 10.34a przedstawiono przekrój powstałego wykruszenia pittingowego. Zgodnie z definicją, defekt ten posiada charakterystyczną zmianę głębokości w kierunku zgodnym z kierunkiem poślizgów. Głębokość jamek pititngowych zarejestrowanych na powierzchniach bocznych zębów kół
wytwarzanych przyrostowo jest znacznie mniejsza niż defektów powstałych w miejscach występowania porowatości. Na rys. 10.34b-d przedstawiono przekroje poprzeczne wykruszeń, których dokładne obrazy zamieszczono na rys. 10.25a-b i rys. 10.29b. Zarysy przekrojów zarejestrowanych uszkodzeń powstałych w obszarze występowania pustek posiadają odmienne cechy charakterystyczne od zarysów wykruszeń pittingowych. Cechuje je znacznie większa głębokość, a zarys dna wykruszenia przebiega znacznie mniej łagodne w porównaniu z zarysem dna wykruszeń w próbkach bez pustek w postaci porowatości podpowierzchniowej powstałej podczas selektywnego stapiania laserowego SLM.



Rys. 10.34. Widok przekroju poprzecznego wykruszenia: a) pittingowego – KS_I, b) i c) występującego w obszarze objętym porowatością strukturalną – KS_I, d) o największym polu powierzchni zarejestrowanego podczas badań zmęczeniowych – KS II

Wykruszenia o największym polu powierzchni zarejestrowane podczas badań zmęczeniowych kół wytwarzanych techniką SLM, charakteryzują się największą głębokością wynoszącą niemal 400 µm, a tym samym nie przekraczają grubości warstwy umocnionej z wykorzystaniem nawęglania i hartowania.

Defekty zarejestrowane w okolicach wierzchołków zębów kół wytwarzanych przyrostowo w próbach KS_II i KS_III po osiągnięci granicznej liczby cykli obciążenia przedstawiono na rys. 10.35a-c.



Rys. 10.35. Widok przekroju poprzecznego: a) jamek mikropittingowych w okolicach wierzchołka zęba próbki KS_III, b) porowatości na powierzchni bocznej zęba próbki KS_III, c) defektu powstałego na skutek odkształcenia plastycznego powierzchni bocznej zęba próbki KS_II

Jamki mikropittingowe, których wybrany przekrój poprzeczny przedstawiono na rys. 10.35a, charakteryzują się głębokością wynoszącą 2-3 µm, a wartości maksymalne odnotowane podczas pomiarów prowadzonych na kołach wytworzonych techniką SLM nie przekraczały 5 µm. Przekrój przedstawiony na rys. 10.35b potwierdza zasadność sklasyfikowania tego typu defektów jako porowatość. Poświadcza to nagła zmiana przebiegu profilu na brzegach i w dnie

ubytku. Głębokość zarejestrowana w czasie pomiarów tego typu porowatości sięgała 12 µm. Odmiennym przekrojem poprzecznym charakteryzują się bruzdy powstałe na skutek odkształcenia plastycznego powierzchni bocznej zęba przez luźne cząstki oderwane od WW. Wybrany obraz przekroju poprzecznego takiej bruzdy o głębokości 6,04 µm występującej w próbce KS_II przedstawiono na rys. 10.35c. Cechą charakterystyczną zarejestrowanej bruzdy jest spęczenie materiału na skutek odkształcenia plastycznego widoczne po lewej stronie wgłębienia. Deformacja zarysu bocznego zęba na skutek obserwowanego zjawiska, może wpłynąć na wzrost naprężeń stykowych generowanych na powierzchni zębów badanego koła, a tym samym przyspieszyć proces jego zużywania.

10.4. Mechanizm zużywania powierzchni bocznych zębów kół zębatych wytworzonych techniką SLM

Analiza wyników badań wytrzymałości zmęczeniowej stykowej powierzchni bocznych zębów kół zębatych wykonanych techniką SLM wykazała obecność złożonych mechanizmów zużycia opartych o defekty wynikające bezpośrednio z zastosowanej metody wytwarzania przyrostowego i wprowadzenia zabiegów postprocesowych w postaci nawęglania i hartowania oraz szlifowania obwiedniowego, jako obróbki wykańczającej. Podczas przeprowadzonych badań w zakresie budowy strukturalnej kół zębatych wytwarzanych techniką SLM wyróżniono obecność porowatości, której usytuowanie miało charakter losowy. Część pustek znajdowała się w obszarze warstwy umocnionej obejmującej niekiedy również obszar przejściowy między tą strefą, a rdzeniem zęba (porowatość podpowierzchniowa) lub w bezpośredniej styczności z powierzchnią czynną zęba (porowatość podskórna). Niektóre z pustek w wyniku obróbki wykańczającej ulegały uwidocznieniu, tworząc tym samym porowatość otwartą określaną również jako efektywną. Naprężenia stykowe powstałe w związku z obciążeniem momentem obrotowym badanej pary kół zębatych, a także poślizgi, jako następstwo ruchu względnego boków współpracujących zębów, powodowały sukcesywne niszczenie ich powierzchni czynnej. Procesy niszczenia powierzchniowego zachodzące podczas badań trwałościowych kół, rejestrowano podczas cyklicznej obserwacji powierzchni bocznej zębów i na tej podstawie wyróżniono cztery mechanizmy powstawania ubytków materiału, których geneza związana jest bezpośrednio z miejscem występowania defektów w postaci porowatości. Wyróżniono dwie różne lokalizacje pustek w strukturze koła, które warunkują możliwość występowania mechanizmów prowadzących do powstania na powierzchni bocznej zęba nowego defektu lub rozrostu już istniejącego. Pierwsza z nich to pory otwarte/zatarte, wypełnione lub nie cząstkami proszku. Taki przypadek przedstawiono między innymi w podrozdziale 10.3 na rys. 10.23a.

Opisywana pustka na powierzchni referencyjnej nie była wypełniona cząstkami proszku i nie zaobserwowano jej wzrostu w czasie trwania badań, jednak w niektórych przypadkach uwidoczniono w ich obrębie inicjację pęknięć będących skutkiem lokalnego spiętrzenia naprężeń (rys. 10.31a).

Rozwój defektu na czynnym boku zęba w postaci pustki jest uwarunkowany obecnością na powierzchni, w stanie po szlifowaniu obwiedniowym, całkowicie lub często częściowo zatartego ubytku, w którym dodatkowo mogą znajdować się cząstki proszku. Właśnie ten przypadek został zobrazowany na rys. 10.36 i ujęty w formie graficznej na rys. 10.37. Do wnętrza częściowo wypełnionej pustki, w wyniku odziaływania międzyzębnego zostaje wtłoczony olej (rys. 10.37b). Ciśnienie powstałe na skutek zamknięcia substancji smarującej wewnątrz pustki prowadzi do rozklinowania cząstki materiału znajdującej się w środku, a następnie jej usunięcia wraz z momentem uwolnienia zamkniętego oleju (rys. 10.37c). Następnie w miejscu występowania tego zjawiska można zaobserwować wolne przestrzenie, będące porowatością powierzchniową (otwartą).



Rys. 10.36. Widok porowatości otwartej na powierzchni bocznej zęba koła zębatego KS_I wytwarzanego techniką SLM po osiągnięciu kolejnych wartości liczby cykli obciążenia w czasie trwania badań zmęczeniowych



Rys. 10.37. Schemat mechanizmu wypłukiwania cząstek materiału z porów częściowo zatartych, a) porowatość częściowo zatarta z obecnością cząstek proszku wewnątrz, b) wtłoczenie oleju do wnętrza porowatości na skutek odziaływania międzyzębnego, c) wypłukanie cząstek materiału z wnętrza porowatości

Podczas badań zmęczeniowych nie zaobserwowano wzrostu pola powierzchni defektów powstałych na skutek opisanego mechanizmu. Należy również podkreślić, że zjawisko wypłukiwania cząstek materiału zachodzi w początkowej fazie pracy kół zębatych.

Kolejny mechanizm oparty o występującą porowatość powierzchniową związany jest z możliwością rozwoju pęknięć materiału powierzchni bocznej zębów. W opisywanym przypadku, istotną kwestią jest kształt porowatości, której ostre zarysy wpływają na lokalną koncentrację naprężeń. Taką postać przyjmuje defekt zilustrowany na rys 10.38, obserwowany na powierzchni bocznej zęba koła KS_III po N=1·10⁶ cykli obciążenia (rys. 10.38a). Kontynuacja badań zmęczeniowych prowadziła do inicjacji i propagowania mikropęknięć, których źródła zlokalizowano w miejscach ostrych zmian kształtów ubytków (rys. 10.38b). Z chwilą osiągnięcia bazowej liczby cykli (N=5·10⁶), zaobserwowano nieznaczny wzrost powierzchni ubytku i inicjację kolejnego mikropęknięcia. Ponadto we wnętrzu pustki zarejestrowano obecność cząstki materiału (rys. 10.38c), której nie odnotowano podczas wcześniejszych obserwacji. Świadczy to o zdolności osadzania produktów zmęczeniowego zużycia wewnątrz porów zlokalizowanych na powierzchni bocznej zębów kół wytwarzanych techniką SLM [186], o której wspominano w podrozdziale 3.3 przeglądu literatury.



Rys. 10.38. Widok porowatości otwartej na powierzchni bocznej zęba koła zębatego KS_III po osiągnięciu kolejnych wartości liczby cykli obciążenia: a) porowatość otwarta zlokalizowana na powierzchni bocznej zęba po N=1·10⁶ cykli obciążenia, b) widoczne pęknięcia materiału powierzchni bocznej zęba z granic porowatości po N=3·10⁶ cykli obciążenia, c) rozrost pęknięć materiału wraz z widoczną cząstką materiału wewnątrz pustki po osiągnięciu bazowej liczby cykli

Druga lokalizacja pustek, to przypadek porowatości podskórnej i podpowierzchniowej, które w wyniku obecności naprężeń stykowych oraz ubytku materiału współpracujących boków zębów spowodowanego tarciem między zębami, wywołują lokalne odkształcenia plastyczne (rys. 10.27a) lub są źródłem nowo uformowanych ubytków powierzchniowych, których wybrany obraz przedstawiono między innymi na rys. 10.27d. Efektem tych zjawisk jest powstanie wykruszeń, w większości charakteryzujących się znacznie większymi polami powierzchni, a także głębokością w stosunku do klasycznego pittingu. Taki przebieg inicjacji i rozwoju wykruszenia przedstawiono na rys. 10.39.



Rys. 10.39. Widok defektu na powierzchni bocznej zęba powstałej na skutek obecności porowatości podskórnej, a) widok rys obróbczych w miejscu wystąpienia odkształcenia plastycznego po N=1·10⁶ cykli obciążenia, b) pęknięcia materiału boku zęba w okolicach obszaru objętego odkształceniem po N=3·10⁶ cykli obciążenia, c) rozwój wykruszeń w miejscach występowania pęknięć materiału zaobserwowany po osiągnięciu bazowej liczby cykli

Na skutek obecności porowatości podskórnej dochodzi do powstania lokalnego odkształcenia materiału (rys. 10.39a), a w następstwie skutkuje wyłączeniem go z rzeczywistej powierzchni styku z zębem współpracującym, co potwierdza, pomimo postępującego zużycia ściernego i dogładzającego, obecność rys obróbczych w strefie odkształcenia. Obserwacje powierzchni bocznej zęba po N= $3 \cdot 10^6$ (rys. 10.39b) wykazały w okolicach obszaru objętego odkształceniem plastycznym obecność pęknięcia, które w warunkach cyklicznej zmiany naprężeń stykowych i odziaływania oleju, było źródłem wykruszeń (rys. 10.39c), tym samym na skutek dalszej eksploatacji może dojść do dekohezji materiału z miejsca objętego defektem. Następujące etapy inicjacji i rozwoju ubytków powierzchni bocznej zębów wywołanych obecności porowatości podskórnej, w formie graficznej, przedstawiono na rys. 10.40. Na schemacie uwzględniono również możliwy etap całkowitej dekohezji materiału i jego usunięcie z obszaru objętego uszkodzeniem (10.40d).



Rys. 10.40. Schemat mechanizmu powstania wykruszenia w miejscu występowania porowatości podskórnej, a) odkształcenie plastyczne materiału w miejscu występowania porowatości podskórnej, b) inicjacja pęknięć w okolicach obszaru objętego odkształceniem plastycznym, c) rozrost pęknięć i powstanie wykruszeń materiału, d) pustka powstała na skutek całkowitej dekohezji materiału

Powstawanie wykruszenia w miejscu porowatości usytuowanych w większej odległościach niż porowatość podskórna, czyli pustek podpowierzchniowych, przedstawiono na rys. 10.41.



Rys. 10.41. Widok wykruszenia powstałego w wyniku obecności porowatości strukturalnej koła zębatego wytwarzanego techniką SLM, a) fragmentacja materiału w obszarze obecności pustki podpowierzchniowej zaobserwowany po N=1·10⁶ cykli obciążenia, b) pustka powstała na skutek całkowitej dekohezji materiału powierzchni boku zęba w obszarze objętym fragmentacją w momencie osiągnięcia N=2·10⁶ cykli obciążenia

Na skutek wzrostu liczby cykli obciążeń powierzchni roboczej zębów dochodzi do powstawania, w miejscu lokalizacji defektu w postaci porowatości strukturalnej, pęknięć propagujących z wnętrza materiału ku jego powierzchni. Temu zjawisku towarzyszy fragmentacja materiału warstwy wierzchniej wywołana siatką spękań powierzchni bocznej zęba w miejscu występowania porowatości (rys. 10.41a). Kontynuacja badań prowadzi do dekohezji i wyrwania cząstek czynnej powierzchni zęba, a tym samym powstania wykruszenia często charakteryzującego się znacznym polem powierzchni i głębokością (rys. 10.41b). Graficzne ujęcie tego procesu zobrazowano w sposób schematyczny na rys. 10.42.



Rys. 10.42. Schemat mechanizmu powstawania wykruszeń w miejscu występowania porowatości podpowierzchniowej, a) obecność porowatości na głębokości pozwalającej na utworzenie warstwy zdolnej do przenoszenia obciążeń w początkowej fazie pracy koła, b) fragmentacja materiału w miejscu występowania defektu, c) całkowita dekohezja materiału i powstanie wykruszenia

Ustalenie na początkowym etapie badań miejsca wystąpienia wykruszenia opartego o opisany mechanizm nie jest możliwe, ponieważ warstwa materiału znajdująca się nad porowatością jest zdolna do czasowego przenoszenia obciążeń. Niezwykle trudnym jest również prognozowanie etapu dekohezji materiału, ponieważ w momencie pojawienia się powierzchniowych pęknięć, zjawisko ubytku materiału może mieć przebieg gwałtowny. Cechą charakterystyczną wykruszeń tego typu jest wyraźne zarysowanie miejsca inicjacji w postaci porowatości zlokalizowanej w ich dnie. Ponadto w przypadku wykruszeń powstałych na bazie pustek podpowierzchniowych o znacznych rozmiarach, możliwe jest zaobserwowanie struktury dna pustki mającego postać materiału po wydruku. Należy również podkreślić, że wykruszenia te charakteryzują się znacznie większą głębokością, wynoszącą niemal 400 µm.

11. Podsumowanie i wnioski końcowe

Wytwarzanie przyrostowe w ujęciu technologicznym zyskuje coraz większe znaczenie, szczególnie w zakresie produkcji elementów o skomplikowanych kształtach. Na tle wciąż doskonalonych procesów technologicznych konwencjonalnego wytwarzania między innymi elementów mechanicznych układów napędowych techniki przyrostowe, takie jak SLM czy DMLS, mogą stanowić alternatywne rozwiązanie. Duża podatność techniki SLM na zmianę kształtu wyrobu, a także wysoka dokładność wytwarzanych elementów kreślą perspektywę jej szerokiego wykorzystania podczas produkcji między innymi kół zębatych, jednak aplikacja tej techniki w praktyce produkcyjnej wymaga podejmowania prac zmierzających do oceny właściwości użytkowych tak wytworzonych elementów. Zbadanie trwałości zmęczeniowej oraz przebiegu rozwoju uszkodzeń powierzchni zębów kół zębatych wytwarzanych przyrostowo ze stali 21NiCrMo2 z uwzględnieniem wpływu obróbki cieplno-chemicznej, a w konsekwencji ocena możliwości zastosowania techniki SLM do wytwarzania kół zębatych walcowych o zębach prostych z tejże stali, to cel który przyświecał również autorowi niniejszej pracy. Ograniczona baza materiałów dedykowanych do druku 3D kół zębatych była inspiracją do podjęcia prób wytworzenia proszku poprzez proces atomizacji wybranej stali. W ten sposób otrzymano materiał do druku 3D spełniający kryteria stawiane materiałom wsadowym, określone m.in. przez producenta wykorzystywanego w czasie badań własnych systemu SLM 125HL. Jego implementację w procesie wytwarzania badanych kół zębatych poprzedzono doborem parametrów wytwarzania na bazie 53 różnych grup parametrów laserowego stapiania. Określenie docelowego zestawu parametrów zrealizowano na podstawie szeregu analiz opartych przede wszystkim o wyniki badań strukturalnych, ze szczególnym uwzględnieniem porowatości, właściwości mechanicznych i wstępnych badań niskocyklowych. Uzupełnieniem prac związanych z doborem parametrów przyrostowego wytwarzania było opracowanie modelu statystycznego wykorzystanego jako narzędzie wspomagające w implementacji stali 21NiCrMo2 w procesie produkcji badanych kół. Efektem przeprowadzonych analiz było określenie grupy parametrów z wykorzystaniem, których wytworzone elementy modelowe charakteryzowały się porowatością wynoszącą poniżej 0,3%. Kolejnym etapem doboru parametrów przyrostowego wytwarzania były badania właściwości wytrzymałościowych stali 21NiCrMo2 wytwarzanej techniką SLM jak i konwencjonalnie z uwzględnieniem wpływu obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej dedykowanej do tego typu stali. Ich wyniki uzasadniały wszczęcie kolejnego etapu pracy, polegającego na wytworzeniu przedmiotu badań w postaci próbek-kół zębatych, których wymiary oparto o wytyczne normy ISO 6336-5:2016 [N4].

W badaniach zmęczeniowych wykorzystano parę kół typu C-PT, szeroko stosowaną podczas badań realizowanych na maszynach typu FZG. Dokładność wymiarowo-kształtowa kół w stanie po wydruku, a także stan powierzchni bocznych zębów wymagał przeprowadzenie szeregu obróbek postprocesowych. Po określeniu wpływu procesu obróbki wykańczającej na strukturę geometryczną i masę kół zębatych wytwarzanych techniką SLM, przeprowadzono analizę strukturalną, która wykazała nierównomierny rozkład udziału pustek po obwodzie wieńca zębatego wynikający z uwarunkowań technicznych pracy maszyny, a także różnic wymiarowych próbek modelowych i docelowych elementów w postaci kół zębatych. Obserwowana drobnoziarnista mikrostruktura martenzytyczna warstwy umocnionej kół wytworzonych przyrostowo wpłynęła na większą jej twardość w odniesieniu do kół konwencjonalnych, a obserwacje powierzchni bocznych zębów wykazały obecność defektów powstałych podczas obróbki wykańczającej w postaci porów otwartych. Nie stwierdzono natomiast istotnych różnic wartości chropowatości boków zębów w obu rozpatrywanych grupach wytworzonych kół.

Badania wytrzymałości zmęczeniowej stykowej kół zebatych przeprowadzono zgodnie z metodyką opracowaną na potrzeby niniejszej pracy, w której przyjęto realizację testów zmęczeniowych dla trzech wartości naprężeń stykowych oraz okresową obserwację powierzchni bocznych zębów w celu śledzenia przebiegu procesu zużycia. Zastosowanie cyfrowej rejestracji obrazów boków zębów z wykorzystaniem mikroskopu, umożliwiło dokładną analizę zmian udziału procentowego zużycia powierzchni w postaci wykruszeń pittingowych, a także obserwację morfologii tych wykruszeń bez ingerencji w strukturę koła. Dane uzyskane na podstawie badań trwałościowych kół zębatych wytwarzanych konwencjonalnie wykazały dominujący udział zużycia dogładzającego, ściernego i zmęczeniowego w postaci pittingu i mikropittingu już od początkowego etapu cyklicznego obciażania. Postępujący rozwój wykruszeń przybierał klasyczna formę jamek pittingowych zlokalizowanych głównie poniżej średnicy podziałowej, a także mikropittingowych w strefie przywierzchołkowej, już po osiągnięciu $N=1\cdot 10^6$ cykli obciążenia. Wzrost naprężeń stykowych wpłynął na intensyfikację procesów zużyciowych, a także ubytku masy kół. Badania kół zębatych wytwarzanych przyrostowo poza obserwacją klasycznych zjawisk zużycia, wykazały występowanie mechanizmów rozwoju uszkodzeń powierzchni bocznych zebów nieobserwowanych w kołach wytworzonych metodą konwencjonalną. Obecność defektów strukturalnych i powierzchniowych w formie porów wpływała na intensyfikację wykruszeń, co przełożyło się na większy udział ich pola powierzchni, szczególnie podczas badań w warunkach występowania naprężeń stykowych $\sigma_{\rm H II}$ =1807 MPa i $\sigma_{\rm H III}$ =1904 MPa. Na podstawie

wyników przeprowadzonych badań zmęczeniowych wyróżniono 4 mechanizmy niszczenia warstwy wierzchniej związane z rodzajem występujących defektów strukturalnych i charakterem rozwoju wykruszeń.

Wyniki przeprowadzonych badań dotyczących trwałości zmęczeniowej oraz przebiegu rozwoju uszkodzeń powierzchni zębów kół zębatych wytwarzanych przyrostowo ze stali 21NiCrMo2 z uwzględnieniem wpływu obróbki cieplno-chemicznej pozwalają na sformułowanie następujących wniosków:

- Przedstawiony w pracy model matematyczny doboru parametrów laserowego stapiania proszku ze stali 21NiCrMo2 może stanowić uniwersalne narzędzie do określania tzw. okna technologicznego procesu przyrostowego wytwarzania materiałów z wykorzystaniem techniki SLM.
- 2. Najlepsze właściwości mechaniczne elementów modelowych ze stali 21NiCrMo2 wytworzonych techniką SLM ($R_m = 996$ MPa, $R_{0,2} = 925$ MPa, A = 14,1%), uzyskano w wyniku naświetlania wiązką laserowego promieniowania o gęstości energii wynoszącej 133,3 J/mm³ ($P_L = 240$ W, $v_s = 600$ mm/s, $h_d = 0,10$ mm/s, $t_L = 0,03$ mm).
- 3. Stal 21NiCrMo2 wytworzona z wykorzystaniem wytypowanej grupy parametrów laserowego naświetlania charakteryzuje się większą wartością R_m i R_{0,2} od materiału wytworzonego konwencjonalnie odpowiednio o około 62% i 118%. W przypadku elementów po przeprowadzeniu zabiegu cieplnego w postaci wyżarzania odprężającego wzrost wartości R_m i R_{0,2} wyniósł odpowiednio około 22% (R_m = 746 MPa) i około 65% (R_e = 698 MPa). Wartość wydłużenia względnego wzrosła po wyżarzaniu odprężającym materiału wytworzonego techniką SLM z A=14,1% do A=18,4% i była mniejsza od wydłużenia materiału wytworzonego konwencjonalnie w stanie normalizowanym (A = 22,4%).
- 4. Stal 21NiCrMo2 wytworzona techniką SLM w stanie po nawęglaniu, hartowaniu oraz odpuszczaniu (NHO) charakteryzuje się mniejszymi wartościami wytrzymałości na rozciąganie ($R_m = 1042$ MPa) i wydłużenia względnego (A = 0,62%) odpowiednio o 15,3% i 20,5% w odniesieniu od materiału wytworzonego konwencjonalnie po tej samej obróbce cieplno-chemicznej ($R_m = 1042$ MPa, A = 0,78%).
- 5. Twardość materiału konwencjonalnego w stanie po normalizacji (203 HV1) jest mniejsza od twardości stali wytwarzanej techniką SLM z wykorzystaniem dobranej grupy parametrów w stanie po wydruku (335 HV1) o 39%. Zastosowanie obróbki cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego próbek wytworzonych techniką SLM wpłynęło na zmniejszenie różnicy zmierzonych twardości do 22% (261 HV1).

- 6. Drobnoziarnista struktura martenzytyczna warstwy nawęglonej i zahartowanej elementów modelowych ze stali 21NiCrMo2 wytwarzanej z wykorzystaniem techniki SLM charakteryzowała się twardością 829 HV1, większą od twardości materiału konwencjonalnego wynoszącej 811 HV1.
- Maksymalna twardość warstwy umocnionej, w przypadku kół zębatych wytworzonych techniką SLM, wynosiła 755 HV1 i była większa o około 5,9% od twardości kół wytworzonych konwencjonalnie (710 HV1), a grubości tych warstw były zbliżone i wynosiły 0,88-09 mm.
- 8. W wyniku implementacji techniki SLM w procesie wytwarzania kół zębatych zaobserwowano mniejsze zużycie materiału konstrukcyjnego. Zastosowanie podejścia NNS (ang. Near Net Shape) w produkcji kół zębatych techniką SLM spowodowało oszczędność materiału wynoszącą ponad 1kg/szt. w stosunku do zużycia stali podczas klasycznego procesu wytwarzania kół zębatych.
- 9. Wytworzone przyrostowo koła zębate charakteryzują się obecnością porowatości. Stwierdzona nierównomierność rozmieszczenia porów i większa wartość wskaźnika porowatości materiału kół wytworzonych przyrostowo (wynoszącego lokalnie do 1%) związana jest z warunkami procesu stapiania proszku i ograniczoną efektywnością odprowadzania odprysków cząstek materiału podczas laserowego naświetlania warstwy proszku w zastosowanej maszynie przyrostowej.
- 10. Obserwowane zużycie masowe badanych kół zębatych wytworzonych przyrostowo, po osiągnięciu bazowej liczby cykli zmian obciążenia (5 mln cykli), w całym zakresie zadawanych obciążeń było niższe o 39-55% w odniesieniu do kół wytworzonych konwencjonalnie.
- 11. Podczas stanowiskowych badań zmęczeniowych uwidoczniono na powierzchniach bocznych zębów obecność mikropittingu i rozwijającego się pittingu, przy czym maksymalny udział sumarycznej powierzchni zarejestrowanych ubytków w kołach wytworzonych konwencjonalnie wyniósł 2,33%, a w kołach wytworzonych przyrostowo 7,79%. Zasadniczy wpływ na mechanizm zmęczeniowego zużywania powierzchni bocznych zębów kół wytwarzanych przyrostowo wywiera obecność porowatości strukturalnej i powierzchniowej. Losowe rozmieszczenie tej porowatości decydowało o nierównomiernym zużywaniu powierzchni bocznych poszczególnych zębów na obwodzie wieńca zębatego.
- 12. Maksymalna zarejestrowana głębokość wykruszenia na powierzchniach bocznych zębów kół wytwarzanych techniką konwencjonalną w postaci jamki pittingowej

wyniosła ok. 178 μm, a w przypadku kół wytworzonych techniką SLM - 400 μm. Średnie wartości głębokości wykruszeń po osiągnięciu bazowej liczby cykli osiągały blisko czterokrotnie większe wartości w kołach wytwarzanych przyrostowo, na danym poziomie obciążeń badanych kół zębatych.

- 13. Na podstawie uzyskanych wyników badań zmęczeniowych należy przyjąć, że koła wykonane techniką SLM mogą stanowić alternatywę dla kół wytworzonych konwencjonalnie, zwłaszcza w przypadku konieczności doraźnego odtwarzania sprawności technicznej maszyn i urządzeń. Takie podejście do implementacji druku 3D w praktyce jest coraz częściej opisywany w dostępnej literaturze.
- 14. Zaproponowany w pracy proces technologiczny wytwarzania kół zębatych z zastosowaniem techniki SLM ze stali 21NiCrMo2 umożliwia produkcję kół zębatych walcowych o porównywalnych właściwościach użytkowych w odniesieniu do kół wytwarzanych metodą konwencjonalną.

Według autora rozprawy do najważniejszych, oryginalnych osiągnięć niniejszej pracy można zaliczyć:

- Adaptację i praktyczne wykorzystanie matematycznego modelu kwadratowej regresji powierzchni odpowiedzi w zakresie estymacji wartości udziału pustek wewnątrz struktury stali 21NiCrMo2, powstałych podczas procesu selektywnego stapiania laserowego, w funkcji wartości poszczególnych zmiennych niezależnych (mocy wiązki promieniowania laserowego, prędkości naświetlania, odległości między wektorami naświetlania).
- Przeprowadzenie oceny wpływu zastosowanej obróbki cieplnej i cieplnochemicznej na wybrane właściwości mechaniczne stali 21NiCrMo2 wytworzonej z wykorzystaniem techniki SLM w odniesieniu do właściwości materiału wykonanego konwencjonalnie.
- Określenie parametrów technicznych i kolejności występowania poszczególnych zabiegów technologicznych w procesie produkcji kół zębatych walcowych o zębach prostych wytworzonych z wykorzystaniem techniki selektywnego stapiania laserowego (SLM).
- 4. Opracowanie metodyki rejestracji i pomiarów pola powierzchni i głębokości wykruszeń na powierzchniach czynnych zębów bez konieczności ingerencji w strukturę materiału kół zębatych.
- 5. Identyfikacja mechanizmów zużywania powierzchni bocznych zębów kół zębatych

wytwarzanych z wykorzystaniem techniki SLM z uwzględnieniem występowaniem defektów strukturalnych w postaci porowatości.

Uzyskane wyniki prac umożliwiają wytyczenie kierunków dalszych badań teoretycznych i doświadczalnych dotyczących:

- 1. Analizy zjawisk towarzyszących zmęczeniowemu zużywaniu części maszyn wytwarzanych z wykorzystaniem wybranych technik przyrostowych.
- 2. Oceny wpływu obróbki cieplnej w postaci prasowania izostatycznego na gorąco na udział pustek strukturalnych kół zębatych wytwarzanych techniką SLM.
- 3. Określenia wpływu mechanicznej obróbki wykańczającej w postaci kulowania na zmęczeniową trwałość stykową kół zębatych wytworzonych techniką SLM.
- 4. Implementacji technik wytwarzania przyrostowego w procesach produkcyjnych wybranych elementów mechanicznych układów napędowych.

Streszczenie

Duża dynamika rozwoju dostępnych techniki przyrostowych spowodowała coraz szersze ich wykorzystywanie w procesach produkcyjnych gotowych elementów. Na tle wciąż doskonalonych konwencjonalnych procesów technologicznych, techniki przyrostowe, takie jak selektywne stapianie laserowe, może stanowić alternatywne rozwiązanie. Duża uniwersalność techniki SLM w zakresie kształtu finalnego wyrobu w połączeniu z podejściem NNS (ang. Near Net Shape), mającym na celu minimalizację liczby zabiegów postprocesowych i uzyskanie dużej oszczędności wykorzystanego w procesie selektywnego stapiania laserowego materiału, kreśli perspektywę jej szerokiego zastosowania w produkcji między innymi kół zębatych.

Jedną z zasadniczych kwestii podjętych w pracy było zbadanie trwałości zmęczeniowej stykowej i identyfikacja przebiegu zużywania powierzchni bocznych zębów kół zębatych walcowych wytwarzanych techniką SLM ze stali 21NiCrMo2. W celu potwierdzenia możliwości alternatywnego, praktycznego zastosowania kół zębatych wytwarzanych przyrostowo, wyniki badań zmęczeniowych odniesiono do rezultatów uzyskanych dla elementów o tej samej geometrii, wykonanych z wykorzystaniem techniki konwencjonalnej.

Szeroki zakres badań przedstawiony w pracy dotyczył procesu doboru parametrów selektywnego stapiania laserowego stali 21NiCrMo2 z wykorzystaniem techniki SLM, który obejmował trzy zmienne: moc wiązki promieniowania lasera (P_L), prędkość naświetlania (v_s) i odległość między wektorami naświetlania (h_d). Dobór parametrów realizowano w oparciu o pomiary udziału pustek wewnątrz struktury materiału, a także porównanie właściwości mechanicznych elementów modelowych wytwarzanych z wykorzystaniem wytypowanych grup parametrów. Etap ten wzbogacono o adaptacje i praktyczne wykorzystanie matematycznego modelu kwadratowej regresji powierzchni odpowiedzi, który pozwalał na estymację udziału pustek w strukturze materiału w zależności od wartości rozważanych zmiennych niezależnych. Na podstawie analizy uzyskanych wyników badań wytypowano jedną grupę parametrów: $P_L = 240$ W, $v_s = 600$ mm/s, $h_d = 0.10$ mm/s, z wykorzystywaniem których wytworzone elementy modelowe charakteryzowały się średnią wartością porowatości 0,13%. Dzięki realizacji szeregu badań mikrostrukturalnych, wytrzymałościowych, w tym niskocyklowej trwałości zmęczeniowej, uzyskano pełną charakterystykę materiału 21NiCrMo2 wytwarzanego z wykorzystaniem techniki SLM w stanie po wydruku i po obróbce cieplnej w postaci wyżarzania odprężającego. Ponadto wyniki te zestawiono z właściwościami uzyskanymi dla materiału wytworzonego konwencjonalnie w stanie po normalizacji.

Z uwagi na konieczność uzyskania twardej, odpornej na zużywanie ścierne warstwy wierzchniej boków zębów, w pracy określono również wpływ obróbki cieplno-chemicznej (nawęglania, hartowania i odpuszczania niskiego) na właściwości mechaniczne elementów wytwarzanych przyrostowo. Zarejestrowane wartości poszczególnych parametrów wytrzymałościowych porównano z wartościami odnotowanymi dla materiału uzyskanego konwencjonalnie, w tym samym stanie.

Poddane badaniom koła zębate wytworzone techniką SLM charakteryzowały się wartościami parametrów chropowatości powierzchni bocznych zębów wynoszącymi $Ra = 12.82 \mu m$, $Rz = 80.89 \mu m$, a także niską klasą dokładności wykonania (klasa 11 według PN-ISO 1328-1;2:2015), co wymusiło konieczność realizacji obróbki wykańczającej w postaci szlifowania obwiedniowego. W wyniku usunięcia warstwy materiału, podczas obróbki mechanicznej, następowało otwarcie porowatości strukturalnej zaobserwowanej w postaci defektów na powierzchni bocznej zębów kół zębatych. Dalsze analizy strukturalne wykazały nierównomierność rozkładu porowatości na obwodzie wieńca zębatego, a zarejestrowane lokalnie wartości udziału pustek wynosiły mniej niż 1%. Wzrost wartości porowatości kół zębatych powiązano z warunkami procesu stapiania proszku i ograniczoną efektywnością odprowadzania odprysków cząstek materiału podczas laserowego naświetlania warstwy proszku w zastosowanej maszynie przyrostowej. Ponadto wyniki badań właściwości mechanicznych wytworzonych kół zębatych techniką SLM wskazywały na wyższą twardość warstwy wierzchniej (755 HV1), niż w przypadku kół wykonanych konwencjonalnie jednocześnie zbliżonych grubościach (710 HV1), przy warstwy utwardzonej (0,8 mm - 0,9 mm).

Analiza wyników badań zmęczeniowych trwałości stykowej kół zębatych zrealizowanych z wykorzystaniem stanowiska pracującego w układzie mocy krążącej wykazała, że zużycie masowe badanych kół zębatych wytworzonych przyrostowo, po osiągnięciu bazowej liczby cykli zmian obciążenia (N = $5 \cdot 10^6$ cykli), w całym zakresie zadawanych obciążeń $(\sigma_{\rm HI} = 1683 \text{ MPa},)$ $\sigma_{
m HII}$ = 1807 MPa, $\sigma_{\rm HIII}$ = 1904 MPa) było niższe o 39-55% w odniesieniu do kół wytworzonych konwencjonalnie, co uzasadniono większą twardością powierzchni bocznych kół zębatych wytworzonych techniką SLM. Na powierzchniach bocznych zębów zaobserwowano obecność mikropittingu i rozwijającego się pittingu, przy czym maksymalny udział sumarycznej powierzchni zarejestrowanych ubytków w kołach wytworzonych konwencjonalnie wyniósł 2,33%, a w kołach wytworzonych przyrostowo - 7,79%. Zasadniczy wpływ na mechanizm zmęczeniowego zużywania powierzchni bocznych zębów kół wytwarzanych przyrostowo wywiera obecność porowatości otwartej, podskórnej i podpowierzchniowej, co dało podstawę do wyróżnienia 4 różnych mechanizmów powstawania wykruszeń w miejscach objętych występowaniem defektów. Ponadto losowe rozmieszczenie porowatości wpłynęło na obserwowaną nierównomierność zużywania powierzchni bocznych poszczególnych zębów na obwodzie wieńca zębatego. Maksymalna zarejestrowana głębokość wykruszeń w postaci jamek pittingowych na powierzchniach bocznych zębów kół wytwarzanych techniką konwencjonalną wyniosła ok. 178 μm, a w przypadku kół wytworzonych techniką SLM - 400 μm. Średnie wartości głębokości wykruszeń, po osiągnięciu bazowej liczby cykli, były blisko czterokrotnie większe w kołach wytwarzanych przyrostowo.

Abstract

The rapid development of additive manufacturing technologies has led to their increasingly widespread use in the production processes of finished components. Amidst the continual improvement of conventional manufacturing processes, additive techniques, such as selective laser melting (SLM), present a viable alternative. The high versatility of SLM in shaping the final product, combined with the Near Net Shape (NNS) approach—which aims to minimize post-processing steps and maximize material efficiency—suggests its potential for broad application, including the manufacturing of gears.

A key aspect of this study was to investigate the contact fatigue durability and wear progress of the side surfaces of cylindrical gear teeth produced by SLM from 21NiCrMo2 steel. To validate the practical and alternative use of additively manufactured gears, the fatigue test results were compared with those obtained for conventionally manufactured gears of the same geometry.

The wide research presented in this study involved selecting parameters for the SLM process of 21NiCrMo2 steel, focusing on three variables: laser beam power (P_L), scanning speed (v_s), and hatch distance (h_d). Parameter selection was based on measurements of internal porosity and comparisons of the mechanical properties of model components produced using selected parameter groups. This phase included adapting and applying a quadratic response surface regression model to estimate porosity based on the considered independent variables. Based on the analysis of the results, one parameter group was selected: $P_L = 240$ W, $v_s = 600$ mm/s, $h_d = 0.10$ mm, with the use of which the samples produced were characterized by porosity of 0.13%. Comprehensive microstructural and strength tests, including low-cycle fatigue durability, provided a complete characterization of 21NiCrMo2 steel manufactured by SLM, both in its as-printed state and after stress-relief annealing. These results were compared with properties of conventionally produced material in its normalized state.

Given the need for a hard, wear-resistant surface layer on gear teeth sides, the study also examined the impact of thermochemical treatments (carburizing, quenching, and tempering) on the mechanical properties of additively manufactured components. Recorded strength parameters were compared with those of conventionally produced material in the same state.

SLM-manufactured gears exhibited side surface roughness values of $Ra = 12.82 \mu m$ and $Rz = 80.89 \mu m$, along with low manufacturing accuracy (class 11 according to PN-ISO 1328-1;2:2015), necessitating finishing operation such as profile grinding. Material removal during machining exposed structural porosity defects on the gear teeth surfaces. Further structural analyses revealed uneven porosity distribution around the gear circumference, with local porosity values below 1%. Increased gear porosity was linked to powder melting process conditions and limited particle ejection efficiency during laser exposure in the additive manufacturing machine. Additionally, mechanical property tests of

SLM-manufactured gears indicated higher surface hardness (755 HV1) compared to conventionally produced gears (710 HV1), with similar hardened layer thicknesses (0.8 mm - 0.9 mm).

The analysis of contact fatigue durability tests, conducted using a circulating power test rig, demonstrated that the mass wear of SLM-manufactured gears after reaching the baseline number of load cycles (N = $5 \cdot 10^6$ cycles) was 39-55% lower across the applied load ranges ($\sigma_{HI} = 1683$ MPa, $\sigma_{HII} = 1807$ MPa, $\sigma_{HIII} = 1904$ MPa) compared to conventionally manufactured gears. This was attributed to the higher surface hardness of the SLM-manufactured gears. Micropitting and developing pitting were observed on the gear tooth side surfaces, with the maximum recorded total pitting area being 2.33% for conventionally produced gears and 7.79% for additively manufactured gears. The presence of open, subsurface, and near-surface porosity significantly influenced the fatigue wear mechanism of SLM-manufactured gear teeth, leading to the identification of four distinct mechanisms of wear surface . Random porosity distribution contributed to the uneven distribution of wear observed on individual gear teeth around the circumference. The maximum recorded pit depth was approximately 178 µm for conventionally produced gears and 400 µm for SLM-manufactured gears, with average pit depths nearly four times greater in the latter after reaching the baseline number of cycles.

Literatura

- [1] Wohler associates, "Wohlers report 2017, 3D printing and additive manufacturing, state of industry, annual report," 2018.
- [2] A. Kuźnar, "Czwarta rewolucja przemysłowa i jej skutki dla gospodarki światowej," in *Raport o konkurencyjności 2019*, A. Kowalski and M. Weresa, Eds. Warszawa: Oficyna Wydawnicza SGH, 2018, p. 326.
- [3] I. Gibson, D. Rosen, and B. Stucker, *Additive manufacturing technologies 3D Printing, Rapid Prototyping, and Direct Digital Manufacturing*, no. 2. USA: Springer New York Heidelberg Dordrecht London, 2018.
- [4] A. Gebhardt, Understanding Additive Manufacturing Rapid Prototyping, Rapid Tooling, Rapid Manufacturing. Monachium: Hanser Publications, 2011.
- [5] J. O. Milewski, *Additive Manufacturing of Metals*, vol. 258. Santa Fe: Springer International Publishing AG, 2017.
- [6] D. T. Pham and R. S. Gault, "A comparison of rapid prototyping technologies," Int. J. Mach. Tools Manuf., vol. 38, no. 10–11, pp. 1257–1287, 1998, doi: 10.1016/S0890-6955(97)00137-5.
- [7] Y. Zhang *et al.*, "Additive Manufacturing of Metallic Materials: A Review," J. Mater. Eng. Perform., vol. 27, no. 1, pp. 1–13, 2018, doi: 10.1007/s11665-017-2747-y.
- [8] K. Karczewski, M. Pęska, M. Ziętala, and M. Polański, "Fe-Al thin walls manufactured by Laser Engineered Net Shaping," J. Alloys Compd., vol. 696, pp. 1105–1112, 2017, doi: 10.1016/j.jallcom.2016.12.034.
- [9] I. Kunce, M. Polanski, and J. Bystrzycki, "Structure and hydrogen storage properties of a high entropy ZrTiVCrFeNi alloy synthesized using Laser Engineered Net Shaping (LENS)," *Int. J. Hydrogen Energy*, vol. 38, no. 27, pp. 12180–12189, 2013, doi: 10.1016/j.ijhydene.2013.05.071.
- [10] R. S. Amano and P. K. Rohatgi, "Laser engineered net shaping process for SAE 4140 low alloy steel," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 528, no. 22–23, pp. 6680–6693, 2011, doi: 10.1016/j.msea.2011.05.036.
- [11] R. Adams, "Ion fusion formation: An alternative additive manufacturing approach," *SAE Tech. Pap.*, no. September 2008, 2008, doi: 10.4271/2008-01-2323.
- [12] S. Shimizu, H. T. Fujii, Y. S. Sato, H. Kokawa, M. R. Sriraman, and S. S. Babu, "Mechanism of weld formation during very-high-power ultrasonic additive manufacturing of Al alloy 6061," *Acta Mater.*, vol. 74, pp. 234–243, 2014, doi: 10.1016/j.actamat.2014.04.043.
- [13] R. J. Friel and R. A. Harris, "Ultrasonic additive manufacturing A hybrid production process for novel functional products," *Procedia CIRP*, vol. 6, no. 1, pp. 35–40, 2013, doi: 10.1016/j.procir.2013.03.004.
- [14] I. Rishmawi, M. Salarian, and M. Vlasea, "Tailoring green and sintered density of pure iron parts using binder jetting additive manufacturing," *Addit. Manuf.*, vol. 24, no. September, pp. 508–520, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2018.10.015.
- [15] G. K. Meenashisundaram, Z. Xu, M. L. S. Nai, S. Lu, J. S. Ten, and J. Wei, "Binder jetting additive manufacturing of high porosity 316L stainless steel metal foams," *Materials (Basel).*, vol. 13, no. 17, pp. 1–23, 2020, doi: 10.3390/MA13173744.
- [16] T. Do, P. Kwon, and C. S. Shin, "Process development toward full-density stainless steel parts with binder jetting printing," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 121, no. April, pp. 50–60, 2017, doi: 10.1016/j.ijmachtools.2017.04.006.
- [17] M. Wong, I. Owen, C. J. Sutcliffe, and A. Puri, "Convective heat transfer and pressure losses across novel heat sinks fabricated by Selective Laser Melting," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 52, no. 1–2, pp. 281–288, 2009, doi:

10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.06.002.

- [18] A. B. Badiru and V. V. D. Liu, Eds., *Additive manufacturing handbook*. CRC Press Taylor&Francis Group, 2017.
- [19] L. C. Zhang, H. Attar, M. Calin, and J. Eckert, "Review on manufacture by selective laser melting and properties of titanium based materials for biomedical applications," *Mater. Technol.*, vol. 31, no. 2, pp. 66–76, 2016, doi: 10.1179/1753555715Y.0000000076.
- [20] K. W. M. Cloots, A.B. Spierings, "Assessing new support minimizing strategies for the additive manufacturing technology SLM," pp. 131–139, 2013.
- [21] W. Schneller, M. Leitner, S. Springer, F. Grün, and M. Taschauer, "Effect of hip treatment on microstructure and fatigue strength of selectively laser melted AlSi10Mg," *J. Manuf. Mater. Process.*, vol. 3, no. 1, 2019, doi: 10.3390/jmmp3010016.
- [22] N. E. Uzan, S. Ramati, R. Shneck, N. Frage, and O. Yeheskel, "On the effect of shotpeening on fatigue resistance of AlSi10Mg specimens fabricated by additive manufacturing using selective laser melting (AM-SLM)," *Addit. Manuf.*, vol. 21, no. September 2017, pp. 458–464, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2018.03.030.
- [23] M. Åsberg, G. Fredriksson, S. Hatami, W. Fredriksson, and P. Krakhmalev, "Influence of post treatment on microstructure, porosity and mechanical properties of additive manufactured H13 tool steel," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 742, no. August 2018, pp. 584– 589, 2019, doi: 10.1016/j.msea.2018.08.046.
- [24] O. Adegoke, J. Andersson, H. Brodin, and R. Pederson, "Influence of laser powder bed fusion process parameters on voids, cracks, and microhardness of nickel-based superalloy alloy 247LC," *Materials (Basel).*, vol. 13, no. 17, Sep. 2020, doi: 10.3390/MA13173770.
- [25] A. K. Singla *et al.*, "Selective laser melting of Ti6Al4V alloy: Process parameters, defects and post-treatments," *J. Manuf. Process.*, vol. 64, pp. 161–187, 2021, doi: https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2021.01.009.
- [26] R. Nandhakumar and K. Venkatesan, "A process parameters review on selective laser melting-based additive manufacturing of single and multi-material: Microstructure, physical properties, tribological, and surface roughness," *Mater. Today Commun.*, vol. 35, p. 105538, 2023, doi: https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2023.105538.
- [27] C. Y. Yap *et al.*, "Review of selective laser melting: Materials and applications," *Appl. Phys. Rev.*, vol. 2, no. 4, 2015, doi: 10.1063/1.4935926.
- [28] J. P. Kruth, P. Mercelis, J. Van Vaerenbergh, L. Froyen, and M. Rombouts, "Binding mechanisms in selective laser sintering and selective laser melting," *Rapid Prototyp. J.*, vol. 11, no. 1, pp. 26–36, 2005, doi: 10.1108/13552540510573365.
- [29] B. Van Der Schueren, "Basic Contributions to the Development of the Selective Metal Powder Sintering Process," University of Leuven, 1996.
- [30] Klocke F. and Wirtz H., "Selective Laser Sintering of Ceramics," 1997.
- [31] K. McAlea, "Materials and applications for the selective laser sintering process," in *Proc. 7th Int. Conf. on Rapid Prototyping*, 1997, pp. 22–33.
- [32] G. Kasperovich, J. Haubrich, J. Gussone, and G. Requena, "Correlation between porosity and processing parameters in TiAl6V4 produced by selective laser melting," *Mater. Des.*, vol. 105, pp. 160–170, 2016, doi: 10.1016/j.matdes.2016.05.070.
- [33] J. A. N. Sukal, D. Palousek, and D. Koutny, "The effect of recycling powder steel on porosity and surface roughness of SLM parts," *MM Sci. J.*, vol. 2018, no. December, pp. 2643–2647, 2018, doi: 10.17973/MMSJ.2018_12_2018110.
- [34] M. Katancik, S. Mirzababaei, M. Ghayoor, and S. Pasebani, "Selective laser melting and tempering of H13 tool steel for rapid tooling applications," *J. Alloys Compd.*, vol. 849, p. 156319, 2020, doi: 10.1016/j.jallcom.2020.156319.

- [35] P. K. Neghlani, "SLM additive manufacturing of Alloy 718 Effect of process parameters on microstructure and properties," no. August, 2016, doi: 10.13140/RG.2.2.25434.64963.
- [36] B. M. Sharratt, "Non-Destructive Techniques and Technologies for Qualification of Additive Manufactured Parts and Processes: A Literature Review," *Dep. Natl. Def. Canada*, vol. 55, no. March, pp. 95–100, 2015.
- [37] Nikon SLM Solution, "SLM Parameter Development Training materiały szkoleniowe," 2020.
- [38] Q. Jia and D. Gu, "Selective laser melting additive manufacturing of Inconel 718 superalloy parts: Densification, microstructure and properties," *J. Alloys Compd.*, vol. 585, pp. 713–721, 2014, doi: 10.1016/j.jallcom.2013.09.171.
- [39] M. Saunders, "X marks the spot find ideal process parameters for your metal AM parts," vol. 44, no. 0, pp. 1–13, 2017.
- [40] Z. Sun, X. P. Tan, M. Descoins, D. Mangelinck, S. B. Tor, and C. S. Lim, "Revealing hot tearing mechanism for an additively manufactured high-entropy alloy via selective laser melting," *Scr. Mater.*, vol. 168, pp. 129–133, 2019, doi: 10.1016/j.scriptamat.2019.04.036.
- [41] P. Niu, R. Li, S. Zhu, M. Wang, C. Chen, and T. Yuan, "Hot cracking, crystal orientation and compressive strength of an equimolar CoCrFeMnNi high-entropy alloy printed by selective laser melting," *Opt. Laser Technol.*, vol. 127, no. July 2019, p. 106147, 2020, doi: 10.1016/j.optlastec.2020.106147.
- [42] E. Chauvet *et al.*, "Hot cracking mechanism affecting a non-weldable Ni-based superalloy produced by selective electron Beam Melting," *Acta Mater.*, vol. 142, pp. 82– 94, 2018, doi: 10.1016/j.actamat.2017.09.047.
- [43] Y. Chen *et al.*, "Dendritic microstructure and hot cracking of laser additive manufactured Inconel 718 under improved base cooling," *J. Alloys Compd.*, vol. 670, pp. 312–321, 2016, doi: 10.1016/j.jallcom.2016.01.250.
- [44] M. Feld, "Podstawy projektowania procesów technologicznych typowych częsci maszyn." Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa, 2003.
- [45] K. Gupta, N. K. Jain, and R. Laubscher, *Advanced gear manufacturing and finishing classical and modern processes*. Academic Press Elsevier, 2017.
- [46] D. Jelaska, *Gears and Gear Drives*. Split: John Wiley & Sons Ltd, 2012.
- [47] M. Zapłata, "Koła zębate, Część I: Koła zębate walcowe proste," Szczecin, 2019. [Online]. Available: https://slideplayer.pl/slide/13740395/.
- [48] K. Zaleski and J. Matuszak, *Podstawy obróbki ubytkowej*. Politechnika Lubelska, 2016.
- [49] J. Sińczak, *Procesy kucia matrycowego*. Kraków: Wydawnictwo naukowe AKAPIT, 2010.
- [50] S. Radzevich, *Practical gear design and manufactur*. Boca Raton: Taylor & Francis Group, 2012.
- [51] R. H. Heinz Linke, Jörg Börner, Cylindrical Gears. Niemcy: Carl Hanser Verlag, 2016.
- [52] J. R. Davis, Gear materials, properties and manufacture, vol. 15, no. 1, 1989. 1989.
- [53] S. Kocańda, Zmęczeniowe pękanie metali. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1985.
- [54] L. . Naik, "Investigation on precision finishing of gears by electrochemical honing," no. Mechanical and Industrial Engineering Department, 2008.
- [55] J. H. Shaikh and N. K. Jain, "Journal of Materials Processing Technology Modeling of material removal rate and surface roughness in finishing of bevel gears by electrochemical honing process," *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 214, no. 2, pp. 200–209, 2014, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2013.08.010.
- [56] S. Pathak, N. K. Jain, I. A. Palani, S. Pathak, N. K. Jain, and I. A. Palani, "On Use of

Pulsed-Electrochemical Honing to Improve Micro-Geometry of Bevel Gears" vol. 6914, 2014, doi: 10.1080/10426914.2014.952032.

- [57] H. Singh and P. Kumar, "Factors Affecting Electrochemical Honing of SS-316," vol. 823, pp. 513–518, 2016, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.823.513.
- [58] N. K. Misra, J. P. Jain, "Investigations on precision finishing of helical gears by electrochemical honing process," 2010.
- [59] H. Singh and P. K. Jain, "Influence of ultrasonic vibrations on process performance of electrochemical honing," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, pp. 1057–1066, 2016, doi: 10.1007/s00170-016-8560-1.
- [60] J. Lawerence, L. J. Rhoades, T.A. Kohut, N. P. Nokovich, D. W. Yanda, "Unidirectional abrasive flow machining," US Patent Number 5,367,833, 1994.
- [61] L. J. Rhoades, T.A. Kohut, "Reversible unidirectional AFM," US Patent Number 5,070,652, 1991.
- [62] L. J. Rhoades, "Orbital and or reciprocal machining with a viscous plastic medium," International Patent No. WO 90/05044, 1990.
- [63] J. Kenda, J. Duhovnik, J. Tavčar, and J. Kopač, "Abrasive flow machining applied to plastic gear matrix polishing," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 71, no. 1–4, pp. 141– 151, 2014, doi: 10.1007/s00170-013-5461-4.
- [64] W. P. Nebiolo, "The basics of surface Engineering by Isotropic Superfinishing (ISF) using a traditional vibratory finishing bowl," *Natl. Assoc. Surf. Finish. Annu. Tech. Conf. 2006, SUR/FIN 2006*, no. 860, pp. 43–52, 2006.
- [65] C. Beach et al., "Chemically accelerated vibratory surface finishing (CAVSF)," 2009.
- [66] L. Winkelmann, O. El Saeed, and M. Bell, "The capacity of superfinished vehicle components to increase fuel economy," 2007 Proc. ASME Int. Des. Eng. Tech. Conf. Comput. Inf. Eng. Conf. DETC2007, vol. 7, no. February, pp. 733–746, 2008, doi: 10.1115/DETC2007-34860.
- [67] G. Budzik, "The Use of the Rapid Prototyping Method for the Manufacture and Examination of Gear Wheels," *Adv. Appl. Rapid Prototyp. Technol. Mod. Eng.*, no. March, 2011, doi: 10.5772/22848.
- [68] K. Gupta, "Recent developments in additive manufacturing of gears: A review," *Adv. Transdiscipl. Eng.*, vol. 8, pp. 131–136, 2018, doi: 10.3233/978-1-61499-902-7-131.
- [69] B. Deáky, R. Udroiu, N. Lupulescu, and N. Bâlc, "Cylindrical Gear Rapid Manufacturing Study (Part I)," *Mod. Technol. Qual. Innov. - New face TMCR*, no. April, pp. 76–79, 2011, doi: 10.13140/2.1.1379.9044.
- [70] M. D. Vasilescu, "Constructiv and technological consideration on the generation of gear made by the DLP 3D-printed methode," *Mater. Plast.*, vol. 56, no. 2, pp. 440–444, 2019, doi: 10.37358/mp.19.2.5203.
- [71] M. D. Vasilescu and T. Fleser, "Influence of technological parametrs on the dimension of threaded parts generated with PLA matherial by FDM 3D printing," *Mater. Plast.*, vol. 55, pp. 718–722, 2018, doi: 10.37358/mp.18.4.5108.
- [72] P. Skawiński, P. Siemiński, and P. Błazucki, "Applications of additive manufacturing (FDM method) in the manufacturing of gear," *Mechanik*, no. 12, pp. 976/173-976/179, 2015, doi: 10.17814/mechanik.2015.12.582.
- [73] V. Sekar, M. H. Fouladi, S. N. Namasivayam, and S. Sivanesan, "Additive Manufacturing: A Novel Method for Developing an Acoustic Panel Made of Natural Fiber-Reinforced Composites with Enhanced Mechanical and Acoustical Properties," J. Eng. (United Kingdom), vol. 2019, 2019, doi: 10.1155/2019/4546863.
- [74] J. Kim and B. S. Kang, "Enhancing structural performance of short fiber reinforced objects through customized tool-path," *Appl. Sci.*, vol. 10, no. 22, pp. 1–19, 2020, doi: 10.3390/app10228168.

- [75] Y. Li, Q. Ding, H. Zhao, T. Wu, M. Zhang, and Y. Zhang, "Anisotropic properties of polylactic acid-carbon fiber composites prepared by droplet spray additive manufacturing," *Materials (Basel).*, vol. 12, no. 4, 2019, doi: 10.3390/ma12040669.
- [76] B. Mansfield, S. Torres, T. Yu, and D. Wu, "A review on additive manufacturing of ceramics," ASME 2019 14th Int. Manuf. Sci. Eng. Conf. MSEC 2019, vol. 1, pp. 36–53, 2019, doi: 10.1115/MSEC2019-2886.
- [77] L. Zumofen and A. Kirchheim, "Feasibility Investigation of Gears Manufactured by Fused Filament Fabrication," *Ind. Addit. Manuf.*, no. September, 2021, doi: 10.1007/978-3-030-54334-1.
- [78] R. Mitrovic *et al.*, "Determination of optimal parameters for rapid prototyping of the involute gears," *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 393, no. 1, 2018, doi: 10.1088/1757-899X/393/1/012105.
- [79] G. Budzik, T. Markowski, and M. Sobolak, "Analysis of Surface Roughness of Transmission Gear," *J. KONES Powertrain Transp.*, vol. 15, no. 2, 2008.
- [80] M. M. Grzegorz Budzik, Tomasz Dziubek, Bartłomiej Sobolewski, "Wpływ procesu piaskowania na dokładność kształtowo wymiarową prototypów kół zębatych wytworzonych metodą SLS," in *Koła zębate. Projektowanie wytwarzanie pomiary eksploatacja*, 2017, pp. 48–52.
- [81] R. B. Jadwiga Pisula, "Analiza geometryczna zarysu zęba koła walcowego z liniową i punktową modyfikacją głowy za pomocą współrzędnościowych maszyn pomiarowych," in Koła zębate. Projektowanie - wytwarzanie - pomiary - eksploatacja, 2017, pp. 67–74.
- [82] A. Marciniec and G. Budzik, "Ocena dokładności prototypów stożkowych kół zębatych z zastosowaniem CMM," *Mechanika*, vol. Zeszyt 7, 2010.
- [83] T. Dziubek, "Application of coordination measuring methods for assessing the performance properties of polymer gears," *Polimery/Polymers*, vol. 63, no. 1, pp. 49–52, 2018, doi: 10.14314/polimery.2018.1.8.
- [84] M. M. Grzegorz Budzik, Tomasz Dziubek, Bartłomiej Sobolewski, "Określenie dokładności prototypów kół zębatych wytwarzanych addytywną metodą SLS," in *Kola zębate. Projektowanie - wytwarzanie - pomiary - eksploatacja*, 2017, pp. 58–63.
- [85] C. Tröger, A. T. Bens, G. Bermes, R. Klemmer, J. Lenz, and S. Irsen, "Ageing of acrylate-based resins for stereolithography: Thermal and humidity ageing behaviour studies," *Rapid Prototyp. J.*, vol. 14, no. 5, pp. 305–317, 2008, doi: 10.1108/13552540810907983.
- [86] U. Berger and B. Mäule, "Rapid manufacturing of high reduction polymer gears by use of stereolithography," *IEEE/ASME Int. Conf. Adv. Intell. Mechatronics, AIM*, pp. 613– 617, 2009, doi: 10.1109/AIM.2009.5229943.
- [87] U. Berger, "Aspects of accuracy and precision in the additive manufacturing of plastic gears," *Virtual Phys. Prototyp.*, vol. 10, no. 2, pp. 49–57, 2015, doi: 10.1080/17452759.2015.1026127.
- [88] M. Sobolak, G. Budzik, and T. Markowski, "Prototyping of bevel gears of aircraft power transmission," *J. KONES*, vol. 14, no. 2, pp. 61–66, 2007.
- [89] R. García-García and M. A. González-Palacios, "Method for the geometric modeling and rapid prototyping of involute bevel gears," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 98, no. 1–4, pp. 645–656, 2018, doi: 10.1007/s00170-018-2246-9.
- [90] B. Michael, J. Sanjay, S. Timothy, and D. Corey, "Cost Modeling and Depreciation for Reused Powder Feedstocks in Powder Bed Fusion Additive Manufacturing," *Proc. 27th Annu. Int. Solid Free. Fabr. Symp.*, vol. 44, no. 3, pp. 52–54, 2013, [Online]. Available: http://content.wkhealth.com/linkback/openurl?sid=WKPTLP:landingpage&an=000062 47-201303000-00012.
- [91] D. W. Rosen, "Research supporting principles for design for additive manufacturing:

This paper provides a comprehensive review on current design principles and strategies for AM," *Virtual Phys. Prototyp.*, vol. 9, no. 4, pp. 225–232, 2014, doi: 10.1080/17452759.2014.951530.

- [92] L. Rickenbacher, A. Spierings, and K. Wegener, "An integrated cost-model for selective laser melting (SLM)," *Rapid Prototyp. J.*, vol. 19, no. 3, pp. 208–214, 2013, doi: 10.1108/13552541311312201.
- [93] M. Ruffo, C. Tuck, and R. Hague, "Cost estimation for rapid manufacturing Laser sintering production for low to medium volumes," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.*, vol. 220, no. 9, pp. 1417–1427, 2006, doi: 10.1243/09544054JEM517.
- [94] K. Kellens, M. Baumers, T. G. Gutowski, W. Flanagan, R. Lifset, and J. R. Duflou, "Environmental Dimensions of Additive Manufacturing: Mapping Application Domains and Their Environmental Implications," *J. Ind. Ecol.*, vol. 21, pp. S49–S68, 2017, doi: 10.1111/jiec.12629.
- [95] T. Kamps, M. Lutter-Guenther, C. Seidel, T. Gutowski, and G. Reinhart, "Cost- and energy-efficient manufacture of gears by laser beam melting," *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.*, vol. 21, pp. 47–60, 2018, doi: 10.1016/j.cirpj.2018.01.002.
- [96] J. Bouquet, L. Hensgen, A. Klink, T. Jacobs, F. Klocke, and B. Lauwers, "Fast production of gear prototypes - A comparison of technologies," *Procedia CIRP*, vol. 14, pp. 77–82, 2014, doi: 10.1016/j.procir.2014.03.066.
- [97] D. Marini and J. R. Corney, "Process selection methodology for near net shape manufacturing," Int. J. Adv. Manuf. Technol., vol. 106, no. 5–6, pp. 1967–1987, 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04561-w.
- [98] D. Marini and J. R. Corney, "A methodology for near net shape process feasibility assessment," *Prod. Manuf. Res.*, vol. 5, no. 1, pp. 390–409, 2017, doi: 10.1080/21693277.2017.1401495.
- [99] T. Childerhouse and M. Jackson, "Near net shape manufacture of titanium alloy components from powder and wire: A review of state-of-the-art process routes," *Metals (Basel).*, vol. 9, no. 6, 2019, doi: 10.3390/met9060689.
- [100] Y. Zhai, D. A. Lados, and J. L. Lagoy, "Additive Manufacturing: Making imagination the major Limitation," *Jom*, vol. 66, no. 5, pp. 808–816, 2014, doi: 10.1007/s11837-014-0886-2.
- [101] A. Riveiro et al., Laser Additive Manufacturing Processes for Near Net Shape Components. In: Gupta, K. (eds) Near Net Shape Manufacturing Processes. Materials Forming, Machining and Tribology. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-030-10579-2 5
- [102] P. N. Sibisi, A. P. I. Popoola, N. K. K. Arthur, and S. L. Pityana, "Review on direct metal laser deposition manufacturing technology for the Ti-6Al-4V alloy," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 107, no. 3–4, pp. 1163–1178, 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04851-3.
- [103] J. P. M. Pragana, V. A. M. Cristino, I. M. F. Bragança, C. M. A. Silva, and P. A. F. Martins, "Integration of Forming Operations on Hybrid Additive Manufacturing Systems Based on Fusion Welding," *Int. J. Precis. Eng. Manuf. Green Technol.*, vol. 7, no. 3, pp. 595–607, 2020, doi: 10.1007/s40684-019-00152-y.
- [104] F. Xu et al., "Realisation of a multi-sensor framework for process monitoring of the wire arc additive manufacturing in producing Ti-6Al-4V parts," Int. J. Comput. Integr. Manuf., vol. 31, no. 8, pp. 785–798, 2018, doi: 10.1080/0951192X.2018.1466395.
- [105] M. A. Królikowski and M. B. Krawczyk, "Does metal additive manufacturing in industry 4.0 reinforce the role of substractive machining?," *Lect. Notes Mech. Eng.*, no. May, pp. 150–164, 2019, doi: 10.1007/978-3-030-18715-6_13.
- [106] "DMG MORI Lasertec." https://en.dmgmori.com/products/machines/additivemanufacturing/powder-nozzle/lasertec-125-ded-hybrid, (dostęp 20.03.2023r.).

- [107] "Yamazaki Mazak INTEGREX." https://www.mazakusa.com/machines/integrex-i-400am/, (dostęp 20.03.2023r.).
- [108] P. Stavropoulos, P. Foteinopoulos, A. Papacharalampopoulos, and H. Bikas, "Addressing the challenges for the industrial application of additive manufacturing: Towards a hybrid solution," *Int. J. Light. Mater. Manuf.*, vol. 1, no. 3, pp. 157–168, 2018, doi: 10.1016/j.ijlmm.2018.07.002.
- [109] C. Lin, Y. Fan, Z. Zhang, G. Fu, and X. Cao, "Additive manufacturing with secondary processing of curve-face gears," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 86, no. 1–4, pp. 9–20, 2016, doi: 10.1007/s00170-015-8118-7.
- [110] "EOS DLMS material," https://www.eos.info/en/additive-manufacturing/3d-printingmetal/dmls-metal-materials/tool-steel, (dostęp 20.03.2023r.).
- [111] T. Tezel, E. S. Topal, and V. Kovan, "Characterising the wear behaviour of DMLSmanufactured gears under certain operating conditions," *Wear*, vol. 440–441, no. July, p. 203106, 2019, doi: 10.1016/j.wear.2019.203106.
- [112] F. Concli *et al.*, "Bending fatigue behavior of 17-4 ph gears produced by additive manufacturing," *Appl. Sci.*, vol. 11, no. 7, 2021, doi: 10.3390/app11073019.
- [113] K. Rogers, "Additive Manufacturing Technologies for Gears," American Gear Manufacturers Association, 2020.
- [114] D. Bartels, J. Klaffki, I. Pitz, C. Merklein, F. Kostrewa, and M. Schmidt, "Investigation on the case-hardening behavior of additively manufactured 16MnCr5," *Metals (Basel).*, vol. 10, no. 4, pp. 1–12, 2020, doi: 10.3390/met10040536.
- [115] M. Schmitt, G. Schlick, C. Seidel, and G. Reinhart, "Examination of the processability of 16MnCr5 by means of laser powder bed fusion," *Proceedia CIRP*, vol. 74, pp. 76–81, 2018, doi: 10.1016/j.procir.2018.08.041.
- [116] M. Schmitt *et al.*, "Influence of baseplate heating and shielding gas on distortion, mechanical and case hardening properties of 16MnCr5 fabricated by laser powder bed fusion," *Procedia CIRP*, vol. 93, pp. 581–586, 2020, doi: 10.1016/j.procir.2020.03.089.
- [117] J. Bräunig, T. Töppel, B. Müller, M. Burkhardt, T. Hipke, and W. G. Drossel, "Advanced material studies for additive manufacturing in terms of future gear application," *Adv. Mech. Eng.*, vol. 2014, 2014, doi: 10.1155/2014/741083.
- [118] M. Kluge, G. Kotthoff, S. Hoeges, and C. Cavallini, "Design and Production of Innovative Transmission Components with Additive Manufacturing," 16th Int. CTI Symp. Automot. Transm. HEV EV Drives, Berlin, no. December, pp. 4–7, 2017.
- [119] T. Kamps, "Leichtbau von Stirnzahnrädern aus Edelstahl mittels Laserstrahlschmelzen,", rozprawa doktorska, Uniwersytet Techniczny w Monachium, 2018,
- [120] A. R. Paweł Rokicki, Bogdan Kozik, Grzegorz Budzik, Tomasz Dziubek, Jacek Bernaczek, Łukasz Przeszlowski, Olimpia Markowska, Barłtomiej Sobolewski, "Manufacturing of aircraft engine transmission gear with SLS (DMLS) method," *Aircr. Eng. Aerosp. Technol. An Int. J.*, vol. 3, no. August 2015, pp. 397–403, 2016, doi: 10.1108/AEAT-05-2015-0137.
- [121] T. Kamps, "Gear Wheel Manufacture Via Selective Laser Melting,", prezentacja multimedialna, Instytut Fraunhofera IWU, 2014, [dostęp online]: https://publicarest.fraunhofer.de/server/api/core/bitstreams/ef54e44d-81c1-4c19-9554cacc0b0a6c12/content.
- [122] R. Ramadani, A. Belsak, M. Kegl, J. Predan, and S. Pehan, "Topology optimization based design of lightweight and low vibration gear bodies," *Int. J. Simul. Model.*, vol. 17, no. 1, pp. 92–104, 2018, doi: 10.2507/IJSIMM17(1)419.
- [123] T. D. Bartłomiej Sobolewski, Grzegorz Budzik, "Analiza rozwiązań konstrukcyjnych kół zębatych o zmniejszonej masie," *Eksploat. i testy*, pp. 37–39, 2017.

- [124] R. Ramadani *et al.*, "Topology optimization and additive manufacturing in producing lightweight and low vibration gear body," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 113, no. 11– 12, pp. 3389–3399, 2021, doi: 10.1007/s00170-021-06841-w.
- [125] K. Ochęduszko, *Koła zębate Tom 1*. Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 1985, ISBN: 978-83-636-2304-3.
- [126] P. Muszyński, K. MKozek, and P. Poszwa, "Selected methods of injection molds cooling," *Mechanik*, no. 8–9, pp. 996–1000, 2016, doi: 10.17814/mechanik.2016.8-9.332.
- [127] F. Siglmüller *et al.*, "Efficiency of additive manufactured gears with conformal cooling," *21st TAE Int. Colloq. Tribol.*, no. June, 2018.
- [128] L. Muller, *Przekładnie zębate badania*. Warszawa: Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, 1984, ISBN:832-040-563-7.
- [129] G. Wojnar, B. Łazarz, "Wykrywanie różnych uszkodzeń kół przekładni zębatych," Diagnostyka vol. 3, no. 39, 2006.
- [130] A. S. Emil Weresa, Zdzisław Rak, "Metodyka prowadzenia badań wytrzymałości zmęczeniowej kół zębatych," *Model. inżynierskie*, no. 45, pp. 241–248, 2012.
- [131] E. Weresa, A. Seweryn, J. Szusta, Z. Rak, "Doświadczalne badania trwałości zmęczeniowej przekładni zębatych.", Eksploatacja i niezawodność, vol 17, nr 2, 2015,
- [132] M. M. Waldemar Tuszyński, MArek Kalbarczyk, "Badania tribologiczne kół zębatych stożkowych. Cz. I - urządzenia i metodyka badawcza," *Tribologia*, no. 2, pp. 83–96, 2012.
- [133] H. Madej and K. Budowy, "Modelowanie przekładni zębatych na potrzeby diagnostyki konstrukcyjnej," *Diagnostyka*, no. 29, pp. 73–79, 2003.
- [134] T. L. Krantz, M. P. Alanou, H. P. Evans, and R. W. Snidle, "Surface fatigue lives of case-carburized gears with an improved surface finish," J. Tribol., vol. 123, no. 4, pp. 709–716, 2001, doi: 10.1115/1.1387036.
- [135] M. Wacker, Einfluss von Drehungleichförmigkeiten auf die Zahnradlebensdauer in Fahrzeuggetrieben, no. 144. 2013.
- [136] G. Budzik, B. Kozik, and M. Cieplak, "A universal stand for air gear test made in rapid prototyping process," *Diagnostyka*, vol. 16, no. 2, pp. 27–30, 2015.
- [137] Z. Bogdanowicz, B. Nasidłowska, *Podstawy konstrukcji maszyn. Pitting i mikropitting kół zębatych*. Warszawa: Wojskowa Akademia Techniczna, 2019.
- [138] W. Szafański, *Podstawy konstrukcji maszyn. Przekładnie zębate*. Warszawa: Wojskowa Akademia Techniczna, 2004.
- [139] J. Spałek, A. Skoć, M. Kwaśny, *Podstawy konstrukcji maszyn Tom 1*. Warszawa: Wydawnictwo naukowe PWN, 2018.
- [140] A. Krukowski, Cz. Teper, *Podstawy Konstrukcji Maszyn: koła zębate*. Wojskowa Akademia Techniczna, 1985.
- [141] J. Drewniak, *Laboratorium badania przekładni zębatych*. Bielsko-Biała: Wydawnictwo Politechniki Łódzkiej Fillii w Bielsku-Białej, 2000.
- [142] W. Tuszyński, "Klasyfikowanie jakości samochodowych olejów przekładniowych metodą szokowego zacierania testowej przekładni zębatej," *Tribologia*, vol. nr 2, pp. 259–274, 2009.
- [143] W. Tuszyński and E. Rogoś, "Nowoczesne metody badania właściwości tribologicznych olejów smarowych," *Nafta-Gaz*, vol. R. 66, nr, pp. 927–935, 2010.
- [144] FVA Information Sheet No. 54/7 Status July Test procedure for the investigation of the micro-pitting capacity of gear lubricants. 1993.
- [145] R. Ma, Y. Chen, and Q. Cao, "Research on dynamics and fault mechanism of spur gear pair with spalling defect," J. Sound Vib., vol. 331, no. 9, pp. 2097–2109, 2012, doi: 10.1016/j.jsv.2011.12.010.

- [146] A. Skoć, M. Kwaśny, and J. Spałek, *Podstawy konstrukcji maszyn Tom 3*, Warszawa, Wydawnictwo Naukowe PWN SA, 2018.
- [147] M. Maziarz and S. Kuliński, *Obliczenia wytrzymałościowe przekładni zębatych według norm ISO*. Kraków: Wydawnictwa AGH, 1999.
- [148] A. Milburn, R. Errichello, and D. Godfrey, "Polishing wear," AGMA, no. Pap. No. 90 FTM 5, 1990.
- [149] J. H. Adams and D. Godfrey, "Borate Gear Lubrican t-EP Film Analysis and Performance," *Lubr. Eng.*, vol. 37, no. 1, pp. 16–21, 1981.
- [150] T. Kałdoński, *Podstawowe problemy analizowania procesów tribologicznych*. Wojskowa Akademia Techniczna. Wydział Mechaniczny, 2015.
- [151] A. Dyson and L. D. Wedeven, "Assessment of Lubricated Contacts Mechanisms of Scuffing and Scoring.," NASA Tech. Memo., 1983.
- [152] Y. J. Barth, N. Sagraloff, G. Egger, T. Tobie, and K. Stahl, "Investigations on Ways To Improve the Scuffing and Wear Behaviour of Oil Free Water-Based Lubricants for Gear Applications," *Proc. ASME Des. Eng. Tech. Conf.*, vol. 11, 2023, doi: 10.1115/DETC2023-114649.
- [153] A. Drechsel, J. Pellkofer, and K. Stahl, "Transferability of the scuffing load capacity of gear oils determined on spur gears to hypoid gears: Classification of hypoid oils by use of a newly developed scuffing test method," *Forsch. im Ingenieurwesen/Engineering Res.*, vol. 87, no. 3, pp. 923–932, 2023, doi: 10.1007/s10010-023-00686-3.
- [154] A. Clarke, H. P. Evans, and R. W. Snidle, "Understanding micropitting in gears," Proc. Inst. Mech. Eng. Part C J. Mech. Eng. Sci., vol. 230, no. 7–8, pp. 1276–1289, 2016, doi: 10.1177/0954406215606934.
- [155] S. Mazzola, M. Hochmann, and J. Wald, "Gear Lubrication : Long-Term Protection for Wind Turbines," no. April, pp. 36–44, 2014.
- [156] M. Mackaldener, "Robustness of Gears and Robustness of Gears," Royal Institute of Technology, Stockholm, Doctoral Thesis, ISSN 1400-1179, 2001,
- [157] G. Li, W. Bie, B. Zhao, F. Chen, C. Zhao, and Y. Zhang, "Ultrasonic assisted machining of gears with enhanced fatigue resistance: A comprehensive review," *Adv. Mech. Eng.*, vol. 14, no. 4, pp. 1–31, 2022, doi: 10.1177/16878132221082849.
- [158] V. Vullo, "Surface Durability (Pitting) of Spur and Helical Gears BT Gears: Volume
 2: Analysis of Load Carrying Capacity and Strength Design," V. Vullo, Ed. Cham: Springer International Publishing, 2020, pp. 73–147.
- [159] L. Müller, *Przekładnie zębate : projektowanie*, Wyd. 3 rozszerz. Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1979.
- [160] Y. Zhao *et al.*, "A lubrication contact pair model for simulating gear micro-pitting damage characteristics based on contour integral," *Adv. Mech. Eng.*, vol. 13, no. 8, pp. 1–9, 2021, doi: 10.1177/16878140211039431.
- [161] I. S. Al-Tubi, H. Long, J. Zhang, and B. Shaw, "Experimental and analytical study of gear micropitting initiation and propagation under varying loading conditions," *Wear*, vol. 328–329, pp. 8–16, 2015, doi: 10.1016/j.wear.2014.12.050.
- [162] W. Xu et al., "Influence of the Machining Process on the Service Life and Pitting Morphology of Gear-Tooth Surfaces," *Metals (Basel).*, vol. 12, no. 8, pp. 1–11, 2022, doi: 10.3390/met12081382.
- [163] J. Zhang and B. A. Shaw, "The effect of superfinishing on the contact fatigue of case carburised gears," *Appl. Mech. Mater.*, vol. 86, pp. 348–351, 2011, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.86.348.
- [164] D. Mallipeddi, M. Norell, M. Sosa, and L. Nyborg, "The effect of manufacturing method and running-in load on the surface integrity of efficiency tested ground, honed and superfinished gears," *Tribol. Int.*, vol. 131, pp. 277–287, 2019, doi:

10.1016/j.triboint.2018.10.051.

- [165] D. Dowson, "Elastohydrodynamic lubrication", NASA, Washington interdisciplinary approach to the lubrication of concentrated contacts, 1970.
- [166] A. Wieczorek, "Analiza warunków smarowania przekładni zębatych do napędu górniczych przenośników taśmowych," no. 1, pp. 38–42, 2018.
- [167] T. Ohno, R. Greschert, C. Löpenhaus, and C. Brecher, "The influence of material roughness, hardness and lubricant additives on micropitting behaviour in rolling-sliding contacts," *Tribol. Online*, vol. 15, no. 2, pp. 98–104, 2020, doi: 10.2474/TROL.15.98.
- [168] T. Tobie, F. Hippenstiel, and H. Mohrbacher, "Optimizing gear performance by alloy modification of carburizing steels," *Metals (Basel).*, vol. 7, no. 10, 2017, doi: 10.3390/met7100415.
- [169] A. Oila, B. A. Shaw, C. J. Aylott, and S. J. Bull, "Martensite decay in micropitted gears," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J J. Eng. Tribol.*, vol. 219, no. 2, pp. 77–83, 2005, doi: 10.1243/135065005X9790.
- [170] D. T. Jelaska, Gears and gear drives. John Wiley & Sons, 2012.
- [171] R. Errichello, "Morphology of Micropitting," 2012, [dostęp online]: https://api.semanticscholar.org/CorpusID:40155000.
- [172] M. Weibring, L. Gondecki, and P. Tenberge, "Simulation of fatigue failure on tooth flanks in consideration of pitting initiation and growth," *Tribol. Int.*, vol. 131, no. October 2018, pp. 299–307, 2019, doi: 10.1016/j.triboint.2018.10.029.
- [173] R. Michalczewski, W. Piekoszewski, M. Szczerek and W. Tuszyński., "Odporność na powierzchniowe zużycie zmęczeniowe kół zębatych pokrytych powłoką WC/C," Tribologia, no. 238, pp. 191–202, 2011.
- [174] N. Zhang et al., "Failure analysis of the carburized 20MnCr5 gear in fatigue working condition," Int. J. Fatigue, vol. 161, no. April, p. 106938, 2022, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2022.106938.
- [175] T. C. Jao, A. J. Rollin, R. O. Carter, C. J. Aylott, and B. A. Shaw, "Influence of material property on micropitting and pitting behavior," *Proc. World Tribol. Congr. III - 2005*, pp. 103–104, 2005, doi: 10.1115/wtc2005-63562.
- [176] S. guang Zhang, W. zhong Wang, H. bo Zhang, and Z. qiang Zhao, "The effect of hardness distribution by carburizing on the elastic–plastic contact performance," *Tribol. Int.*, vol. 100, pp. 24–34, 2016, doi: 10.1016/j.triboint.2015.11.004.
- [177] D. Mallipeddi, M. Norell, V. M. S. Naidu, X. Zhang, M. Näslund, and L. Nyborg, "Micropitting and microstructural evolution during gear testing -from initial cycles to failure," *Tribol. Int.*, vol. 156, no. July 2020, 2021, doi: 10.1016/j.triboint.2020.106820.
- [178] J. Zwolak and A. Palczak, "Effect of gear teeth finishing method on properties of teeth surface layer and its resistance to pitting wear creation," J. Cent. South Univ., vol. 23, no. 1, pp. 68–76, 2016, doi: 10.1007/s11771-016-3050-z.
- [179] J. Zwolak, "Struktura geometryczna powierzchni boku zęba kół zębatych a proces zmęczeniowego zużywania powierzchniowego," *Tribologia*, vol. 5, pp. 261–271, 2009.
- [180] J. Zwolak, "System projektowania przekładni zębatych maszyn roboczych w ujęciu konstrukcyjno-materiałowo-technologicznym," *Rozpr. hab. AGH, Kraków*, 2006.
- [181] T. C. Jao, O. Inacker, P. Beckmann, and K. Yatsunami, "Effects of viscosity and surface roughness on gear contact tribological layers," *Lubr. Sci.*, vol. 19, no. 1, pp. 57–70, 2007, doi: 10.1002/ls.30.
- [182] C. Shen and M. M. Khonsari, "Effect of dimple's internal structure on hydrodynamic lubrication," *Tribol. Lett.*, vol. 52, no. 3, pp. 415–430, 2013, doi: 10.1007/s11249-013-0225-8.
- [183] S. Kumar and J. P. Kruth, "Wear performance of SLS/SLM materials," Adv. Eng. Mater., vol. 10, no. 8, pp. 750–753, 2008, doi: 10.1002/adem.200800075.

- [184] D. Gu *et al.*, "Densification behavior, microstructure evolution, and wear performance of selective laser melting processed commercially pure titanium," *Acta Mater.*, vol. 60, no. 9, pp. 3849–3860, 2012, doi: 10.1016/j.actamat.2012.04.006.
- [185] E. Tascioglu, Y. Karabulut, and Y. Kaynak, "Correction to: Influence of heat treatment temperature on the microstructural, mechanical, and wear behavior of 316L stainless steel fabricated by laser powder bed additive manufacturing (The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 20," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 107, no. 5–6, p. 1957, 2020, doi: 10.1007/s00170-020-05115-1.
- [186] M. Ramezani and Z. M. Ripin, "Investigation of Wear and Friction Behavior of Cobalt-Chromium-Molybdenum Alloy Produced by Laser Powder Bed Fusion," *Appl. Sci.*, vol. 13, no. 19, 2023, doi: 10.3390/app131910582.
- [187] Y. Zhu, G. Lin, M. M. Khonsari, J. Zhang, and H. Yang, "Material characterization and lubricating behaviors of porous stainless steel fabricated by selective laser melting," J. Mater. Process. Technol., vol. 262, no. February, pp. 41–52, 2018, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2018.06.027.
- [188] H. Attar *et al.*, "Comparison of wear properties of commercially pure titanium prepared by selective laser melting and casting processes," *Mater. Lett.*, vol. 142, pp. 38–41, 2015, doi: 10.1016/j.matlet.2014.11.156.
- [189] N. Kang, P. Coddet, H. Liao, T. Baur, and C. Coddet, Wear behavior and microstructure of hypereutectic Al-Si alloys prepared by selective laser melting, vol. 378. Elsevier B.V., 2016.
- [190] S. KC, P. D. Nezhadfar, C. Phillips, M. S. Kennedy, N. Shamsaei, and R. L. Jackson, "Tribological behavior of 17–4 PH stainless steel fabricated by traditional manufacturing and laser-based additive manufacturing methods," *Wear*, vol. 440–441, no. October, p. 203100, 2019, doi: 10.1016/j.wear.2019.203100.
- [191] E. Guenther, M. Kahlert, M. Vollmer, T. Niendorf, and C. Greiner, "Tribological performance of additively manufactured aisi h13 steel in different surface conditions," *Materials (Basel).*, vol. 14, no. 4, pp. 1–10, 2021, doi: 10.3390/ma14040928.
- [192] A. Klimek, J. Kluczyński, J. Łuszczek, A. Bartnicki, K. Grzelak, and M. Małek, "Wear Analysis of Additively Manufactured Slipper-Retainer in the Axial Piston Pump," *Materials (Basel).*, vol. 15, no. 6, 2022, doi: 10.3390/ma15061995.
- [193] T. Tezel, E. S. Topal, and V. Kovan, "Failure analysis of 3D-printed steel gears," *Eng. Fail. Anal.*, vol. 110, no. January, p. 104411, 2020, doi: 10.1016/j.engfailanal.2020.104411.
- [194] G.K.L. Ng, A.E.W. Jarfors, G. Bi, et al., "Porosity formation and gas bubble retention in laser metal deposition," *Appl. Phys. A Mater. Sci. Process.*, vol. 97, no. 3, pp. 641–649, 2009, doi: 10.1007/s00339-009-5266-3.
- [195] I. Yadroitsev, Selective laser melting: Direct manufacturing of 3D-objects by selective laser melting of metal powders. LAP Lambert Academic Publishing, 2009.
- [196] S. Bergmueller, L. Gerhold, L. Fuchs, L. Kaserer, and G. Leichtfried, "Systematic approach to process parameter optimization for laser powder bed fusion of low-alloy steel based on melting modes," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 126, no. 9–10, pp. 4385–4398, 2023, doi: 10.1007/s00170-023-11377-2.
- [197] J. Kluczyński *et al.*, "Influence of Selective Laser Melting Technological Parameters on the Mechanical Properties of Additively Manufactured Elements Using 316L Austenitic Steel," *Materials (Basel).*, vol. 13, no. 6, p. 1449, 2020, doi: 10.3390/ma13061449.
- [198] L. Zumofen, A. Kirchheim, and H. J. Dennig, "Laser powder bed fusion of 30CrNiMo8 steel for quenching and tempering: examination of the processability and mechanical properties," *Prog. Addit. Manuf.*, vol. 5, no. 1, pp. 75–81, 2020, doi: 10.1007/s40964-020-00121-x.

- [199] A. Sola and A. Nouri, "Microstructural porosity in additive manufacturing: The formation and detection of pores in metal parts fabricated by powder bed fusion," J. Adv. Manuf. Process., vol. 1, no. 3, pp. 1–21, 2019, doi: 10.1002/amp2.10021.
- [200] D. Northwood *et al.*, "The effects of initial microstructure and heat treatment on the core mechanical properties of carburized automotive steels," 2018. [Online]. Available: https://www.researchgate.net/publication/286889962.
- [201] M. Schmitt et al., "Carbon particle in-situ alloying of the case-hardening steel 16mncr5 in laser powder bed fusion," *Metals (Basel).*, vol. 11, no. 6, Jun. 2021, doi: 10.3390/met11060896.
- [202] C. Scheitler *et al.*, "Laser beam melting of M50NiL: Influence of inert gas flow on resulting part properties," 2016.
- [203] M. Yang and R. D. Sisson, "Carburizing Heat Treatment of Selective-Laser-Melted 20MnCr5 Steel," J. Mater. Eng. Perform., vol. 29, no. 6, pp. 3476–3485, 2020, doi: 10.1007/s11665-020-04564-9.
- [204] T. Tchórz, Badania wpływu dynamicznej powierzchniowej obróbki plastycznej na wytrzymałość zmęczeniową kół zębatych zmodernizowanej przekładni ciągnika rolniczego: rozprawa doktorska. Warszawa: Wojskowa Akademia Techniczna, 2019.
- [205] Vishay Precision, "Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method, Tech Note TN-503," *Micro Meas.*, 2007.
- [206] R. Michalczewski, M. Kalbarczyk, W. Piekoszewski, M. Szczerek, and W. Tuszyński, "The rolling contact fatigue of WC/C-coated spur gears," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part J J. Eng. Tribol.*, vol. 227, no. 8, pp. 850–860, Aug. 2013, doi: 10.1177/1350650113478179.
- [207] H. Liu, F. Dangl, T. Lohner, and K. Stahl, "Numerical Visualization of Grease Flow in a Gearbox," *Chinese J. Mech. Eng. (English Ed.*, vol. 36, no. 1, 2023, doi: 10.1186/s10033-023-00831-7.
- [208] P. Bąk, "Badania porównawcze własności stali 1.2709 z gatunku maraging uzyskanej w technologii przyrostowej DMLS z uwzględnieniem wpływu parametrów procesu AM i degradacji złoża w odniesieniu do właściwości rodzimych tejże stali,", rozprawa doktorska, Politechnika Rzeszowska, 2023.

Normy:

- [N1] ISO/ASTM 52900:2021, Additive manufacturing General principles Fundamentals and vocabulary.
- [N2] PN-ISO 1328-1:2015, Przekładnie zębate walcowe Układ ISO tolerancji boków zębów
 Część 1: Definicje i dopuszczalne wartości odchyłek boków zębów.
- [N3] PN-ISO 6336-2:2000, Przekładnie zębate walcowe Obliczanie nośności kół Wytrzymałość zęba na zmęczenie stykowe (pitting).
- [N4] ISO 6336-5:2016, Calculation of load capacity of spur and helical gears Part 5: Strength and quality of materials.
- [N5] PN-ISO 6336-3:2000, Przekładnie zębate walcowe Obliczanie nośności kół -Wytrzymałość zęba na zginanie.
- [N6] ANSI/AGMA 1010-F14, Appearance of Gear Teeth Terminology of Wear and Failure
- [N7] ISO 10825-1:2016, Gears Wear and damage to gear teeth Part 1: Nomenclature and characteristics.
- [N8] ISO/TR 15144:2010, Calculation of micropitting load capacity of cylindrical spur and helical gears Part 1: Introduction and basic principles.
- [N9] PN-EN ISO 6507-1:2018, Metale Pomiar twardości sposobem Vickersa Część 1: Metoda badania.
- [N10] ASTM E466 96, Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude

Axial Fatigue Tests of Metallic Materials.

- [N11] ASTM E837-20, Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method.
- [N12] PN-EN ISO 4287:1999, Specyfikacje geometrii wyrobów -- Struktura geometryczna powierzchni: metoda profilowa - Terminy, definicje i parametry struktury geometrycznej powierzchni.