



**POLITECHNIKA
BYDGOSKA**
im. Jana i Jędrzeja Śniadeckich

RADA NAUKOWA DYSCYPLINY INŻYNIERIA MECHANICZNA

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Piotr Swacha

**WERYFIKACJA WYBRANYCH HIPOTEZ KUMULACJI
USZKODZEŃ ZMĘCZENIOWYCH W ZAKRESIE WYSOKO-
I GIGACYKLOWYM Z ZASTOSOWANIEM SYSTEMU
DO BADAŃ Z CZĘSTOTLIWOŚCIĄ ULTRADŹWIEKOWĄ**

*Verification of Selected
Fatigue Damage Accumulation Hypotheses
in the High- and Very High Cycle Fatigue Regime
Using an Ultrasonic Frequency Testing System*

DZIEDZINA: NAUKI INŻYNIERYJNO-TECHNICZNE
DYSCYPLINA: INŻYNIERIA MECHANICZNA

PROMOTOR PRACY

dr hab. inż. Adam Lipski, prof. PBŚ
Wydział Inżynierii Mechanicznej
Politechnika Bydgoska im. Jana i Jędrzeja Śniadeckich

PROMOTOR POMOCNICZY

dr inż. Michał Piotrowski
Wydział Inżynierii Mechanicznej
Politechnika Bydgoska im. Jana i Jędrzeja Śniadeckich

Bydgoszcz, 2025

Podziękowania

Pragnę serdecznie podziękować mojemu Promotorowi, Panu dr. hab. inż. Adamowi Lipskiemu, prof. PBS, za nieocenione wsparcie, życzliwość i cierpliwe prowadzenie mnie przez wszystkie etapy przygotowania niniejszej rozprawy. Jego wskazówki, uwagi i inspirujące podejście były dla mnie nie tylko drogowskazem naukowym, lecz także źródłem motywacji do dalszego rozwoju.

Dziękuję Promotorowi pomocniczemu, Panu dr. inż. Michałowi Piotrowskiemu, za merytoryczne wskazówki, cenne dyskusje i gotowość do dzielenia się wiedzą, które znacząco przyczyniły się do jakości tej pracy.

Szczególne wyrazy wdzięczności kieruję do mojego Kierownika, Pana prof. dr. hab. inż. Stanisława Mrozińskiego, za wsparcie, zaufanie oraz zapewnienie warunków sprzyjających realizacji badań i osiągnięciu celów rozprawy.

Dziękuję także moim Kolegom i Koleżankom z pracy za pomoc, przyjazną atmosferę i wiele inspirujących rozmów, które niejednokrotnie dodawały mi energii, w szczególności Kolegom z Laboratorium Badań Materiałów i Konstrukcji: mgr. inż. Mieczysławowi Mieczysławskiemu i mgr. inż. Zbigniewowi Lisowi za cenne rady i nieocenioną pomoc, a także dr. inż. Bartoszowi Nowince za pomoc w realizacji zdjęć przełomów zawartych w pracy.

Szczególne podziękowania kieruję do moich Rodziców za pomoc i oddanie, bez których realizacja tej pracy nie byłaby możliwa, a także za cierpliwość i wiarę w moje możliwości, które dodawały mi sił i motywowały do pracy.

Najgorętsze wyrazy wdzięczności składam również mojej narzeczonej Wiktorii za wyrozumiałość, cierpliwość i nieocenioną obecność. Jej wsparcie i zrozumienie pozwoliły mi wytrwale dążyć do zakończenia tej pracy.

SPIS TREŚCI

1. WPROWADZENIE	9
2. PRZEGLĄD STANU WIEDZY	10
2.1. Badania zmęczenia w zakresie gigacyklowym	11
2.1.1. Wykres zmęczenia w ujęciu gigacyklowym	13
2.1.2. Mechanizmy zniszczenia	18
2.2. Ultradźwiękowa metoda wyznaczania trwałości zmęczeniowej ..	20
2.2.1. Ultradźwiękowe badania zmęczeniowe	20
2.2.2. Specyfika badań realizowanych z częstotliwością ultradźwiękową	27
2.2.2.1. Wpływ częstotliwości i temperatury	27
2.2.2.2. Efekt skali	30
2.2.2.3. Tłumienie	34
2.2.2.4. Obciążenia programowane	37
2.3. Szacowanie trwałości zmęczeniowej w zakresie wysoko- i gigacyklowym	46
2.3.1. Liniowe hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych ...	46
2.4. Wnioski z przeglądu literatury	51
3. CEL I ZAKRES PRACY	54
3.1. Hipoteza badawcza	54
3.2. Cel pracy	54
3.3. Zakres pracy	54
4. PROGRAM BADAŃ	56
4.1. Metodyka badań zmęczeniowych	57
4.1.1. Aparatura badawcza	57
4.1.1.1. Kalibracja czujnika przemieszczenia	61
4.1.1.2. Wstępna kalibracja ultradźwiękowej maszyny zmęczeniowej	62
4.1.2. Programy obciążania	64
4.2. Obiekt badań	67
5. BADANIA WSTĘPNE	70
5.1. Badania materiałowe	70
5.1.1. Monotoniczna próba rozciągania	70
5.1.1.1. Aparatura badawcza	70
5.1.1.2. Metoda badań	71
5.1.1.3. Wyniki	72
5.1.2. Wyznaczenie gęstości	74
5.1.2.1. Metoda oraz aparatura badawcza	74
5.1.2.2. Wyniki	77

5.2. Opracowanie układu pomiarowego do weryfikacji naprężeń w próbce	78
5.2.1. Opis aparatury badawczej	78
5.2.2. Walidacja układu pomiarowego	87
5.2.3. Wyniki przykładowych badań przy częstotliwości 20 kHz	90
5.3. Analiza MES próbek do badań zmęczeniowych oraz weryfikacja naprężeń w próbce	91
5.3.1. Metodyka analizy numerycznej	91
5.3.2. Projekt próbek	94
5.3.3. Metodyka weryfikacji naprężeń w próbce	98
5.3.4. Wyniki badań weryfikacyjnych	99
5.3.5. Kalibracja modelu numerycznego z zastosowaniem modelu tłumienia Rayleigh'a	101
5.3.6. Weryfikacja skorygowanego modelu MES	104
5.4. Metodyka badań fraktograficznych	105
5.5. Wnioski metodyczne i eksperymentalne z badań wstępnych	106
6. BADANIA ZASADNICZE	108
6.1. Badania zmęczeniowe stałoamplitudowe	108
6.1.1. Wyniki badań	108
6.1.2. Analiza fraktograficzna przełomów	111
6.2. Badania zmęczeniowe programowane	116
6.2.1. Program badań	116
6.2.2. Wyniki badań	117
6.2.3. Analiza fraktograficzna przełomów	117
6.3. Wnioski z badań	120
7. WERYFIKACJA WYBRANYCH LINIOWYCH HIPOTEZ KUMULACJI USZKODZEŃ ZMĘCZENIOWYCH	122
7.1. Wyniki obliczeń	122
7.1.1. Obliczenia na podstawie klasycznego wykresu trwałości zmęczeniowej	124
7.1.2. Obliczenia na podstawie dwustopniowego wykresu trwałości zmęczeniowej	125
7.1.3. Obliczenia na podstawie wykresu trwałości zmęczeniowej aproksymowanego jedną linią regresji	126
7.2. Wnioski z weryfikacji	126
8. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ I OBLICZEŃ	127
9. PODSUMOWANIE	134
9.1. Wnioski z pracy	135
9.2. Wnioski do dalszych badań	138
LITERATURA	141
STRESZCZENIE	153
ABSTRACT	155

WYKAZ WAŻNIEJSZYCH SKRÓTÓW, OZNACZEŃ I SYMBOLI

Symbol	Opis
A	amplituda drgań próbki, mm
$A_{u,max}$	maksymalna amplituda drgań maszyny ultrasonicznej, mm
$A_{u,min}$	minimalnej amplituda drgań maszyny ultrasonicznej, mm
a_w	współczynnik nachylenia prostej
b_w	wyraz wolny równania prostej
C	stała zależna od wyrazu wolnego równania Wöhlera
c	współczynnik uwzględniający wpływ naprężeń leżących poniżej granicy zmęczenia Z_G , $c=0,4$ do $0,6$
$D_{(n)}$	ogólne oznaczenie uszkodzenia dla n cykli
E	moduł sprężystości podłużnej, Pa
f	częstotliwość drgań, Hz
f_n	częstotliwość tłumiona, Hz
h	współczynnik korekcyjny wg Serensena
l	długość całkowita próbki/pręta, m
m	parametr nachylenia związany z wykładnikiem Basquina
m_H	modyfikacja parametru nachylenia wg Haibacha
n	ogólne oznaczenie liczby cykl
n_i	liczba cykli na i -tym poziomie obciążenia
n_b	sumaryczna liczba cykli w danym bloku programu
n_H	liczba cykli poziomu wysokiego (Hi)
n_L	liczba cykli poziomu niskiego (Lo)
N	ogólne oznaczenie liczby cykli do zniszczenia
N_0	liczba cykli odpowiadająca punktowi przełamania krzywej S-N
N_c	całkowita liczba cykli do pęknięcia zmęczeniowego
N_e	eksperymentalna całkowita liczba cykli do zniszczenia
N_H	liczba cykli do zniszczenia przy amplitudzie naprężenia $\sigma_{a,H}$
N_L	liczba cykli do zniszczenia przy amplitudzie naprężenia $\sigma_{a,L}$
N_p	prognozowana całkowita liczba cykli do zniszczenia
R_H	granica proporcjonalności, MPa
s	odchylenie standardowe
V_{90}	objętość krytyczna, m^3
$\bar{x}$	średnia arytmetyczna
Z_G	granica zmęczenia, MPa
α	współczynnik masowy, $1/s$
β	współczynnik sztywnościowy, s
δ	błąd względny, %
ζ	współczynnik wypełnienia widma
ν	współczynnik Poissona
ρ	gęstość, kg/m^3

Symbol	Opis
σ	naprężenie nominalne, MPa
σ_a	amplituda naprężenia, MPa
σ_{ai}	i-ta amplituda naprężenia, MPa
$\sigma_{a,L}$	amplituda naprężenia poziomu niskiego (Lo), MPa
$\sigma_{a,H}$	amplituda naprężenia poziomu wysokiego (Hi), MPa
$\sigma_{a,max}$	wartości maksymalnej amplitudy naprężenia, MPa
$\sigma_{a,min}$	wartości minimalnej amplitudy naprężenia, MPa
σ_{mt}	średnie naprężenia na długości bazy tensometru a , MPa
σ_w	naprężenia wzdłużne, MPa
k_σ	wartość współczynnika kierunkowego zależności pomiędzy amplitudą naprężenia a amplitudą przemieszczenia, MPa/mm
ξ	współczynnik tłumienia modalnego

Oznaczenie	Opis
WCZ, HCF	zmęczenie wysokocyklowe, ang. High Cycle Fatigue
GCZ, VHCF	zmęczenie gigacyklowe, ang. Very High Cycle Fatigue
CA	obciążenie stałoamplitudowe, ang. Constant Amplitude
VA	obciążenie zmiennoamplitudowe, ang. Variable Amplitude
S-N (K)	krzywa S-N z klasycznym przebiegiem do 10^7 cykli i Z_G
S-N (2R)	krzywa S-N dwustopniowa uwzględniająca pełen zakres danych
S-N (1R)	krzywa S-N z pojedynczą linią regresji uwzględniająca pełen zakres danych
PM	Palmgren-Miner uwzględniający S-N (K)
MPM	Modyfikacja PM poprzez ekstrapolację uwzględniający S-N (K)
H	Modyfikacja PM wg Haibacha uwzględniający S-N (K)
S	Modyfikacja wsp. korekcyjnego wg Serensena uwzględniający S-N (K)
PM-H	Palmgren-Miner uwzględniający zakres HCF uwzględniający S-N (2R)
PM-VH	Palmgren-Miner uwzględniający zakres HCF i VHCF uwzględniający S-N (2R)
MPM-H	Modyfikacja PM poprzez ekstrapolację zakresu HCF uwzględniający S-N (2R)
H-H	Modyfikacja PM wg Haibacha uwzględniający S-N (2R)
S-H	Modyfikacja wsp. korekcyjnego wg Serensena uwzględniający zakres HCF krzywej S-N (2R)
S-VH	Modyfikacja wsp. korekcyjnego wg Serensena uwzględniający zakresu HCF i VHCF krzywej S-N (2R)
PM-1R	Palmgren-Miner uwzględniający krzywą S-N (1R)
S-1R	Modyfikacja wsp. korekcyjnego wg Serensena uwzględniająca krzywą S-N (1R)

1. WPROWADZENIE

Współczesne konstrukcje inżynierskie, od pojazdów i maszyn przemysłowych po wielkogabarytowe obiekty techniczne, projektowane są z myślą o coraz większej wydajności, mniejszej masie i wyższej niezawodności. Postęp technologiczny umożliwia wytwarzanie elementów o wyjątkowo wysokich parametrach użytkowych przy jednoczesnym ograniczaniu zużycia materiałów i energii w procesie wytwarzania. Jednak, w miarę rosnących wymagań, wzrasta także skala wyzwań związanych z przewidzeniem zachowania się konstrukcji w długotrwałej eksploatacji. Nawet najbardziej zaawansowane technologie wytwarzania nie eliminują w pełni zjawisk, które działając powoli i kumulując się w czasie mogą doprowadzić do nagłej awarii.

Historia eksploatacji maszyn, pojazdów czy obiektów infrastrukturalnych obfituje w przypadki uszkodzeń, które wystąpiły po setkach milionów lub miliardach cykli obciążenia. Wśród nich można wymienić awarie komponentów samochodów [99], okrętów [45], samolotów [15], kolei dużych prędkości [41] śmigłowców [117], elektrowni [4, 9], mostów [24] i wielu innych. Ich skutki bywają znaczące: od kosztownych napraw i przestojów po poważne zagrożenie dla bezpieczeństwa ludzi i środowiska. Co więcej, we wszystkich tych przykładach wymuszenia, a tym samym obciążenia, miały charakter zmiennoodrzynowy, co dodatkowo utrudnia oszacowanie momentu, w którym element czy obiekt osiągnie granicę bezpiecznej pracy.

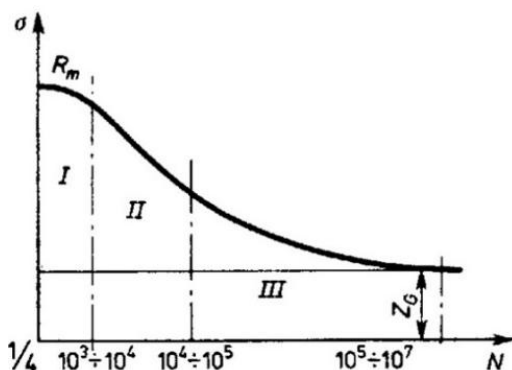
Właśnie w obszarze prognozowania trwałości w długim okresie eksploatacji wciąż istnieje istotny niedobór wiedzy. Dlatego niezwykle ważne staje się nie tylko reagowanie na skutki awarii, ale przede wszystkim zapobieganie im oraz możliwie wczesne przewidywanie ryzyka ich wystąpienia. To z kolei wymaga narzędzi badawczych zdolnych do odwzorowania warunków eksploatacji, które uwzględniałyby wpływ bardzo dużej liczby cykli. Rozwój nowoczesnych technologii pomiarowych i badawczych stwarza nowe możliwości w tym zakresie.

Jedną z najbardziej obiecujących dróg w tym kierunku są badania prowadzone przy wysokich częstotliwościach obciążania za pomocą specjalnych systemów pracujących w oparciu o rezonans. Umożliwiają one osiągnięcie liczby cykli rzędu 10^9 w czasie liczącym w dniach lub tygodniach, co w przypadku zastosowania tradycyjnych metod eksperymentalnych, np. maszyn hydraulicznych, mogłoby wymagać miesięcy lub nawet lat nieprzerwanej pracy. Badania realizowane z ich wykorzystaniem dostarczają nowych informacji o zachowaniu materiałów na skutek oddziaływania długotrwałych obciążeń, szczególnie takich, których w klasycznym podejściu do zmęczenia materiałów przyjąłoby się nie uwzględniać. Ponieważ to podejście jest stosunkowo nowe, to nadal istnieje wiele obszarów, w których zastosowanie takich systemów może prowadzić do odkrycia nieznanych dotąd zjawisk i mechanizmów, a w konsekwencji do lepszego zrozumienia procesów zachodzących w zakresie bardzo dużej liczby cykli [108].

2. PRZEGLĄD STANU WIEDZY

Zjawisko zmęczenia materiałów zostało rozpoznane już na początku XIX wieku, natomiast pierwsze prace eksperymentalne Wöhlera pojawiły się w drugiej połowie tego stulecia [159]. Od tego czasu, ze względu na jego fundamentalne znaczenie w inżynierii, nastąpił intensywny rozwój badań w tej dziedzinie. Mimo licznych prac wciąż nie sformułowano uniwersalnego opisu procesu zmęczenia. Zdecydowana większość opracowań bazuje na modelach obliczeniowych opracowanych na podstawie badań eksperymentalnych. Jednak ze względu na specyficzne warunki ich prowadzenia, uzyskane wyniki i formułowane wnioski można odnosić jedynie do ściśle określonych przypadków. Złożoność procesu zmęczenia, wynikająca z nakładania się wielu współzależnych zjawisk sprawia, że jego jednoznaczne ujęcie jest niezwykle trudne. Nie powstrzymało to jednak badaczy przed próbami opracowania teorii i modeli pozwalających lepiej zrozumieć to zagadnienie.

Najwcześniejsze metody obliczania trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych, opisane przez Bacha w 1896 roku [6], opierały się na prostym kryterium wytrzymałościowym. Zakładano, że maksymalne naprężenie w przekroju krytycznym nie może przekroczyć wartości odpowiadającej granicy zmęczenia Z_G (Rys. 2.1), co miało gwarantować nieograniczoną trwałość elementu.



Rys. 2.1. Klasyczny wykres trwałości zmęczeniowej Wöhlera [55]

Mimo upływu czasu kryterium to wciąż bywa stosowane. Utrwaliły je wyniki badań eksperymentalnych, w których rzadko czas obciążania pojedynczej próbki przekraczał 10 mln cykli, a liczba ta bywa utożsamiana z progiem, powyżej którego pęknięcia zmęczeniowe nie występują. Jeszcze do niedawna wartość tą uważało się jako umowną granicę końca zakresu zmęczenia wysokocyklowego, a badania przekraczające 10 mln cykli były ogromną rzadkością.

Klasyczne podejście do zmęczenia materiałów nie tłumaczyło występujących uszkodzeń poza tzw. nieskończoną trwałością zmęczeniową. Pod koniec XX wieku badacze zakwestionowali koncepcję konwencjonalnej granicy zmęczenia. W licznych pracach wykazywano, że dotychczasowe myślenie

o nieograniczonej trwałości dla znacznej części materiałów jest nieprawdziwe [87,91,96,124,155]. Claude Bathias odważył się nawet postawić tezę „*There is no infinite fatigue life in metallic materials*” wskazując, że granica zmęczenia mogłaby istnieć jedynie w wyidealizowanym przypadku braku niejednorodności mikrostruktury materiału [9]. Występowanie zjawiska zniszczenia po przekroczeniu 10^7 cykli przy amplitudach naprężenia niższych od konwencjonalnej granicy zmęczenia zostało potwierdzone dla różnych gatunków materiałów metalicznych, a pierwsze prace na ten temat zapoczątkowały rozwój obszaru badań nad tzw. zmęczeniem gigacyklowym, w angielskiej nomenklaturze nazywanym zarówno *gigacycle fatigue* jak i *Very High Cycle Fatigue* (VHCF). W ostatnich latach obserwuje się rosnące zainteresowanie różnymi kierunkami badań w tym zakresie.

2.1. Badania zmęczeniowe w zakresie gigacyklowym

Do końca lat 90. głównym problemem badań nad trwałością gigacyklową była ich czasochłonność oraz wynikające z tego wysokie koszty. Wynikało to ze stosunkowo niskich częstotliwości osiąganych przez konwencjonalne maszyny wytrzymałościowe. Czas trwania pojedynczej próby do osiągnięcia 10^7 cykli przekraczał 5 dni w przypadku stosowania klasycznych maszyn hydraulicznych z obciążeniem osiowym i standardową częstotliwością 20 Hz. Aby osiągnąć poziom 10^{10} cykli, potrzebny był czas niemal 16 lat. W wyjątkowych sytuacjach, przy niższych poziomach obciążeń i mniejszych przekrojach, możliwe jest zwiększenie tej częstotliwości do kilkudziesięciu herców. Istnieją także maszyny, w których można uzyskać częstotliwości rzędu kilkuset, a nawet 1000 Hz. Wartości te są jednak wciąż zbyt małe, jeśli planuje się osiągnięcie zakresu 10^9 – 10^{10} cykli. Badania w obszarze VHCF wymagały systemów o znacznie wyższych częstotliwościach obciążenia. Dlatego podejmowano próby opracowania urządzeń umożliwiających pracę przy znacznie wyższych częstotliwościach.

W latach 50. Mason [68,69] opracował przetwornik piezoelektryczny zamieniający sygnał elektryczny o częstotliwości 20 kHz w falę mechaniczną o tej samej częstotliwości. Rozwiązanie to próbowano zastosować w badaniach zmęczeniowych, jednak sterowanie urządzeniem przy tak wysokich częstotliwościach stanowiło istotną przeszkodę. Dopiero pojawienie się wydajnych komputerów pod koniec XX wieku umożliwiło opracowanie efektywnego systemu badawczego, który skrócił czas testów zmęczeniowych około 1000-krotnie w porównaniu z maszynami konwencjonalnymi. Za moment rozpoczęcia komercyjnie opłacalnych badań VHCF można uznać opracowanie systemu sterowania komputerowego dla ultradźwiękowych maszyn zmęczeniowych przez Bathiasa, Wu i Ni [10] w 1994 roku.

Zastosowanie ultradźwiękowych systemów do badań zmęczeniowych w zakresie VHCF jest obecnie jedynym czasowo i ekonomicznie uzasadnionym rozwiązaniem (Tab. 2.1).

Tab. 2.1. Czas trwania badań zmęczeniowych w zależności od liczby cykli i częstotliwości ciągłego obciążania

Elementy obiektów technicznych		Maszyna wytrzymałościowa / zmęczenia			
		Hydrauliczna f = 20 Hz	Rezonansowa f = 200 Hz	Ultrasoniczna f = 20 kHz	
		Szacunkowy czas trwania pojedynczego badania			
Silnik samochodowy	Projektowa trwałość zmęczenia	10 ⁸	57,9 dni	5,8 dni	1,4 godz.
Silnik okrętowy		10 ⁹	1,6 roku	57,9 dni	13,8 godz.
Silnik turbodrzutowy		10 ¹⁰	15,9 lat	1,6 roku	5,8 dni

Zalety techniki ultradźwiękowych badań zmęczeniowych, takie jak oszczędność czasu i energii [129], szczególnie w porównaniu z układami hydraulicznymi, mają istotne znaczenie również z punktu widzenia ekologii. Metoda ta zostanie dokładniej omówiona w rozdziale 2.2. Obecnie znajduje zastosowanie głównie w badaniach ze stałą amplitudą obciążenia, rzadziej w próbach z obciążeniami programowanymi, a także w specjalistycznych badaniach zmęczeniowych, takich jak próby skręcania [66], badaniach zmęczenia wieloosiowego [17], zmęczenia ciernego (ang. *fretting fatigue*) [23], czy w badaniach złączy spawanych [20] i klejonych [143]. Najnowsze publikacje w zakresie zmęczenia gigacyklowego koncentrują się na zastosowaniu nowoczesnych systemów pomiarowych m.in. do analizy inicjacji i propagacji pęknięć zmęczeniowych obserwowanych na powierzchni próbek z wykorzystaniem fotomikroskopii [139], termografii [56] czy mikroskopii skaningowej SEM [31].

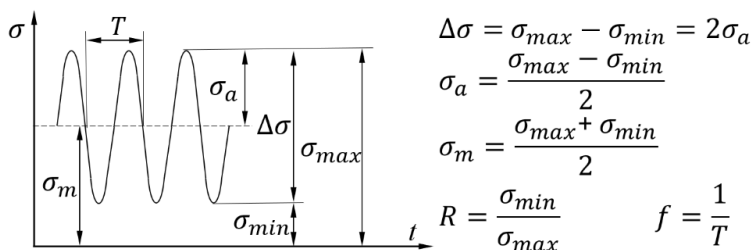
W niniejszej pracy pojawiają się określenia, które w literaturze naukowej funkcjonują w kilku równoważnych wariantach językowych. Aby uniknąć wrażenia niejednoznaczności, w tabeli 2.2 zestawiono stosowane w rozprawie terminy wraz z ich synonimami i odpowiednikami angielskimi.

Tab. 2.2. Zestawienie najważniejszych terminów stosowanych w pracy wraz z synonimami i odpowiednikami angielskim

Terminy podstawowe	Synonimy / równoważne określenia	Odpowiednik w języku angielskim
Gigacyklowe zmęczenie (GCZ)	Zmęczenie w zakresie gigacykli Zmęczenie przy bardzo dużej liczbie cykli	Very High Cycle Fatigue (VHCF)
Badania gigacyklowe	Badania trwałości zmęczeniowej w zakresie gigacyklowym Badania zmęczeniowe przy bardzo dużej liczbie cykli obciążenia	Very High Cycle Fatigue tests
Ultradźwiękowy	Ultrasoniczny	Ultrasonic
Ultradźwiękowy system do badań zmęczeniowych	System do badań zmęczeniowych z częstotliwością ultradźwiękową/ultrasoniczną Maszyna do badań ultradźwiękowych/ultrasonicznych	Ultrasonic Fatigue Testing System Ultrasonic Fatigue Testing (UFT)

2.1.1. Wykres zmęczeniowy w ujęciu gigacyklowym

Obciążenia działające w maszynach i układach zazwyczaj zmieniają się w czasie. Takie obciążenia oraz odpowiadające im naprężenia nazywa się zmiennymi lub cyklicznymi. Powodują one w materiale zjawiska zmęczeniowe, które rozwijają się aż do zniszczenia elementu. Zmienny przebieg może mieć także charakter okresowy, czyli powtarzać się w równych odstępach czasu. Najprostszą jego reprezentacją jest przebieg sinusoidalny. Tego typu obciążenie przyjmuje się jako podstawowy model do praktycznego wyznaczania właściwości zmęczeniowych materiałów i elementów. Na rysunku 2.2 zaprezentowano przebieg naprężenia sinusoidalnie zmiennego z wyróżnionymi wartościami maksymalnymi σ_{max} i minimalnymi σ_{min} , amplitudą naprężenia σ_a , naprężeniem średnim σ_m oraz zakresem zmienności $\Delta\sigma$. Uwzględniono także okres T i częstotliwość obciążenia f , a ponadto współczynnik asymetrii cyklu R wraz z zależnościami matematycznymi pomiędzy poszczególnymi wielkościami [55].



Rys. 2.2. Fragment przebiegu naprężenia sinusoidalnego wraz ze wzorami

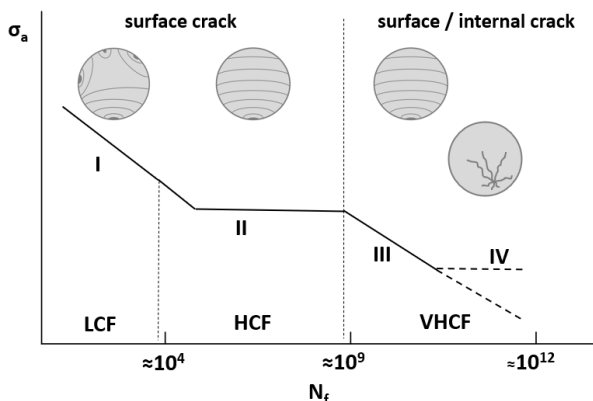
Zaproponowany przez Wöhlera i zaprezentowany na rysunku 2.1 wykres trwałości zmęczeniowej przedstawia krzywą naprężenie–liczba cykli (krzywa S-N). W klasycznym podejściu na jego podstawie można wyróżnić trzy podstawowe zakresy oznaczone jako I, II lub III:

- I. Wytrzymałość quasi-statyczna QS – w zależności od cech materiału odpowiada zakresowi od $\frac{1}{4}$ do ok. 10^3 cykli. Dominują w nim mechanizmy zniszczenia podobne do tych, jakie występują podczas prób rozciągania czy ściskania. Materiał ulega znacznym odkształceniom plastycznym, a jego wytrzymałość jest mocno uzależniona od rodzaju materiału, jego mikrostruktury i warunków obciążenia. Pęknięcia inicjują się bardzo szybko, a czas do zniszczenia jest znikomy w porównaniu z pozostałymi zakresami. Ten obszar nie jest w ścisłym sensie zmęczeniowy, lecz traktowany jako strefa przejściowa między statycznym obciążeniem a cyklicznym zmęczeniem.
- II. Zmęczenie niskocyklowe NCZ (LCF – ang. *Low Cycle Fatigue*) – obejmuje przedział od ok. 10^3 do 10^4 – 10^5 cykli. W tym zakresie amplitudy naprężeń są duże i znajdują się w pobliżu lub powyżej makroskopowej granicy plastyczności materiału. Zmęczenie niskocyklowe związane jest z mechanizmami kumulacji odkształceń plastycznych oraz lokalnym umocnieniem bądź osłabieniem materiału. Pęknięcia inicjują się zwykle na powierzchni próbki w miejscach koncentracji naprężeń, a ich dalszy rozwój jest skutkiem ich dużych wartości. W procesie pęknięcia w tym przypadku kluczowa jest propagacja istniejących uszkodzeń [154]. Ten zakres ma szczególne znaczenie w elementach narażonych na przeciążenia lub pracujących w warunkach dużych zmian obciążeń.
- III. Zmęczenie wysokocyklowe WCZ (HCF – ang. *High Cycle Fatigue*) – obejmuje zakres od ok. 10^5 do 10^7 cykli, a w niektórych podejściach aż do 10^8 cykli. W tym przypadku obciążenia działające na materiał mają wartości poniżej granicy plastyczności, dlatego odkształcenia w skali makroskopowej mają charakter sprężysty. Plastyczne odkształcenia pojawiają się jedynie lokalnie, w mikroobszarach koncentracji naprężeń (defekty powierzchniowe, granice ziaren, niejednorodności mikrostruktury). W klasycznym podejściu wykazano, że w tym zakresie krzywa S–N stopniowo zbliża się do asymptoty, która odpowiada granicy zmęczeniowej materiału Z_G , a znaczną część trwałości zajmuje proces inicjacji pęknięcia [8].

Przez długi czas w literaturze i praktyce inżynierskiej wyróżniano wyłącznie te trzy zakresy zakładając, że poniżej granicy zmęczenia materiał może pracować nieskończenie długo. Jak już wspomniano rozwój badań eksperymentalnych, szczególnie z zastosowaniem maszyn ultradźwiękowych umożliwiających osiąganie liczby cykli rzędu 10^{10} , wykazał możliwość występowania uszkodzeń także w tym obszarze, co doprowadziło do wyodrębnienia czwartego zakresu:

- IV. Zmęczenie gigacyklowe GCZ (VHCF – ang. *Very High Cycle Fatigue*) – obejmuje zakres powyżej 10^7 cykli. W tym obszarze amplitudy naprężeń są niższe od konwencjonalnej granicy zmęczenia, a mimo to materiał może ulec zniszczeniu. Mechanizm uszkodzenia różni się od widocznego w zakresie WCZ.

W związku z występowaniem zakresu VHCF wykres trwałości zmęczeniowej dla większości materiałów przestaje mieć klasyczną postać z wyraźnie zaznaczoną granicą zmęczeniową, a przyjmuje charakter wieloetapowy. Schematyczny przebieg takiego wykresu przedstawiono na rysunku 2.3.



Rys. 2.3. Schematyczne przedstawienie wykresu trwałości zmęczeniowej z zakresami LCF, HCF i VHCF oraz typowymi miejscami inicjacji pęknięć [133]

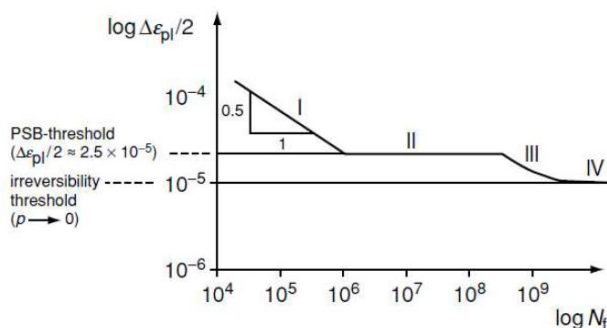
Jak widać na rysunku 2.3 kształt wykresu trwałości zmęczeniowej uwzględniającego zakres gigacyklowy jest ściśle powiązany z właściwościami materiałowymi, które przekładają się na charakter powstających pęknięć. Zgodnie z propozycją Mughrabiego [88,89,122] materiały metaliczne można podzielić na dwa podstawowe typy:

Typ I – materiały czyste metalurgicznie, wyżarzone i ciągliwe, które nie zawierają wewnętrznych defektów i wtrąceń. Wykazują inicjację pęknięcia powierzchniowego w zakresie gigacyklowym.

Typ II – materiały zawierające niejednorodności w postaci wtrąceń, porów czy dużych cząstek drugiej fazy. W zakresie VHCF wykazują inicjację pęknięć zarówno na powierzchni, jak i wewnątrz materiału.

Materiały typu I to przeważnie metale o sieci regularnej ściennie centrowanej FCC (ang. *Face-Centered Cubic*), takie jak miedź o wysokiej czystości wolna od wtrąceń, ale również stale niskowęglowe, żeliwo sferoidalne czy niektóre stale nierdzewne. Jak zaproponował Mughrabi [88] dla materiałów tego typu wykres trwałości zmęczeniowej (Rys. 2.4) można podzielić na kilka zakresów. Zakres I odpowiada klasycznemu obszarowi opisywanemu równaniem Mansona-Coffina, obejmującemu przejście od LCF do HCF. Zakres II stanowi granicę odkształceń plastycznych zmęczeniowych, odpowiadającą progowi lokalizacji cyklicznych odkształceń, który dla większości materiałów ciągliwych jest progiem pasm trwałego poślizgu PSB (ang. *Persistent Slip Bands*). Model powstawania PSB, stanowiący kluczowy element opisu zmęczenia

w materiałach typu I, zostanie szczegółowiej opisany w kolejnym rozdziale. PSB stanowią dominującą formę lokalizacji cyklicznych odkształceń występującą w postaci pasm trwałego poślizgu. Początek zakresu III występuje tuż poniżej progu PSB i odpowiada istotnie większym trwałościom zmęczeniowym N_f niż te obserwowane na końcu zakresu I (lub na początku zakresu II) [89]. W tym obszarze teoretycznie poniżej konwencjonalnej granicy zmęczenia po bardzo dużej liczbie cykli występują pęknięcia inicjowane na powierzchni próbki.

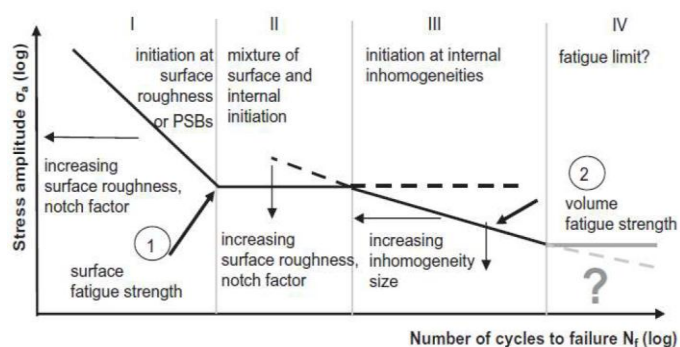


Rys. 2.4. Schematyczny wykres trwałości zmęczeniowej wieloetapowej dla materiałów typu I (miedź) [88]

Przedmiotem sporu jest czy jeszcze niższe amplitudy naprężeń dla tego typu materiałów prowadzą do stanu, w którym poślizg staje się w pełni odwracalny, a materiał można uznać za wykazujący granicę zmęczenia. W badaniach Weidnera [157] oraz Stanzl-Tschegg [125] dotyczących polikrystalicznej miedzi po 10^{10} cyklach zaobserwowano lokalizację poślizgu przypominającą PSB oraz pęknięcia powierzchniowe. Choć nie wiadomo, czy pęknięcia te rozwijają się do zniszczenia. Przypuszcza się, że powtarzająca się, nawet bardzo niewielka nieodwracalność poślizgu może kumulować odkształcenia ścinające i prowadzić do uszkodzeń podobnych do tych przy wyższych amplitudach. Zjawisko to wskazuje na obniżenie progu lokalizacji cyklicznych odkształceń w zakresie gigacyklowym.

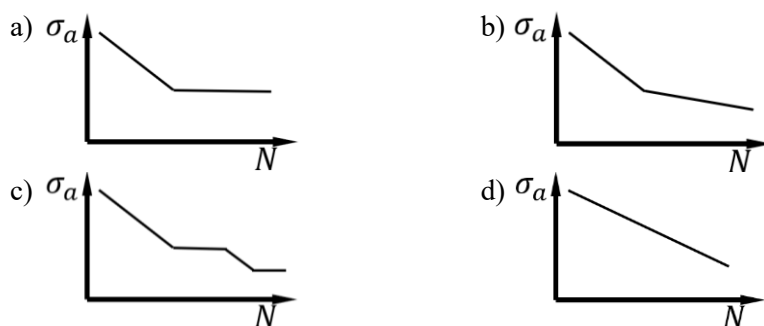
Do typu II (Rys. 2.5) zaliczane są metale i stopy o bardziej złożonej mikrostrukturze. Zalicza się do nich m.in. stale wysokowytrzymałe oraz stopy wielofazowe, np. stopy tytanu [8,160]. Występujące w materiale lokalne niejednorodności koncentrują naprężenia powodując inicjację pęknięć na powierzchni albo wewnątrz materiału, dzięki czemu można narysować dwie różne krzywe S–N. Obszar I (obszar LCF) opisuje zniszczenie od powierzchni. Obszar II opisuje konwencjonalną granicę zmęczenia HCF. Amplituda odkształcenia-naprężenia jest mniejsza niż próg, przy którym tworzą się PSB. Obszary I i II odzwierciedlają konwencjonalną krzywą S–N. Obszar III opisuje zniszczenie zachodzące od wewnątrz materiału. W obszarze tym pęknięcia inicjowane są głównie w objętości materiału w rejonie defektu. Im wyższa wytrzymałość na rozciąganie materiałów typu II, tym bardziej stroma staje się krzywa S–N. Przebieg zakresu IV jest obecnie obszarem sporów. Według autorów pracy

[96] istnieje rzeczywista granica zmęczenia dla inicjacji pęknięć przy wtrąceniach, podczas gdy w pracach [9,91] podaje się, że granica ta nie występuje. Krzywa I (tzw. wytrzymałość zmęczeniowa powierzchni) ulega przesunięciu wraz ze wzrostem chropowatości powierzchni lub karbów, odpowiednio do mniejszej liczby cykli lub niższych amplitud naprężeń. Krzywa 2 (tzw. objętościowa wytrzymałość zmęczeniowa) ulega przesunięciu wraz z rozmiarem niejednorodności (wtrącenia, otwory skurczowe, pory itp.) i ich efektem mikrostrukturalnym. Obie krzywe łącznie mogą opisywać zachowanie zmęczeniowe różnych materiałów [13].



Rys. 2.5. Podwójna krzywa S–N dla materiałów typu II, z zaznaczonymi czynnikami wpływającymi na jej przebieg oraz miejscem inicjacji pęknięcia [101]

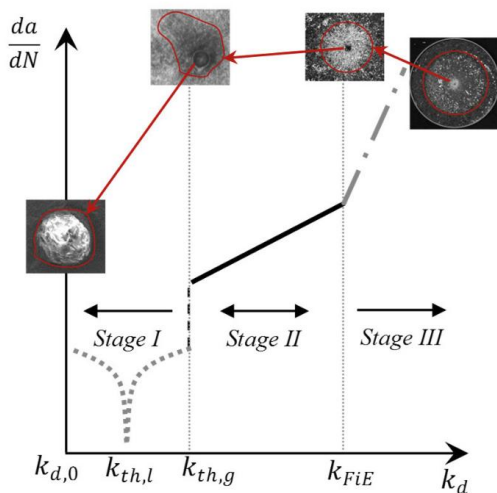
Zachowanie zmęczeniowe materiałów typu II może różnić się od przedstawionego na rysunku 2.5. Pyttel [101] na podstawie badań w zakresie VHCF wyróżnił cztery schematyczne typy krzywych S–N (Rys. 2.6), zilustrowane wynikami uzyskanymi dla różnych materiałów.



Rys. 2.6. Schematycznie przedstawione krzywe S–N na podstawie badań eksperymentalnych: a) stali o niskiej wytrzymałości Ck15, b) stopu aluminium EN AW 6082, c) stali o wysokiej wytrzymałości SUJ2, d) stali o wysokiej wytrzymałości 100Cr6 (na podst. [101])

2.1.2. Mechanizmy zniszczenia

Proces powstania pęknięć zmęczeniowych jest złożony i można w nim wyróżnić trzy kolejno następujące po sobie etapy: I – etap inicjacji (nukleacja), II – etap propagacji i etap III gwałtownego zniszczenia (*fracture*). Przedstawiono je schematycznie na rysunku 2.7.



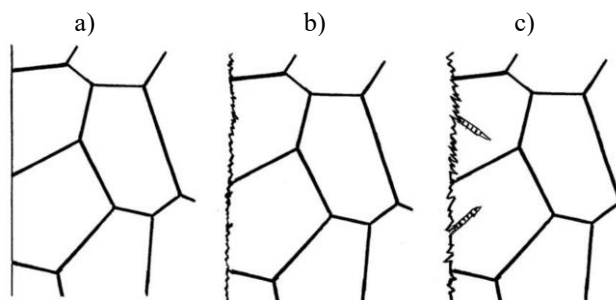
Rys. 2.7. Trzy etapy rozwoju pęknięć na krzywej szybkości ich wzrostu w zakresie VHCF, zainicjowanych na defektach charakterystycznych dla materiałów typu II [98]

Inicjację pęknięcia mogą powodować lokalne koncentracje naprężeń wywołane obecnością cząstek domieszek, defektów powierzchniowych, aktywność pasm poślizgu czy plastycznie odkształcających się ziaren otoczonych ziarnami odkształcającymi się sprężysto.

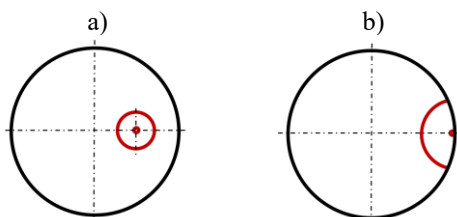
Mechanizmy zniszczenia w zakresie gigacyklowym, jak już wspomniano w poprzednim rozdziale, zależą od typu materiału. W materiałach typu I wiążą się one z powstawaniem trwałych pasm poślizgu. Ruch dyslokacji w obrębie PSB prowadzi do powstawania ekstruzji na powierzchni. Wraz z dalszym obciążaniem cyklicznym chropowatość powierzchni zwiększa się na skutek aktywności dyslokacji śrubowych. Zjawiska te są efektem nieodwracalności poślizgu, stanowiącej podstawę rozwoju uszkodzeń zmęczeniowych. W kolejnych etapach w rejonie ekstruzji i na ich krawędziach formują się intruzje, które wraz z ekstruzjami tworzą miejsca lokalnej koncentracji naprężeń. Tam właśnie inicjują się pęknięcia zmęczeniowe rozpoczynając się w intruzjach lub trwałych śladach powierzchniowych. Proces ich tworzenia przedstawiono schematycznie na rysunku 2.8. W materiałach polikrystalicznych dodatkową rolę odgrywają granice ziaren, które również mogą sprzyjać inicjacji pęknięć [88,89].

W przypadku materiałów typu II w zakresie gigacyklowym dominują mechanizmy inicjacji pęknięć związane z defektami wewnętrznymi oraz powolnym

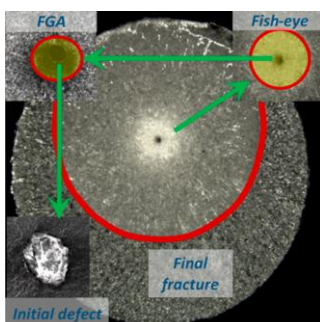
rozwojem mikropęknięć w początkowej fazie. Podobnie jak w HCF, pęknięcia mogą rozpoczynać się na powierzchni, jednak znacznie częściej powstają podpowierzchniowo w rejonie niejednorodności wewnętrznych, takich jak niemetaliczne inkluzje czy pory (Rys. 2.9). Na powierzchni przełomu nie widać zazwyczaj punktu startu pęknięcia, pojawia się natomiast kolista strefa o względnie gładkiej fakturze, zwana rybim okiem (ang. *fish-eye*). Taki obszar otacza miejsce inicjacji pęknięcia wewnątrz próbki i świadczy o długotrwałym etapie mikroskopowego wzrostu pęknięcia zanim dotarło ono do powierzchni. Na rysunku 2.10 przedstawiono przełom z typowym efektem rybiego oka [164].



Rys. 2.8. Schematyczne przedstawienie mechanizmu zniszczenia dla I typu materiałów składającego się na stan: a) początkowy, b) wczesnego etapu wzrostu chropowatości powierzchni, c) powstawania pęknięć PSB które doprowadzą do inicjacji pęknięcia [89]



Rys. 2.9. Możliwa wewnętrzna lokalizacja defektów: a) pod powierzchnią, b) na powierzchni (na podst. [120])



Rys. 2.10. Typowa morfologia tzw. „rybiego oka” [146]

W centrum „rybiego oka” często znajduje się cząstka wtrącenia (zarodek pęknięcia) otoczona niewielkim obszarem przełomu o odmiennej, matowej morfologii z tzw. drobnoziarnistą strefą FGA (ang. *Fine Granular Area*) [107] określaną też jako optycznie ciemny obszar ODA (ang. *Optical Dark Area*) [91]. Strefa FGA stanowi drobnoziarnisty obszar materiału wokół inkluzji, powstały podczas bardzo wolnej początkowej fazy rozwoju pęknięcia. Przyjmuje się, że proces powstawania i propagacji pęknięcia w obrębie *fish-eye* odpowiada za ponad 90 % całkowitej trwałości zmęczeniowej w obszarze VHCF. W momencie, gdy pęknięcie osiąga powierzchnię próbki, jego dalsza propagacja (poza strefą *fish-eye*) następuje już bardzo szybko [165].

2.2. Ultradźwiękowa metoda wyznaczania trwałości zmęczeniowej

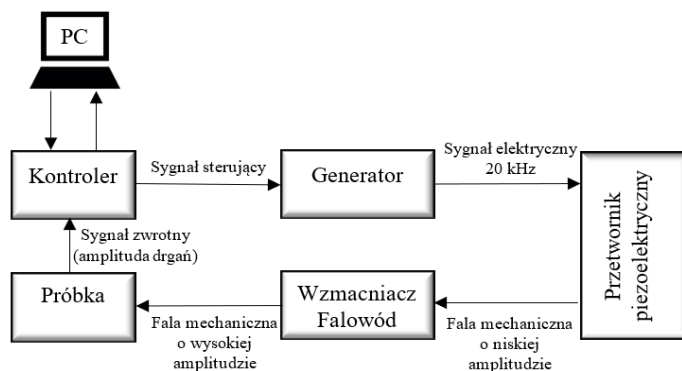
Badania zmęczeniowe w zakresie gigacyklowym wymagają stosowania nietypowych metod, ponieważ klasyczne maszyny serwohydrauliczne czy elektromagnetyczne pracujące z częstotliwościami rzędu kilkudziesięciu, kilkuset herców, nie pozwalają na osiągnięcie tak dużej liczby cykli w rozsądnym czasie (Tab. 2.1). Rozwiązaniem tego problemu jest zastosowanie ultradźwiękowej metody badań, w której próbka wprowadzana jest w drgania rezonansowe o częstotliwości około 20 kHz. Dzięki temu możliwe jest uzyskanie nawet miliardów cykli w ciągu kilku dni, co otwiera drogę do systematycznego poznawania zjawisk zmęczeniowych w obszarze VHCF. W niniejszym rozdziale omówiono zasadę działania tej metody, jej możliwości, a także czynniki, które należy uwzględniać przy planowaniu i interpretacji wyników badań.

2.2.1. Ultradźwiękowe badania zmęczeniowe

Ultradźwiękowe maszyny zmęczeniowe stosuje się do wyznaczania trwałości zmęczeniowej różnych materiałów, głównie metali, ale także tworzyw sztucznych, ceramiki i kompozytów. Choć ich konstrukcja wydaje się stosunkowo prosta, to kluczowe elementy muszą zapewniać dużą stabilność generowanego sygnału sinusoidalnego oraz charakteryzować się wysoką jakością wykonania. Współczesne systemy charakteryzują się wysoką precyzją umożliwiając kontrolę obciążenia z dokładnością pomiaru amplitudy przemieszczenia rzędu $\pm 1\%$ oraz częstotliwości $\pm 0,005\%$ [129]. Kwestie budowy i funkcjonowania systemu ultradźwiękowego do badań zmęczeniowych szeroko omawiane są m.in. w literaturze przeglądowej [22,25,70,129,134].

Poszczególne elementy systemu do badań zmęczeniowych z częstotliwością ultradźwiękową pokazano na rysunku 2.11.

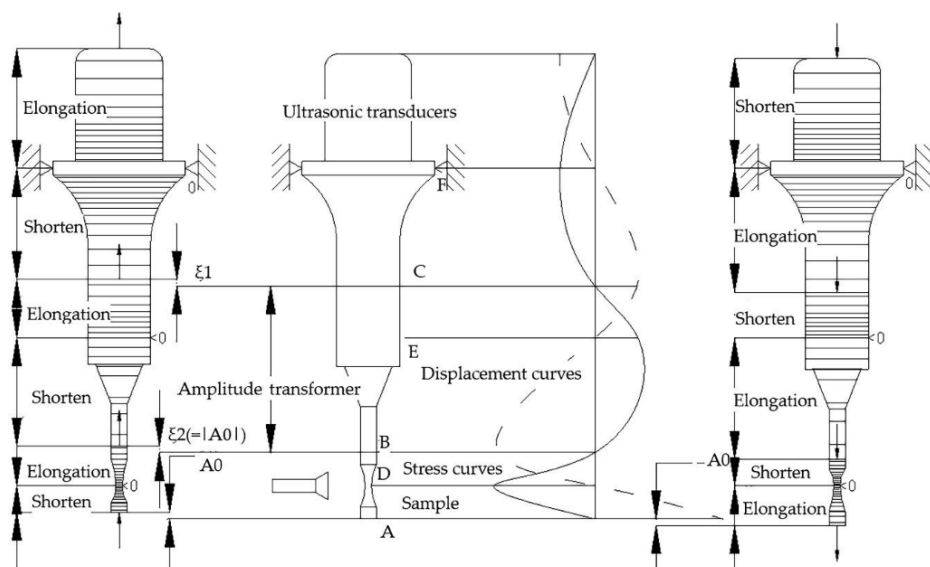
Istotą metody ultradźwiękowej jest wzbudzanie próbki do rezonansu w pierwszej postaci drgań własnych wzdłużnych falą mechaniczną o określonej amplitudzie i częstotliwości. W celu powstania tej fali generator wysokiej częstotliwości przekształca prąd sieciowy o częstotliwości 50 Hz w ciągły sygnał elektryczny o częstotliwości 20 kHz, który następnie zamieniany jest w przetworniku



Rys. 2.11. Schemat blokowy stanowiska do badań zmęczeniowych metodą ultradźwiękową [134]

piezoelektrycznym na falę podłużną o tej samej częstotliwości. Ponieważ amplituda drgań wytwarzanych w przetworniku jest niewielka, w stosie ultrasonicznym (Rys. 2.12) stosuje się falowód (ang. *horn*), który odpowiednio wzmacnia drgania w zależności od wymaganego zakresu amplitudy. W niektórych rozwiązaniach przed falowodem znajduje się dodatkowo wzmacniacz. Do falowodu mocowana jest próbka, najczęściej za pomocą gwintu, która wprowadzana jest w drgania rezonansowe. Jej geometria dobierana jest tak, aby w środkowej części (D) amplituda przemieszczenia była równa zero, a największe wartości osiągała na końcach (A, B). Dzięki temu w centrum próbki, w najmniejszym przekroju koncentrują się naprężenia, co zwiększa prawdopodobieństwo inicjacji pęknięcia w tym obszarze. Pozostałe węzły przemieszczeń, a więc miejsca maksymalnych naprężeń, znajdują się w przetworniku (punkt podparcia elementów ceramicznych), które w przedstawionej konfiguracji są również miejscem zamocowania układu do ramy (F) oraz w punkcie początku zwężenia falowodu (E). Amplituda drgań kontrolowana jest za pomocą czujnika przemieszczeń. Cały stos ultradźwiękowy montowany jest na ramie, do której mogą być dołączone dodatkowe elementy, takie jak systemy chłodzenia czy aparatura pomiarowa (czujniki, kamery, pirometry).

Podczas badań wysokoczęstotliwościowych istotne jest monitorowanie wzrostu temperatury próbki spowodowanego tłumieniem wewnętrznym [129]. Chłodzeniu poddawane są zarówno przetwornik, jak i próbka. Do tego celu stosuje się sprężone powietrze, choć możliwe jest również chłodzenie próbki cieczami, w tym przypadku należy jednak uwzględnić ryzyko korozji. Alternatywnie lub jako uzupełnienie stosuje się technikę *pulse–pause* polegającą na cyklicznym załączaniu i wyłączaniu drgań. Metoda ta wymaga precyzyjnej regulacji amplitudy w pętli sprzężenia zwrotnego, ponieważ w przeciwnym razie na początku impulsu mogą wystąpić niekontrolowane wzrosty amplitudy, prowadzące do zwiększenia obciążenia i błędnych wyników. Nie wszystkie systemy ultradźwiękowe zapewniają szybkie osiągnięcie zadanej amplitudy bez tego efektu.



Rys. 2.12. Budowa stosu ultrasonicznego [22]

W badaniach zmęczeniowych prowadzonych na maszynach ultradźwiękowych do wzbudzenia próbki w rezonansie wystarcza jej jednostronne zamocowanie. Uzyskuje się wówczas przebieg wahadłowy obciążenia (współczynnik asymetrii cyklu $R = -1$). Badania można prowadzić także przy zmiennej amplitudzie, gdzie wartości amplitudy drgań kolejnych impulsów są modyfikowane zgodnie z ustalonymi wcześniej sekwencjami. W odpowiednio dostosowanych urządzeniach możliwe jest również prowadzenie badań przy współczynniku $R \geq -1$ poprzez zamocowanie dodatkowej faliwódy do dolnej części próbki. Umożliwia to przyłożenie średniego naprężenia rozciągającego i jednocześnie zadanie obciążenia cyklicznego o częstotliwości 20 kHz zarówno o stałej amplitudzie (CA – ang. *Constant Amplitude*), jak i zmiennej amplitudzie (VA – ang. *Variable Amplitude*).

Wiarygodność wyników ultradźwiękowych badań zmęczeniowych zależy bezpośrednio od poprawności przeprowadzenia eksperymentu, dokładności zadawania obciążeń, stabilności układu pomiarowego oraz metody opracowania danych. Różnice pomiędzy wynikami badań ultradźwiękowych i konwencjonalnych nie wynikają wyłącznie z efektu częstotliwości, lecz mogą być także konsekwencją nieoptymalnej konstrukcji stanowiska czy niewłaściwej procedury badawczej [25].

Brakuje powszechnie obowiązującej normy czy procedury uwzględniającej sposób prowadzenia ultradźwiękowych badań zmęczeniowych. W praktyce stosuje się różne podejścia. Próby mogą być sterowane bezpośrednio poprzez wyznaczenie zależności pomiędzy napięciem zasilającym przetwornik a zmierzonymi odkształceniami (np. z zastosowaniem tensometru), które następnie przelicza się na naprężenia w próbce. Częściej jednak kontrola odbywa się na podstawie amplitudy przemieszczenia, przy czym możliwe jest to dzięki

numerycznie wyznaczonej zależności pomiędzy amplitudą naprężenia a amplitudą przemieszczenia:

$$k_{\sigma} = \frac{\sigma_a}{A}, \quad (2.1)$$

gdzie:

- k_{σ} – wartość współczynnika kierunkowego zależności pomiędzy amplitudą naprężenia a amplitudą przemieszczenia, MPa/mm,
- σ_a – amplituda naprężenia, MPa,
- A – amplituda drgań końca próbki, mm.

Liniowa zależność pomiędzy tymi parametrami umożliwia pośrednie sterowanie wartością naprężenia w zakresie sprężystym zgodnym z prawem Hooke’a (zakres HCF i VHCF). Ze względu na wysoką częstotliwość (20 kHz) do tego celu mogą być stosowane wyłącznie czujniki o odpowiednio wysokiej częstotliwości próbkowania, takie jak czujniki laserowe (np. *Laser Doppler Vibrometer*), optyczne (np. interferometryczne) czy też wiroprowodowe.

W klasycznych testach zmęczeniowych częstotliwość wynika z układu obciążającego maszyny i nie pokrywa się z częstotliwościami własnymi próbki, dlatego drgania mają charakter wymuszony. W badaniach ultradźwiękowych częstotliwość maszyny musi pokrywać się z częstotliwością własną próbki, co odpowiada drganiom swobodnym.

Aby pręt prosty wzbudzał się przy częstotliwości f maszyny należy tak dobrać jego długość l , aby:

$$l = \frac{1}{2f} \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (2.2)$$

gdzie:

- l – długość całkowita próbki/pręta, m,
- f – częstotliwość drgań, Hz,
- E – moduł sprężystości podłużnej, Pa,
- ρ – gęstość, kg/m³.

Z analizy powyższego wzoru wynika, że wraz ze wzrostem częstotliwości drgań długość pręta maleje. Częstotliwość 20 kHz, powszechnie stosowana w maszynach ultradźwiękowych, nie jest przypadkowa – przy tej wartości długość próbek metalicznych jest stosunkowo łatwa do uzyskania technologicznie, a jednocześnie czas trwania testu ulega znacznemu skróceniu. Stanowi to optymalny kompromis pomiędzy szybkością badań, możliwościami wykonania próbek oraz praktycznym znaczeniem uzyskanych wyników.

W analizach i obliczeniach projektowych prętów/próbek rezonujących przy 20 kHz stosuje się moduł Younga wyznaczony statycznie E albo dynamicznie E_d . W literaturze dotyczącej projektowania próbek do badań z częstotliwością ultradźwiękową brak jest wskazań, który z modułów należy preferować. W pracy

[66] dla stali 38MnV5S wyznaczono dynamiczny moduł Younga przy 10 kHz $E_{d,10\text{ kHz}} = 208,3$ GPa oraz przy 20 kHz $E_{d,20\text{ kHz}} = 211,5$ GPa (autorzy nie podali metody wyznaczania). Dla tego samego gatunku w artykule [19] podano statyczny moduł $E = 210$ GPa. Wartości te są bardzo zbliżone, a niewielkie różnice wynikają raczej z warunków termicznych, stanu materiału i rozrzutu mikrostruktury oraz z niepewności wyznaczenia częstotliwości i odkształcenia, niż z dynamicznego charakteru samej metody. Brytyjski Krajowy Instytut Metrologii (NPL) w przewodniku *Measurement Good Practice Guide No. 98* [62], poświęconemu wyznaczaniu modułu sprężystości podłużnej wskazuje, że moduł wyznaczany dynamicznie odpowiada warunkom adiabatycznym E_a i jest przeciętnie o ok. 0,5 % większy od izotermicznego E_i (statycznego), tj. $E_a \approx 1,005E_i$. Różnica wynika z termoelastycznego ochłodzenia przy szybkim odkształceniu i zależy przede wszystkim od ciepła właściwego oraz współczynnika rozszerzalności cieplnej, a nie od samej częstotliwości obciążania. W konsekwencji w badaniach z częstotliwością ultradźwiękową można stosować zarówno E , jak i E_d pod warunkiem, że wyznaczano je w warunkach zgodnych z próbą, zwłaszcza pod względem temperatury. Co więcej, w badaniach prowadzonych przy częstotliwości 20 kHz w podwyższonej temperaturze zaleca się uwzględniać zmiany modułu Younga $E(T)$, ponieważ jego spadek jest odwrotnie proporcjonalny do wzrostu temperatury i, jak wykazano w pracach [50, 65], wpływa na drgania swobodne próbki.

W przecie prostym oprócz wartości jego długości l , korzystając z zależności analitycznych, można wyznaczyć przebiegi przemieszczeń u oraz naprężeń σ , co pozwala na opis dynamicznego zachowania próbki podczas drgań:

$$k = \frac{\pi}{l}, \quad (2.3)$$

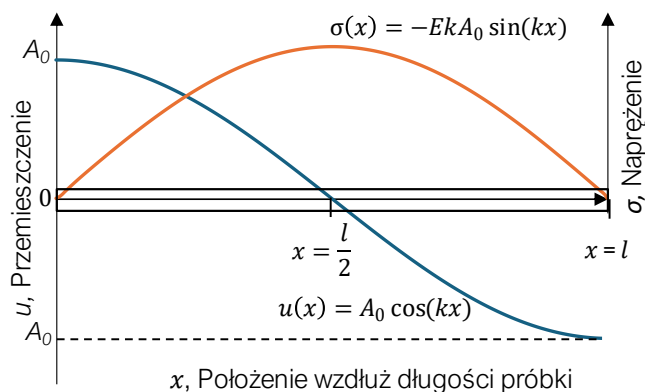
$$u(x) = A \cos(kx), \quad (2.4)$$

$$\sigma(x) = -EkA \sin(kx), \quad (2.5)$$

gdzie:

- k – liczba falowa, 1/m,
- $u(x)$ – przemieszczenie w funkcji współrzędnej x , m,
- $\sigma(x)$ – naprężenie w funkcji współrzędnej x , MPa.

Na rysunku 2.13 przedstawiono przykładowe rozkłady przemieszczenia i naprężenia wzdłuż długości prostego pręta o długości całkowitej l . Jak pokazano, maksymalne naprężenia występują w środkowej części próbki, gdzie jednoosiowy stan naprężenia spowodowany pierwszą postacią drgań własnych powoduje, że naprężenia wzdłużne σ_w , czyli naprężenia normalne działające wzdłuż osi próbki osiągają największą wartość, natomiast składowe w pozostałych kierunkach są pomijalnie małe. Pierwsza postać drgań własnych wzdłużnych powoduje również to, że na obu końcach próbki/pręta występuje co do wartości bezwzględnej jednakowa amplituda przemieszczenia.



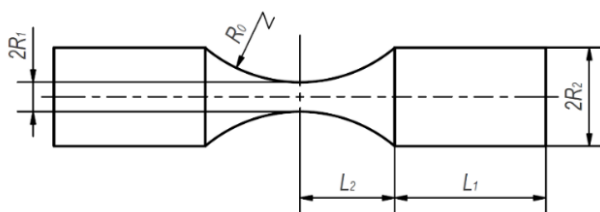
Rys. 2.13. Zmiana przemieszczenia i naprężenia w pręcie prostym wzdłuż długości próbki

Pręt prosty ma bardzo ograniczoną przydatność w badaniach zmęczeniowych i może być stosowany głównie do sprawdzania działania stosu ultrasonicznego lub kalibracji. Wynika to z niskiej wartości współczynnika k_σ , która nie pozwala uzyskać odpowiednio wysokich naprężeń w zakresie drgań dostępnych dla układów ultradźwiękowych, a tym samym do wyznaczenia ograniczonej trwałości materiału. Dlatego w praktyce stosuje się próbki z przewężeniem, które koncentrują naprężenia w środku próbki i umożliwiają prowadzenie badań zmęczeniowych.

Dla klasycznej próbki z przewężeniem o kształcie klepsydrowym, której geometrię przedstawiono na rysunku 2.14, również analitycznie można wyznaczyć przebiegi przemieszczenia i naprężenia części przewężonej w zakresie $|x| < L_2$, korzystając z równań:

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}, \quad (2.6)$$

$$\omega = \frac{\pi c}{l}, \quad (2.7)$$



Rys. 2.14. Geometria próbki klepsydrowej (ang. *hourglass*) wykorzystywanej do badań z częstotliwością ultradźwiękową (na podst. [8])

$$\gamma = \frac{1}{L_2} \operatorname{arcosh} \left(\frac{R_2}{R_1} \right), \quad (2.8)$$

$$\psi = \sqrt{\gamma^2 - k^2}, \quad (2.9)$$

$$\varphi(L_1, L_2) = \frac{\cos(kL_1) \cosh(\gamma L_2)}{\sinh(\psi L_2)}, \quad (2.10)$$

$$\sigma(x) = E A \varphi(L_1, L_2) \frac{\psi \cos h(\psi x) \cos h(\gamma x) - \gamma \sin h(\psi x) \sin h(\gamma x)}{\cosh^2(\gamma x)} \quad (2.11)$$

$$u(x) = A \varphi(L_1, L_2) \frac{\sinh(\psi x)}{\cosh(\gamma x)}, \quad (2.12)$$

w których:

- c – prędkość fali dźwiękowej w materiale, m/s,
- ω – częstość kołowa drgań próbki/pręta, rad/s,
- γ – parametr geometryczny (wynikający z profilu próbki), 1/m,
- ψ – parametr geometryczno-falowy, 1/m,
- $\varphi(L_1, L_2)$ – funkcja zależna od wymiarów L_1 i L_2

Do określenia maksymalnego naprężenia w próbce występującego w środku przewężenia wzór (2.11) można zapisać jako:

$$\sigma(0) = E A \varphi(L_1, L_2). \quad (2.13)$$

Do części o stałym przekroju, tj. końców o kształcie walcowym dla których $L_2 < |x| < (L_1 + L_2)$ należy użyć poniższych wzorów:

$$u(x) = kA \cos(k((L_1 + L_2) - x)), \quad (2.14)$$

$$\sigma(x) = -EkA \sin(k((L_1 + L_2) - x)), \quad (2.15)$$

W przypadku próbki o kształcie klepsydrowym można zapisać zależności analityczne opisujące rozkład naprężenia, natomiast wyznaczenie jej częstotliwości drgań własnych jest znacznie trudniejsze. Wynika to z faktu, że częstotliwości własne zależą głównie od masy i sztywności układu, a przy zmiennym przekroju poprzecznym brak jest prostego wzoru opisującego to zjawisko. Zmienna geometria prowadzi do złożonego charakteru drgań i konieczności stosowania metod przybliżonych lub numerycznych. W praktyce, zarówno do analizy rozkładu naprężenia, jak i do określania częstotliwości rezonansowych próbek, wykorzystuje się metody numeryczne, przede wszystkim metodę elementów skończonych, co pozwala odwzorować rzeczywisty kształt próbki nawet o bardziej złożonej geometrii, jak i zachodzące zjawiska dynamiczne [2,51,149].

2.2.2. Specyfika badań realizowanych z częstotliwością ultradźwiękową

Badania zmęczeniowe prowadzone przy częstotliwości ultradźwiękowej cechują się szeregiem specyficznych uwarunkowań, które należy uwzględniać zarówno na etapie planowania eksperymentu, jak i w interpretacji uzyskanych wyników. Zjawiska fizyczne zachodzące przy 20 kHz mogą w istotny sposób wpływać na warunki pracy próbki, a tym samym na trwałość zmęczeniową. Do najważniejszych czynników należą: wpływ częstotliwości i wynikających z niej efektów cieplnych, efekt skali związany z objętością krytyczną, zjawiska tłumienia energii drgań oraz oddziaływanie obciążeń programowanych. W kolejnych podrozdziałach omówiono szczegółowo każdy z tych aspektów podkreślając ich znaczenie dla specyfiki badań ultradźwiękowych.

2.2.2.1. Wpływ częstotliwości i temperatury

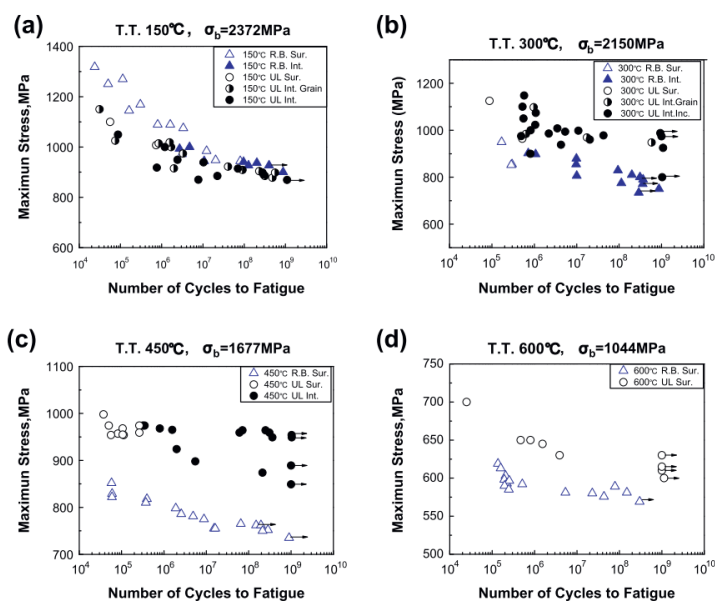
Zagadnienie wpływu częstotliwości obciążania na właściwości i zachowanie zmęczeniowe metali rozważane jest w literaturze od dawna. W kontekście metody ultradźwiękowej jest ono poddawane dyskusji niezwykle często. Częstotliwość obciążania, która jest tysiąc razy większa niż częstotliwość konwencjonalnych maszyn hydraulicznych, wzbudza kontrowersje szczególnie u tradycyjnych badaczy, często pojawiające się pytanie brzmi „Czy wyznaczone właściwości zmęczeniowe można uzyskać w podobny sposób przy użyciu konwencjonalnych metod badawczych pracujących przy znacznie niższych częstotliwościach?”.

Z punktu widzenia efektu szybkości odkształcenia odpowiedź jest stosunkowo prosta: znaczący wzrost częstotliwości obciążania to w praktyce wzrost prędkości odkształcania (ang. *strain rate*), który może powodować zmianę właściwości zmęczeniowych [39]. Bathias i Paris zauważyli jednak, że materiały wykazują znacznie większą wrażliwość na zmianę częstotliwości w zakresie 10–0,001 Hz niż w przedziale od 10 Hz do 20 kHz [8]. Ogólnie przyjmuje się, że wpływ częstotliwości wynika z dwóch głównych mechanizmów: efektów *strain-rate* (istotnych w materiałach ciągliwych i wrażliwych na prędkość odkształcenia) oraz procesów środowiskowych zależnych od czasu (np. utleniania, korozji, dyfuzji czy starzenia dynamicznego), które stają się bardziej istotne przy niższych częstotliwościach i dłuższym czasie ekspozycji. W badaniach ultradźwiękowych dodać należy jeszcze wpływ wzrostu temperatury wskutek tłumienia [101,102,129].

W materiałach ferrytyczno-perlitycznych nisko- i średniowęglowych często obserwuje się wyraźny efekt częstotliwości: krzywe S–N przesuwają się ku wyższym trwałościom przy 20 kHz w porównaniu z wynikami z zakresu 0,2–140 Hz [34,35]. Z punktu widzenia mechaniki materiału wiąże się to z ograniczeniem cyklicznej plastyczności w rejonie wierzchołka pęknięcia i niższą prędkością jego propagacji. W ujęciu mikrostrukturalnym potwierdzają to obserwacje m.in. zmiany charakteru pasm poślizgu oraz przejścia mechanizmu inicjacji pęknięcia z transkrystalicznego na międzykrystaliczny przy obciążeniach ultradźwiękowych, a także odmienna mobilność dyslokacji (np. powstawanie długich segmentów

dyslokacji śrubowych przy 20 kHz) [34,35,150]. Badania i analizy prowadzone przez Guennec i współautorów [33] obejmujące różne stałe konstrukcyjne potwierdzają dodatnią korelację pomiędzy częstotliwością a wytrzymałością zmęczeniową w większości badanych grup (30 Hz i 20 kHz), przy czym efekt ten jest najslabszy w stalach wysokowęglowych. Z kolei w przypadku stali węglowych, żeliwa i aluminium zaobserwowano nieznaczną wrażliwość na częstotliwość, co jest typowe dla materiałów o sieci FCC [12,27,155].

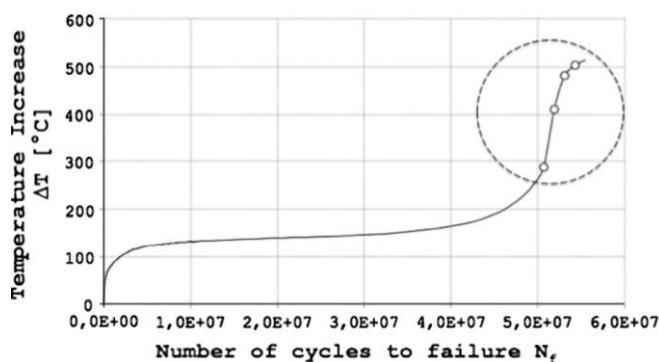
W stopach wysokowytrzymałych efekt częstotliwości jest słabo zaznaczony lub nieobecny, wyniki uzyskane przy częstotliwościach tradycyjnych i ultradźwiękowych są często zbieżne, a rozrzut trwałości wiąże się raczej z obecnością i rozmiarem wtrąceń niemetalicznych [67,113,162]. W pracy [162] zbadano stal łożyskową GCr15 o zróżnicowanej wytrzymałości na rozciąganie wynoszącej od 1044 do 2372 MPa uzyskanej w wyniku różnych obróbek cieplnych. W próbkach o wysokiej wytrzymałości różnice pomiędzy badaniami konwencjonalnymi i ultradźwiękowymi były niewielkie, natomiast w próbkach o względnie niższej wytrzymałości statycznej wykazano wyraźnie wyższą wytrzymałość zmęczeniową występującą przy obciążeniach zadawanych z częstotliwością ultradźwiękową. Efekt ten wyjaśniono mechanizmem ruchu dyslokacji: w materiale o wysokiej wytrzymałości droga dyslokacji jest ograniczona niezależnie od częstotliwości, natomiast w tym samym materiale o niższej wytrzymałości statycznej krótsza droga dyslokacji przy 20 kHz oznacza mniejsze uszkodzenie na cykl, a tym samym większą trwałość zmęczeniową. Na rysunku 2.15 przedstawiono wykresy trwałości zmęczeniowej uzyskane w tych badaniach.



Rys. 2.15. Krzywe S–N uzyskane przez Zhao i innych [162] dla czterech grup próbek stal łożyskowej GCr15 odpowiednio przy obciążeniu zginaniem obrotowym (R.B.) i obciążeniu ultradźwiękowym (UL)

W pracy przeglądowej Honga i innych [39] podkreślono, że wpływ częstotliwości obciążania na właściwości zmęczeniowe metali wynika głównie z efektu prędkości odkształcenia oraz zjawisk cieplnych. Materiały niskowytrzymałe wykazują wyraźny efekt częstotliwości, podczas gdy w materiałach wysokowytrzymałych różnice pomiędzy badaniami konwencjonalnymi a ultradźwiękowymi są znikome. Czułość na częstotliwość jest szczególnie widoczna w materiałach o sieci BCC, ograniczona w HCP i najmniejsza w FCC, co wiąże się z mechanizmami ruchu dyslokacji. Dodatkowo wzrost temperatury w próbkach badanych przy częstotliwości ultradźwiękowej może obniżać ich trwałość zmęczeniową i musi być starannie kontrolowany.

Wzrost temperatury wynika ze wzrostu tłumienia wynikającego z występowania pętli histerezy i mikroplastyczności [102]. Choć stosowanie chłodzenia i trybu *pulse-pause* jest standardem, nie zawsze wystarcza to do ograniczenia nagrzewania, szczególnie przy wysokich amplitudach. Rejestrowano istotne przyrosty temperatury i przegrzewanie się próbek np. w pracach [100,102]. Pomiar prowadzone przez Crupi wraz z innymi [18] z użyciem kamer IR wskazują na typowy przebieg procesu (Rys. 2.16): (1) faza początkowego wzrostu temperatury zależna od mikrostruktury i poziomu naprężenia, (2) faza stabilizacji odpowiadająca równowadze między generacją ciepła a jego wymianą z otoczeniem oraz (3) gwałtowny wzrost temperatury tuż przed zniszczeniem, powiązany z rozwojem plastycznej strefy wokół wierzchołka pęknięcia.



Rys. 2.16. Zmiana maksymalnej temperatury na powierzchni próbki aż do pełnego zniszczenia [18]

W wielu przypadkach temperatura istotnie obniża wytrzymałość zmęczeniową: przykładowo w pracy Schönbauer i innych [114] dla stali łożyskowych 52100 i 52100-VIM/VAR wytrzymałość zmęczeniowa spadła o 45–46 % przy 200 °C i o 56–57 % przy 300 °C, natomiast dla M50-VIM/VAR obniżenie było mniejsze: odpowiednio 36 % i 41 %. W badaniach [61] stali nierdzewnej 0Cr13Ni5Mo w podwyższonej temperaturze stwierdzono obniżenie wytrzymałości zmęczeniowej o około 270 MPa. Pęknięcia, które w temperaturze pokojowej powstawały wewnątrz materiału, w warunkach podwyższonej temperatury powstawały wyłącznie z powierzchni próbek tworząc charakterystyczną

morfologię FGA. Zmiany intensywności naprężeń i strefy plastycznej u wierzchołka pęknięcia były niewielkie, a lokalna mikrostruktura miała większy wpływ na inicjację i wczesną propagację pęknięć niż sama temperatura otoczenia. W badaniach Suni współpracowników [42] badano stal GCr15. W analizach koncentrowano się na roli temperatury w warunkach obciążeń ultradźwiękowych. Stwierdzono, że w próbkach testowanych bez chłodzenia temperatura wzrastała znacznie osiągając 80–130 °C, co powodowało wyraźny spadek wytrzymałości zmęczeniowej. Z kolei zastosowanie chłodzenia sprężonym powietrzem ograniczało nagrzewanie do 50 °C, a w testach przy niższych częstotliwościach wzrost temperatury był minimalny (wzrost o 3 °C). Wyniki te wskazują, że wzrost temperatury generowany przy wysokiej częstotliwości obciążania ma negatywny wpływ na trwałość zmęczeniową, a skuteczne chłodzenie jest kluczowe dla uzyskania wiarygodnych rezultatów.

Teixeira i inni [140] opracowali model uczenia maszynowego (XGBoost) do przewidywania wzrostu temperatury podczas testów VHCF. Model pozwala prognozować warunki sprzyjające minimalizacji przegrzewania i unikaniu zafałszowanych wyników zmęczeniowych. W pracy wykazano, że największy wpływ na nagrzewanie próbek ma amplituda naprężenia, natomiast dłuższe przerwy ograniczają wzrost temperatury.

2.2.2.2. Efekt skali

W badaniach ultradźwiękowych, ze względu na charakter obciążania, próbki metalowe muszą mieć odpowiednią postać geometryczną niezbędną do uzyskania częstotliwości rezonansowej 20 kHz oraz wymaganej amplitudy naprężenia. Wymogi te determinują kształt, jak i wielkość próbki. W przypadku standardowych próbek do badań zmęczeniowych ten problem nie istnieje. Należy jednak zauważyć, że już od dawna wiadomo, że wytrzymałość zmęczeniowa oraz rozkład naprężenia w najbardziej obciążonych strefach elementów konstrukcyjnych są zależne od wielkości elementu. Zjawisko to określane mianem efektu skali (ang. *size effect*) odgrywa istotną rolę w ocenie integralności konstrukcji pracujących pod wpływem obciążeń cyklicznych [92].

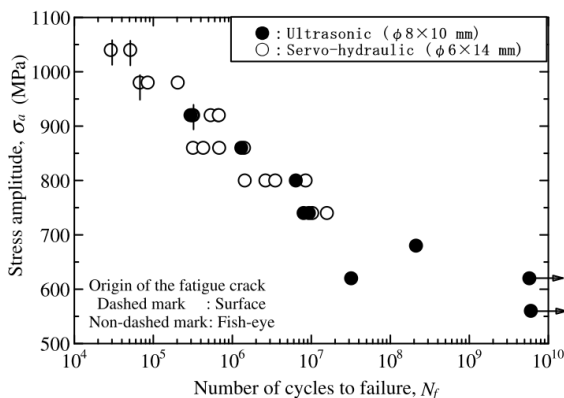
W badaniach w zakresie VHCF efekt skali ma często istotny wpływ na trwałość zmęczeniową. Występowanie tego efektu jest głównie spowodowane statystycznym wzrostem ilości defektów wraz ze zwiększeniem się obszaru, który jest poddawany naprężeniu zmiennemu. Wraz z jego zmniejszaniem trwałość zmęczeniowa wzrasta ze względu na mniejsze prawdopodobieństwo wystąpienia defektu krytycznego, a w konsekwencji zniszczenia [142,148].

Efekt ten jest bezpośrednio związany z objętością materiału, w której występują naprężenia krytyczne. Opisuje się ją jako objętość krytyczną (ang. *Risk Volume*). Wielkość ta wiąże zależność efektu skali od statystycznego powiązania między wymiarem próbki a objętością materiału obciążoną krytycznym naprężeniem. W literaturze [92] najczęściej jest definiowana jako objętość materiału poddana amplitudzie naprężenia większej niż 90 % jego maksymalnej wartości i oznacza się ją jako V_{90} . Zakres obciążeń, z którym ją powiązano

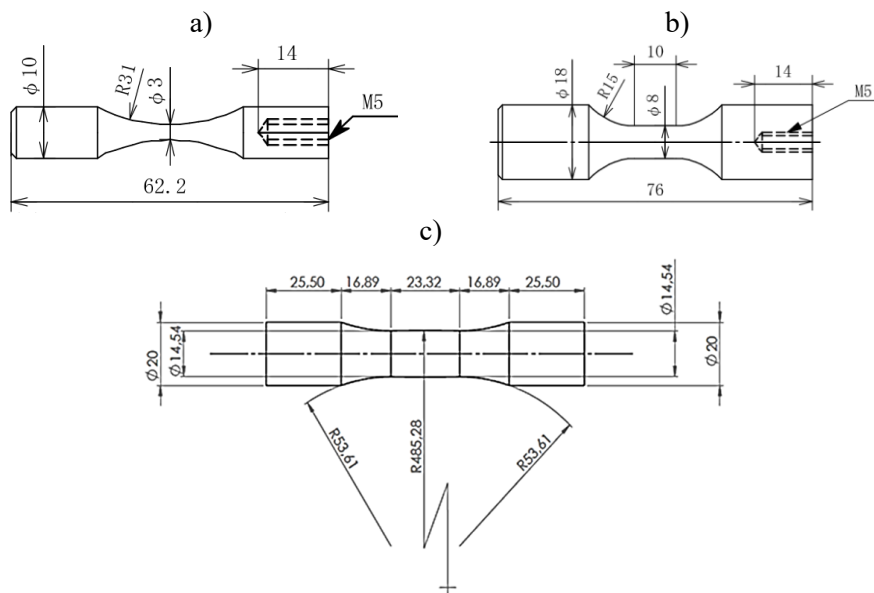
określono na podstawie licznych badań eksperymentalnych, w których wykazano, że właśnie znacząca większość pęknięć zmęczeniowych inicjowana była w obszarze oddziaływania naprężeń przekraczających ten próg. Jej wadą jest to, że nie uwzględnia ona w pełni gradientu i rozkładu naprężenia w objętości materiału, jednak pomimo tego ciągle jest uważana za dobry wskaźnik wpływu efektu skali na trwałość zmęczeniową [142].

Większość prac odnoszących się do efektu skali w zakresie trwałości gigacyklowej przedstawia jego możliwy duży wpływ na uzyskiwane wyniki. W pracach, w których porównywano trwałość próbek o odmiennej objętości krytycznej V_{90} wykazano, że jej wyższa wartość może obniżyć wytrzymałość zmęczeniową nawet o 40 %, a granice zmęczenia nawet o 30 % [142]. W licznych pracach proponowano próbki o większej objętości krytycznej, a ich wyniki porównywano ze standardowymi próbkami klepsydrowymi.

Pierwsze prace badawcze dotyczące wpływu efektu skali na trwałość przy zmęczeniu gigacyklowym opublikował Furuya [26]. Dla wysokowytrzymałej stali AISI 4140 zaproponował nietypową geometrię próbki do badań VHCF ze zwiększoną objętością V_{90} . Uzyskał ją poprzez zastosowanie kształtu z częścią walcową (ang. *dog-bone*, Rys. 2.18b) w części przewężonej, porównywał ją z 3 próbkami o różnej objętości V_{90} . Jedna z nich o kształcie i objętości krytycznej podobnej do tej z częścią walcową była badana na maszynie konwencjonalnej, natomiast dwie pozostałe o kształcie klepsydrowym (Rys. 2.18a) z zastosowaniem maszyny ultradźwiękowej. Nie zauważył on dużych różnic wyników pomiędzy stosowanymi metodami badawczymi dla podobnych geometrii (Rys. 2.17). Zrealizowane przez niego badania wykazały, że wytrzymałość zmęczeniowa ulega obniżeniu proporcjonalnie do wzrostu V_{90} . Dodatkowo zauważył on większą zdolność do pęknięcia typu *fish-eye* w próbkach o większej objętości krytycznej. W rozdziale 2.1.1 wskazano, że w zakresie VHCF ma miejsce inicjacja pęknięć od wtrąceń i porów zlokalizowanych w materiale stanowiących najsłabsze miejsca w strefie wysokich naprężeń, czyli nierzadko w objętości krytycznej.



Rys. 2.17. Wyniki badań zmęczeniowych przy różnych częstotliwościach obciążania dla próbek o podobnej V_{90} [26]



Rys. 2.18. Geometrie próbek stosowanych w badaniach ultradźwiękowych:
a) klepsydrowa (*hourglass*) [26], b) typu *dog-bone* [26]
oraz c) *Gaussian* [144]

Również w innej pracy Furuya [28] uzyskał podobne wyniki porównując próbkę typu *dog-bone* o średnicy 7 mm ($V_{90} \approx 912 \text{ mm}^3$) z próbką klepsydrową o geometrii identycznej jak w poprzedniej pracy i średnicy 3 mm ($V_{90} \approx 33 \text{ mm}^3$). Próbki wykonane były ze stali sprężynowej SUP7. Invernizzi [44] przeprowadził badania na próbkach klepsydrowych o średnicach 3, 6 i 12 mm wykonanych ze stopów aluminium EN AW-6082 T6. Wykazał, że wyniki charakteryzują redukcja trwałości zmęczeniowej wraz ze wzrostem ich średnicy. W pracy [161] badano właściwości zmęczeniowe odlewniczego stopu Al-Si-Cu w zakresie VHCF wykorzystując próby realizowane z częstotliwością 20 kHz i 35 Hz na próbkach o różnych wymiarach objętości krytycznej. Wykazano, że wytrzymałość zmęczeniowa maleje wraz z jej wzrostem, a głównymi miejscami inicjacji pęknięć są pory zlokalizowane na powierzchni i podpowierzchniowo.

W pracach Tridello [142] oraz Ahlqvista [2] wykazano, że przewężona geometria typu klepsydrowego prowadzi do przestrzennie nierównomiernego pola naprężeń, przy czym maksymalne wartości zwykle zlokalizowane są w pobliżu powierzchni. Mimo to w zakresie VHCF zaobserwowano przypadki inicjacji pęknięć wewnątrz materiału, co tłumaczone jest obecnością mikrodefektów oraz efektem wielkości próbki. Zatem koncentracja naprężeń przy powierzchni nie przesądza o miejscu inicjacji pęknięcia. Uzyskany rozkład naprężeń jest zgodny z obserwacjami dla próbek typu *hourglass* i pozwala na analizę mechanizmów zniszczenia zachodzących zarówno na powierzchni, jak i w objętości materiału.

Tridello w pracy [144] zaproponował próbkę typu *Gaussian* (Rys. 2.18c), która pozwalała uzyskać znacznie większą objętość krytyczną poprzez

charakterystyczne wybrzuszenie występujące w części środkowej. W późniejszej publikacji [145] oszacował, że w przypadku próbek klepsydrowych można poddawać badaniom jedynie ograniczone objętości krytyczne (poniżej 200 mm³), natomiast dla próbek *dog-bone* możliwe są objętości umiarkowane (poniżej 2000 mm³). W pracy [148] przedstawiono wyniki badań eksperymentalnych, w których to objętość krytyczna próbki zaproponowanej przez Tridello wynosiła $V_{90} \approx 5000 \text{ mm}^3$ i w porównaniu do drugiej analizowanej przez niego w tej pracy próbki typu *hourglass* była ponad 90-krotnie większa. Eksperyment realizowany był na próbkach wykonanych ze stali AISI H13 i wykazał wyraźne przesunięcie krzywych zmęzeniowych w próbkach *Gaussian*, dla których inicjacja pęknięć następowała przy znacznie niższych naprężeniach (poniżej 605 MPa), podczas gdy w próbkach tradycyjnych nie obserwowano zniszczenia poniżej 730 MPa. Równocześnie przeprowadzona przez niego analiza fraktograficzna wykazała, że w próbkach o dużej V_{90} inicjacja pęknięć częściej zachodziła wewnątrz materiału, podczas gdy w próbkach klepsydrowych pęknięcia koncentrowały się głównie w pobliżu powierzchni.

Wyniki uzyskane w badaniach na małych próbkach mogą zawyżać prognozy trwałości rzeczywistych elementów konstrukcyjnych, w przypadku których objętość krytyczna jest znacznie większa. Dlatego w badaniach VHCF wskazane jest uwzględnianie efektu skali albo poprzez stosowanie geometrii pozwalających na zwiększenie V_{90} , albo przez modele teoretyczne, statystyczne albo skalujące.

W literaturze zaproponowano różne modele teoretyczne i statystyczne uwzględniające efekt skali. Klasyczne podejście Murakamiego [92] polega na wyznaczeniu rozkładu wielkości inkluzji w materiale (np. na podstawie analizy metalograficznej), a następnie statystycznym oszacowaniu jaka największa inkluzja wyrażona parametrem $\sqrt{area}_{\max}$ z dużym prawdopodobieństwem wystąpi w badanej objętości V_{90} . To właśnie ta największa spodziewana nieciągłość decyduje o granicy zmęczenia materiału. Innym podejściem jest skalowanie geometryczne oparte na koncepcji fraktalnej. Carpinteri [44] zastosował metodę fraktalną do wyznaczenia krzywych P–S–N (wytrzymałość w zależności od prawdopodobieństwa uszkodzenia) niezależnych od rozmiaru próbki, natomiast Invernizzi [44] wykazał, że dzięki temu podejściu możliwa jest normalizacja krzywych S–N uzyskanych dla próbek o różnych wymiarach do jednej wspólnej zależności.

Modele probabilistyczne (np. wykorzystujące rozkład Weibulla) również przewidują, że większa objętość krytyczna obniża odporność na zmęczenie. W badaniach ultradźwiękowych łączy się często statystyczny rozkład wielkości defektów z warunkami naprężeniowymi, co pozwala wyprowadzić krzywe odniesienia P–S–N dla różnych V_{90} [147].

Niezależnie od szczegółowego modelu, wszyscy autorzy podkreślają, że zmienna wielkość próbek wymaga uwzględniania w szacowaniu trwałości. Standardowe próby prowadzone na klasycznych próbkach do badań VHCF często przeszacowują trwałość zmęzeniową materiału, dlatego dla bezpiecznego projektowania należy albo uwzględnić skalę próbki w obliczeniach, albo wykonywać dodatkowe testy na większych próbkach.

2.2.2.3. Tłumienie

Tłumienie wewnętrzne, zwane również tarcie wewnętrzne, to zjawisko rozpraszania energii mechanicznej w wyniku wewnętrznych procesów zachodzących w materiale. W metalach definiuje się je jako utratę energii drgań w postaci ciepła, spowodowaną nakładającymi się procesami mikrostrukturalnymi, takimi jak ruch i oddziaływanie dyslokacji, migrację atomów międzywęzłowych (Efekt Snoeka), tarcie na granicach ziaren, wymianę ciepła między obszarami rozciągany i ściskany (tłumienie termoelastyczne), czy też histereza magneto-mechaniczną w materiałach ferromagnetycznych [14,153,158].

W przypadku układu, w którym próbka drga z częstotliwością rezonansową wynoszącą 20 kHz tłumienie wewnętrzne wpływa na charakterystykę drgań i odpowiedź dynamiczną próbki. Decyduje ono głównie o ilości energii rozpraszanej w postaci ciepła oraz o wartości amplitudy naprężenia. Wpływa na amplitudę drgań, a ona powoduje zmianę efektywnych naprężeń sprężystych, część energii zamieniana jest w ciepło zamiast w odkształcenie, co objawia się odmiennymi wartościami naprężenia w próbce. W swoich pracach Kazymyrowych stwierdził występowanie naprężeń niższych o 13 % [152] a nawet 20 % [49] względem układów analizowanych bez uwzględnienia tłumienia materiału.

Można domniemywać, że część badań przeprowadzonych z częstotliwością ultradźwiękową nie uwzględniała wpływu tłumienia na wartość naprężenia w próbce, niekiedy wyznaczaną wyłącznie w sposób analityczny bądź też numeryczny bez weryfikacji wartości naprężenia rzeczywistego. Dlatego wydaje się, że na skutek odmiennych właściwości materiałowych, a szczególnie tłumienia przy badaniach ultradźwiękowych niewystarczające jest określanie amplitudy naprężenia w inny sposób niż ich pomiar na powierzchni próbki lub poprzez analizę numeryczną z uwzględnieniem rzeczywistych parametrów tłumienia materiału.

Podstawowym punktem wyjścia do analizy dynamiki układów mechanicznych jest równanie ruchu:

$$M\ddot{u}(t) + C\dot{u}(t) + Ku(t) = F(t), \quad (2.16)$$

gdzie:

- M – macierz mas, kg,
- K – macierz sztywności, N/m,
- C – macierz tłumienia, kg/s,
- $u(t)$ – wektor przemieszczeń, m,
- $F(t)$ – wektor sił zewnętrznych, N.

W prostych przypadkach równanie ruchu można rozwiązać analitycznie, co pozwala opisać drgania tłumione i wyznaczyć odpowiadające im naprężenia. Próbka rezonująca przy 20 kHz jest jednak układem ciągłym i nawet przy założeniu dominacji pierwszego modu drgań otrzymuje się jedynie przybliżone wyniki. Dlatego, aby wiarygodnie odtworzyć przestrzenny rozkład naprężenia z uwzględnieniem tłumienia w praktyce stosuje się metody numeryczne,

w których najczęściej wykorzystuje się model tłumienia Rayleigha. Zakłada on, że macierz tłumienia C układu drgającego można wyrazić jako kombinację macierzy masy M i sztywności K układu:

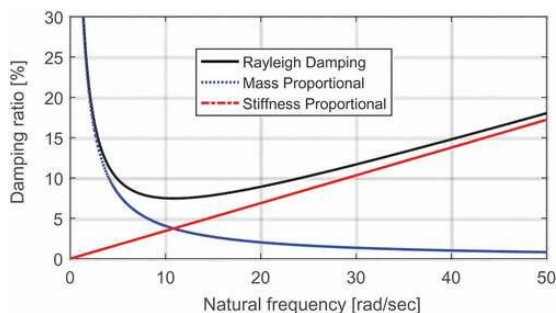
$$C = \alpha M + \beta K, \quad (2.17)$$

gdzie:

- α – współczynnik masowy, 1/s,
- β – współczynnik sztywnościowy, s.

Taki model bywa nazywany tłumieniem proporcjonalnym, gdyż zakłada proporcjonalność macierzy tłumienia do kombinacji innych macierzy układu, co upraszcza obliczenia. Wektory własne drgań (postacie modów) pozostają ortogonalne względem C , podobnie jak względem M i K .

Współczynnik α (tłumienie masowe) odpowiada składowej związanej z bezwładnością. Modelowo jest równoważny siłom tłumiącym proporcjonalnym do prędkości i do masy układu. Z kolei współczynnik β reprezentuje siły tłumiące proporcjonalne do prędkości i do lokalnych odkształceń sprężystych (można to przyrównać do efektu wewnętrznej lepkości sprężystości, gdzie rozpraszanie rośnie ze sztywnością elementu). Każdy ze składników inaczej wpływa na drgania w zależności od częstotliwości, co zilustrowano na wykresie 2.19.



Rys. 2.19. Zależność współczynnika tłumienia modalnego od częstości drgań własnych w modelu Rayleigha [1]

Matematycznie dla n -tego trybu drgań własnych o częstości kołowej ω można wyprowadzić zależność współczynnika tłumienia modalnego ξ (nazywany też współczynnikiem tłumienia Rayleigh'a) od α i β :

$$\xi(\omega) = \frac{1}{2} \left(\frac{\alpha}{\omega} + \beta \omega \right), \quad (2.18)$$

gdzie:

- ξ – współczynnik tłumienia modalnego,
- ω – częstość kołowa, rad/s,

z czego:

$$\omega = 2 \pi f. \quad (2.19)$$

Przy obecności strat układ drga nie z częstotliwością ω , lecz z częstotliwością tłumioną ω_n :

$$\omega_n = \omega \sqrt{1 - \zeta^2}, \quad (2.20)$$

gdzie:

ω_n – częstość tłumiona, rad/s.

Wykorzystując tę samą zależność w dziedzinie częstotliwości można ją wyrazić jako:

$$f_n = f \sqrt{1 - \zeta^2}, \quad (2.21)$$

gdzie:

f_n – częstotliwość tłumiona, Hz.

Na podstawie przedstawionych zależności, gdy wiadomo z jaką częstotliwością f powinien drgać układ, a jaka występuje f_n , można wyprowadzić równanie na współczynnik sztywnościowy β :

$$\beta = \frac{2 \sqrt{1 - \left(\frac{f_n}{f}\right)^2} - \frac{\alpha}{2\pi f}}{2\pi f} \quad (2.22)$$

Dla niewielkich częstotliwości dominujące znaczenie ma współczynnik masowy α . Jego wartość wpływa przede wszystkim na tłumienie modów o małej częstotliwości. Z kolei składnik β powiązany ze sztywnością rośnie liniowo z częstotliwością drgań. Tym samym przy wysokich częstotliwościach to właśnie ta składowa dominuje i odpowiada za silniejsze tłumienie modów o dużej ω , co można interpretować jako efekt narastających sił dyssypacyjnych związanych z szybkimi odkształceniami sprężystymi w materiale.

W badaniach zmęczeniowych realizowanych z częstotliwością 20 kHz, w których uwzględniano tłumienie modalne ξ współczynnik masowy α przyjmowano jako 0,01 1/s [152] albo 0,1 1/s [83]. Przy tych wartościach i częstotliwości obciążania nie miał on widocznego wpływu na wartość tłumienia. Natomiast wartość współczynnika β podlegała bardziej szczegółowym analizom. W pracy [49] Kazymyrowych dla próbki ze stali AISI H11 zmierzył maksymalne odkształcenia metodą tensometrii oporowej i stwierdził, że są one niższe niż przewidywał model bez tłumienia. Na podstawie tej różnicy, wykorzystując analizę MES, określił wartość współczynnika sztywnościowego dla badanego materiału jako $\beta = 10^{-5}$ s. W pracy doktorskiej Tofique'a [141] dla stali nierdzewnych również odnotowano różnicę między wynikami tensometrii a analizami MES. Autor zasugerował, że mogą one wynikać z tłumienia, lecz nie poddał tego zagadnienia dalszej analizie.

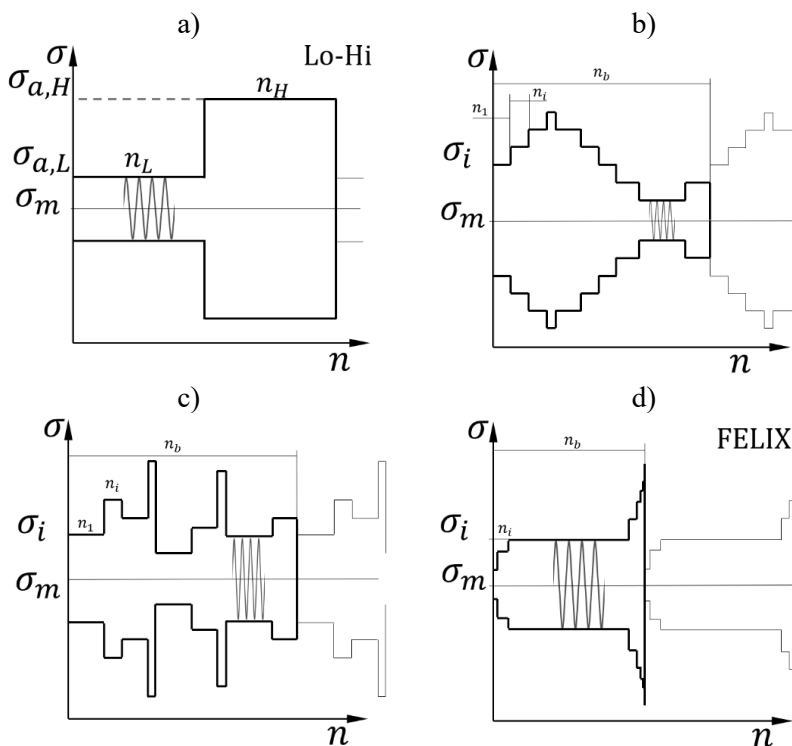
W pracy [106] Sadek wyznaczył wartość współczynnika β metodą pobudzenia impulsowego IET (ang. *Impulse Excitation Technique*) zgodnie z ASTM E1876 i wykazał, że dla stali 38MnSiV5 współczynnik β nie wpływa istotnie na rozkład naprężeń i odkształceń przy 20 kHz, natomiast już niewielkie jego wartości mają znaczenie przy obliczeniach współczynnika intensywności naprężeń, co wykazywał w pracy [105].

Model Rayleigha, stanowiący standardowe podejście w analizach numerycznych, pozwala w prosty sposób uwzględnić wpływ tłumienia na odpowiedź dynamiczną układu i rozkład naprężeń przy obciążeniach ultradźwiękowych. W literaturze podejmowano także próby bezpośredniego opisu tłumienia w postaci tłumienia wynikającego z tarcia wewnętrznego opisywanego pętlą histerezy. Lage [57] wykazał, że wzrost strat dyssypacyjnych dobrze koreluje z procesem zmęczeniowym i może być traktowany jako parametr uszkodzenia, natomiast Tridello [145] opracował model analityczny umożliwiający ocenę wpływu tłumienia na rozpraszanie energii i nagrzewanie próbek typu *Gaussian* podczas testów ultradźwiękowych. Oba podejścia podkreślają znaczenie tłumienia w VHCF, choć różnią się zakresem i celem. Modele fizyczne opisują mechanizmy zjawiska, natomiast Rayleigh stanowi ich praktyczną aproksymację w symulacjach numerycznych i umożliwia analizę rozkładu naprężeń, odkształceń oraz przemieszczeń w warunkach bliższych rzeczywistym niż w przypadku modeli pozbawionych tłumienia. Warto jednak podkreślić, że w kontekście badań zmęczeniowych z częstotliwością ultradźwiękową szczegółowe modelowanie tłumienia nie jest konieczne. Do samego przeprowadzenia eksperymentów wystarczające jest precyzyjne wyznaczenie naprężenia w próbce przy użyciu odpowiedniej aparatury pomiarowej. Tego rodzaju pomiary stanowią wiarygodne źródło informacji o rzeczywistych warunkach obciążenia, podczas gdy opieranie się wyłącznie na zależności amplitudy naprężenia od amplitudy przemieszczenia może prowadzić do istotnych nieścisłości.

2.2.2.4. Obciążenia programowane

Jak wspomniano w rozdziale 2.1.1 obciążenia działające na obiekty techniczne zazwyczaj zmieniają się w czasie. Ich rzeczywisty przebieg rzadko przypomina idealną sinusoidę i ma najczęściej charakter losowy. Na potrzeby badań eksperymentalnych sprowadza się je do postaci przebiegów sinusoidalnych o zmiennej amplitudzie, co z jednej strony upraszcza realizację testu, a z drugiej pozwala w pewnym stopniu odwzorować rzeczywiste warunki eksploatacyjne. Tego typu uproszczenie stanowi punkt wyjścia do bardziej zaawansowanych badań programowanych, w których amplituda obciążenia zmienia się zgodnie z przyjętym widmem lub blokami obciążeń. Dzięki temu możliwe jest laboratoryjne odtworzenie złożonych przebiegów naprężeń charakterystycznych dla obciążeń rzeczywistych konstrukcji oraz analiza mechanizmów akumulacji uszkodzeń w warunkach zbliżonych do eksploatacyjnych. Spośród wielu programów stosowanych w badaniach zmęczeniowych można wyróżnić cztery

podstawowe typy, których schematy przedstawiono na rysunku 2.20: dwustopniowe (Hi-Lo, Lo-Hi) – 2.20a, wielostopniowe – 2.20b, blokowe – 2.20c, spektralne (FELIX, Gauss, WISPER) – 2.20d.



Rys. 2.20. Rodzaje blokowych programów obciążania: a) dwustopniowe, b) wielostopniowe, c) blokowe, d) spektralne

Przy określaniu trwałości elementów konstrukcyjnych kluczowe znaczenie ma uwzględnienie zmian amplitudy obciążenia oraz wartości średniej, które jak dowodzą badania eksperymentalne, istotnie wpływają na trwałość zmęczeniową. Obciążenia o różnej liczbie cykli i różnych amplitudach kumulują uszkodzenia, co utrudnia jednoznaczne prognozowanie trwałości zmęczeniowej. Analiza danych literaturowych pozwala stwierdzić, że nawet obciążenia o małej amplitudzie mogą przyspieszać inicjację i propagację pęknięć. Dlatego ich wpływ powinien być uwzględniany ze szczególną starannością przy projektowaniu odpowiedzialnych konstrukcji, zwłaszcza przeznaczonych do długotrwałej eksploatacji, jaką odwzorowuje się za pomocą badań z częstotliwością ultradźwiękową [11,55,112,136].

Stanzi i inni już w 1984 roku [130] udowodnili, że ultradźwiękowe testy o zmiennej amplitudzie są możliwe i dają wyniki istotnie różne od tych, które można prognozować na podstawie wyników badań stałoamplitudowych. Na podstawie badań na próbkach ze stali nierdzewnej w ich pracy wykazano, że klasyczne metody obliczeniowe, takie jak hipoteza Palmgren–Minera,

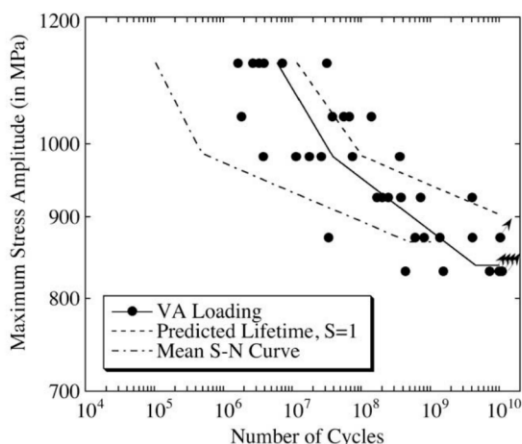
znacząco przeszacowują wyniki. Wnioskiem wynikającym z pracy było stwierdzenie, że prognozowanie trwałości zmęczeniowej wymaga badań eksperymentalnych, do których metoda ultradźwiękowa jest szczególnie przydatna. Ta sama autorka w 1986 roku wraz z zespołem [131] przeprowadziła kolejne badania z częstotliwością 20 kHz uwzględniające zmienną amplitudę. Próbkę ze stali węglowej AISI C1020 poddano badaniom stałoamplitudowym do 10^8 cykli losowym sekwencjom obciążeń o charakterze zbliżonym do rozkładu Gaussa. Badania prowadzono dla $R = -1$. W pracy wykazano, że amplitudy naprężenia poniżej klasycznej granicy zmęczenia również wywołują uszkodzenia, co skutkuje zawyżeniem prognoz trwałości według klasycznej hipotezy Palmgren–Minera. Lepszą zgodność wyników eksperymentalnych z obliczeniami uzyskano stosując modyfikację Haibacha. Podobne efekty zawyżania prognozowanej trwałości, nawet 10-krotnego uzyskano podczas badań nad odlewniczym stopem AlSi7Mg [126]. W pracy tej widma obciążeń programowanych zostały opracowane na podstawie wyników pomiarów eksploatacyjnych przeprowadzonych w określonych punktach kół samochodowych. Stwierdzono, że rzadko występujące wysokie amplitudy naprężenia wywołują przedwczesną inicjację pęknięcia, a niewielkie amplitudy powodują jego rozwój.

Badania próbek z karbem ze stali C45 i 42CrMo4 [127] wykazały zgodność obliczeń trwałości zmęczeniowej opartych na hipotezie Palmgren–Minera z wynikami eksperymentalnymi.

Praca badawcza uwzględniająca zakres gigacyklowy opublikowana przez Mayer, Stanzl, Tschegg i Schijve [74] dowiodła, że efekty interakcji między cyklami o różnej amplitudzie są kluczowe w zmęczeniu zmiennoodamplitudowym, a cykle o stosunkowo niedużej amplitudzie mogą negatywnie wpływać na propagację pęknięć, dlatego uproszczone prognozowanie trwałości (pomijające te cykle) może prowadzić do poważnych błędów.

W artykule [76] przedstawiono wyniki badań zmęczeniowych próbek ze stali 100Cr6 z zastosowaniem techniki ultradźwiękowej w zakresie VHCF przy zmiennej amplitudzie obciążeń o rozkładzie zbliżonym do rozkładu Gaussa. Obciążenia programowane zadawano w sekwencji losowej. W badaniach wykazano, że inicjacja pęknięć na skutek działania zmiennej amplitudy może następować zarówno na powierzchni, jak i na wtrąceniach wewnętrznych. Wykazano, że liniowe hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych nie przewidują poprawnie trwałości w zakresie VHCF. Przy wysokich amplitudach naprężenia ($\sigma_{max} \geq 982$ MPa) średnia suma uszkodzeń wynosiła $D \approx 0,44$, co dobrze korelowało z prognozami, jednak w miarę obniżania amplitudy maksymalnej bloku wartości sumy D ulegały obniżeniu nawet do 0,016 przy trwałościach rzędu 10^9 cykli. Co istotne, pęknięcia odnotowano także przy amplitudach poniżej określonej w pracy granicy zmęczenia, gdzie obliczenia wskazywały $D = 0$. Wyniki tych badań dowodzą, że liczne cykle o stosunkowo niedużej amplitudzie niewliczane do sumy uszkodzeń na podstawie hipotezy Palmgren–Minera mają wpływ na propagację pęknięć, co skutkuje znacznymi rozbieżnościami między wynikami obliczeń i badań. Na rysunku 2.21

przedstawiono dane z tego badania w postaci wykresu z widocznymi różnicami w położeniu wyznaczonych krzywych.



Rys. 2.21. Wyniki badań zmęczeniowych [76] próbek ze stali 100Cr6:
linia ciągła - średnia trwałość zmęczeniowa VA,
linia kreskowa - przewidywana trwałość dla sumy uszkodzeń $S = 1$,
linia punktowa - średnia trwałość zmęczeniowa CA

Próbki ze stopu aluminium 319-T7 wykazuje granicę zmęczenia przy ok. 10^7 cykli [72], obciążenia stałoaamplitudowe poniżej tej granicy nie powodowały uszkodzenia pomimo osiągnięcia 10^{10} cykli podczas badań ultrasonicznych. Mayer i inni dla tego stopu przeprowadzili badania, których celem było określenie roli cyklo amplitudach poniżej wyznaczonej granicy w procesach inicjacji i propagacji pęknięć. Wykorzystano krótkie, powtarzalne sekwencje dwustopniowe, w których stopnie wysokiego obciążenia przeplatano z cyklami niskiego poziomu. Wykazano, że niewielkie amplitudy mogą mieć zarówno efekt szkodliwy, jak i korzystny. W zestawieniu z obciążeniami, które przekraczały granicę zmęczenia, o około 40 % skracały trwałość, przyspieszały propagację pęknięć i prowadziły do żywotności nawet 3,5 razy mniejszych niż przewidywały klasyczne obliczenia. Z kolei przy zestawieniu, gdy wysokie obciążenia były tylko nieznacznie powyżej granicy zmęczenia, o ok. 15 %, amplitudy o niewielkiej wartości mogły działać stabilizująco, wydłużając trwałość lub nawet powodując zatrzymanie wzrostu pęknięcia, mimo że to samo obciążenie przy stałej amplitudzie prowadziło do propagacji pęknięcia. Zjawiskoto przypisano efektom związanym z progowym współczynnikiem intensywności naprężeń oraz zmianą warunków zamykania pęknięcia. W pracy wykazano, że hipoteza Palmgren-Minera w wersji klasycznej jest zbyt uproszczona, szczególnie w odniesieniu do obciążeń w pobliżu granicy zmęczenia. Również w badaniach tego samego autora [77] prowadzonych z wykorzystaniem próbek ze C15E odnotowano, że cykle poniżej granicy zmęczenia mogą zarówno hamować, jak i przyspieszać rozwój pęknięć zmęczeniowych w tej stali w zależności od relacji między amplitudą maksymalną w bloku obciążania, a granicą zmęczenia.

W praktyce eksploatacyjnej, gdzie występują często piki obciążeń (przeciążenia), należy oczekiwać raczej efektu degradującego niż korzystnego wpływu niskich amplitud. Z drugiej strony wyniki badań wskazują na konieczność ostrożnego podejścia do wyznaczania granicy zmęczenia i progowego współczynnika intensywności naprężeń, ponieważ metoda pomiaru, jak pokazano w rozdziale 2.2.2.1 może prowadzić do uzyskania różnych wartości granicznych.

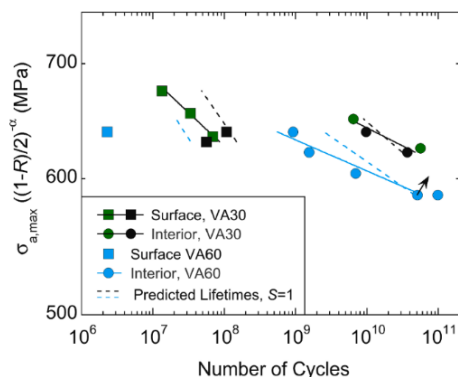
Schönbauer i inni [115] przeprowadzili badania zmęczeniowe próbek ze stali 17-4PH w zakresie HCF i VHCF przy obciążeniach CA i VA oraz dwóch współczynnikach $R = -1$ i $R = 0,05$. Do obciążeń o zmiennej amplitudzie wykorzystano rozkład Gaussa z pominięciem jego fragmentu. Wariant VA_{30} obejmował amplitudy powyżej 30 %, VA_{60} powyżej 60 % maksymalnej amplitudy naprężeń w widmie. Wykazano, że materiał ma dwustopniowy charakter krzywej S-N z inicjacją pęknięć powierzchniowych powyżej pewnego poziomu naprężenia nazywanego przejściowym i wewnętrznych poniżej niego. Autor wskazuje na konieczność osobnego rozpatrywania pęknięć powierzchniowych i wewnętrznych przy sumowaniu uszkodzeń z zastosowaniem hipotezy Palmgren-Minera (Rys. 2.22), a także że cykle o amplitudzie poniżej 60 % maksymalnego naprężenia realizowanego widma praktycznie nie przyczyniają się do uszkodzeń. Dlatego można je pominąć w badaniach VA w zakresie VHCF, co pozwala znacznie skrócić czas testów bez utraty wiarygodności wyników.

Praca Huanga i współautorów [43] dotyczyła istotnych aspektów wpływu cykli z zakresu zmęczenia niskocyklowego oraz wcześniejszej deformacji plastycznej na trwałość w zakresie VHCF. Badania prowadzono na próbkach ze stali A42. Próbkę poddano uprzedniemu rozciąganiu do 5 % odkształcenia wykazały zwiększoną trwałość w zakresie VHCF, natomiast próbki po 100 cyklach z amplitudą odkształcenia 0,62 % cechowały się wyraźnym obniżeniem trwałości względem próbek referencyjnych. Do szacowania uszkodzeń wywołanych obciążeniami cyklicznymi wykorzystano m.in. model *Continuum Damage Mechanics* (CDM), rozszerzony na zakres VHCF, którego skuteczność w badanym obszarze autorzy ocenili jako wysoką. W artykule Nie i współautorzy [93] sprawdzili wpływ dwustopniowych bloków obciążeń na trwałość zmęczeniową stopu tytanu TC21 w zakresie VHCF. Wysoka amplituda obciążenia wynosiła 950 MPa (blisko granicy plastyczności), a niska 435–500 MPa, przy której przy stałej amplitudzie inicjacja pęknięć występowała pod powierzchnią próbki. Dodanie bloku wysokiego obciążenia znacząco skracало trwałość i przesuwało inicjację pęknięcia na powierzchnię. Opracowany model oparty na mechanice zniszczenia ośrodków ciągłych dobrze odwzorował wyniki eksperymentalne (błąd <10 %) potwierdzając, że udział cykli o wysokiej amplitudzie kluczowo przyspiesza degradację materiału.

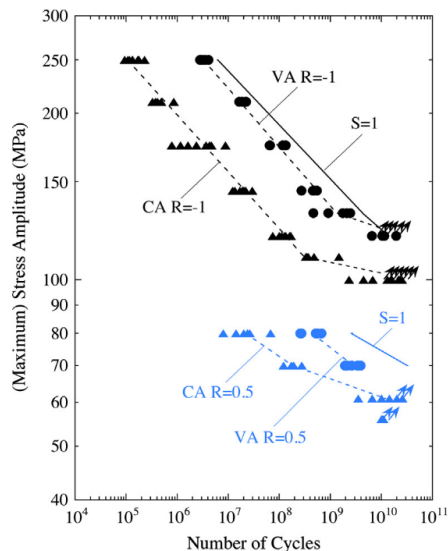
W pracach [90,109] i [73] po raz pierwszy przeprowadzono badania zmiennoodamplitudowe przy częstotliwości ultradźwiękowej dla współczynnika asymetrii innego niż $R = -1$. Badania Sander i innych [109] dotyczyły wpływu współczynnika R oraz obciążeń o zmiennej amplitudzie na właściwości zmęczeniowe stali wysokowytrzymałej 34CrNiMo6 w zakresie VHCF. Wykazano, że niezależnie od wartości R inicjacja pęknięć ma miejsce na wtrąceniach

niemetalicznych wewnątrz próbek tworząc typowy przełom *fish-eye*, jednak nachylenie krzywych S–N i trwałość zmęczeniowa zależą od wartości R . Dla $R = -1$ nie obserwuje obniżenia granicy zmęczenia po 10^{10} cyklach, natomiast dla $R = 0$ stwierdzono jej obniżenie o około 55 MPa. Badania zmiennoamplitudowe przeprowadzono z użyciem znormalizowanego widma obciążeń śmigłowca FELIX. Widmo zostało skalowane tak, aby większość amplitud naprężeń znajdowała się poniżej granicy zmęczenia, co skutkowało przesunięciem krzywych S–N w stronę większych trwałości w porównaniu z testami stałoamplitudowymi. Stwierdzono jednak, że sekwencja obciążenia ma duże znaczenie: zastosowanie sekwencji o malejących amplitudach prowadzi do dłuższej trwałości niż przy amplitudach rosnących.

Mayer wraz z zespołem w dwóch pracach przeprowadził ultradźwiękowe badania zmęczeniowe ze zmiennym przebiegiem obciążenia na stopie aluminium 2024-T351 przy współczynnikach $R = -1$, $R = 0,5$ [73] oraz $R = 0,1$ [75] obejmując zakresy wysoko- i gigacyklowy. Dla $R = -1$ odnotowano, że średnia suma uszkodzeń zmniejsza się około dwukrotnie wraz ze wzrostem trwałości średnich z HCF do VHCF, po czym ponownie rośnie dla trwałości większych niż 10^{10} cykli. Dla $R = 0,1$ średnia suma uszkodzeń maleje około siedmiokrotnie przy przejściu z HCF do VHCF. Dla $R = 0,5$ średnie sumy uszkodzeń w zakresie gigacyklowym wynoszą około 0,1 i dalej zmniejszają się wraz ze wzrostem trwałości średnich. Ostatecznie wykazano, że wartość współczynnika R istotnie wpływa na wyniki obliczeń, a różnice między wpływem obciążeń z zakresów HCF i VHCF mogą być znaczące, co potwierdza konieczność stosowania badań ultradźwiękowych do właściwej oceny trwałości zmęczeniowej materiałów pracujących w VHCF. Wyniki badań w postaci krzywych trwałości dla $R = -1$ oraz $R = 0,5$ zostały zestawione na rysunku 2.23 wraz z prognozami uzyskanymi na podstawie obliczeń wg hipotezy Palmgrena-Minera ($D = 1$).



Rys. 2.22. Trwałości zmęczeniowe dla obciążeń VA wyznaczone przy $R = -1$ (VA_{30} , zielone) oraz $R = 0,05$ (VA_{60} , niebieskie; VA_{30} , czarne); kwadraty oznaczają pęknięcia powierzchniowe, a okręgi wewnętrzne; linie ciągłe aproksymują dane, a kreskowe pokazują trwałości dla sumy uszkodzeń $D = 1$ [115]

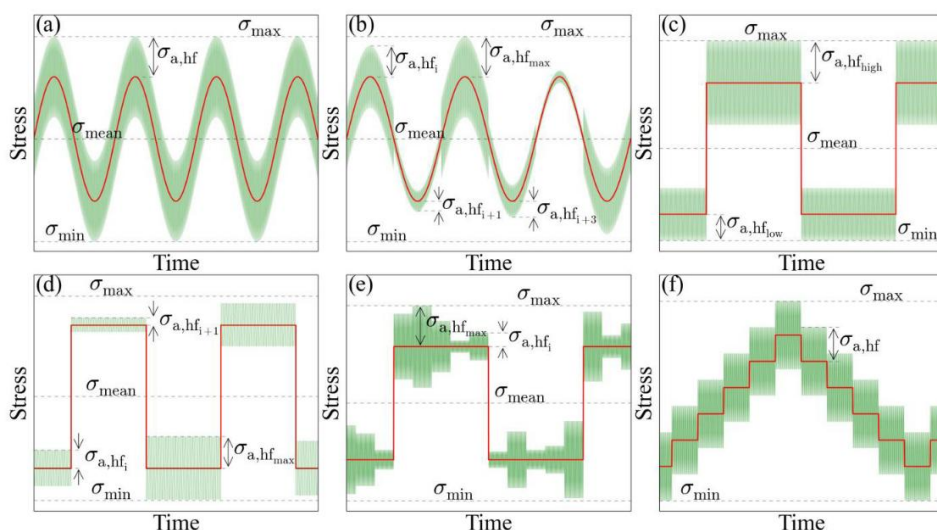


Rys. 2.23. Dane zmęczeniowe dla obciążeń CA ($R = -1$, czarne symbole) i VA ($R = 0,5$, niebieskie symbole); linie ciągłe pokazują prognozy trwałości dla sumy uszkodzeń $D = 1$ [73]

W 2015 roku pojawiły się trzy prace z niespotykanymi wcześniej przebiegami obciążeń kombinowanych. Oprócz obciążeń o częstotliwości 20 kHz zmianie dodatkowo poddano obciążenie średnie, które zmieniało się nie jak w przypadku wcześniejszych badań w przerwach między impulsami obciążenia, ale w ich trakcie. Zastosowano obciążenia zarówno stało-, jak i zmiennoodprężeniowe. Wszystkie przebiegi widoczne na rysunku 2.24 zastosowano w pracy [78], natomiast w pracy [128] wyłącznie przebiegi przedstawione na rysunku 2.24d, 2.24e, 2.24a, a w [4] pokazane na 2.24f. Badania prowadzono w celu określenia właściwości zmęczeniowych stopu aluminium 7075-T6 w zakresie HCF i VHCF z zastosowaniem specjalnego stanowiska łączącego maszynę serwohydrauliczną z maszyną ultradźwiękową pracującą z częstotliwością 20 kHz, co pozwoliło na realistyczne odwzorowanie złożonych warunków eksploatacyjnych. W pracy [128] wskazano, że powierzchnie przelomów w próbkach obciążanych CA są wyraźnie bardziej chropowate niż w próbkach poddanych VA, a pęknięcia wtórne w warunkach VA są płytsze z powodu licznych przecięć w sekwencjach wysokoczęstotliwościowych. Stwierdzono, że trwałość jest niższa na skutek obciążeń kombinowanych. Autorzy wskazali również na konieczność rozwijania zaawansowanych metod szacowania trwałości zmęczeniowej, a także prowadzenia dalszych testów obejmujących jeszcze bardziej złożone sekwencje obciążeń, by dokładniej zrozumieć wpływ efektów sekwencyjnych na trwałość materiałów konstrukcyjnych.

Stäcker i Sander prowadzili badania [103,110,123] stali o wysokiej wytrzymałości w zakresie HCF i VHCF przy zmiennej amplitudzie dla $R=-1$, $-0,8$ oraz $0,5$. Przebiegi VA realizowano z wykorzystaniem widm dwustopniowych,

znormalizowanego widma obciążeń śmigłowca Felix/28 i znormalizowanego widma obciążeń turbiny wiatrowej WISPER. W przypadku VA na powierzchniach przełomów pojawiały się charakterystyczne ślady zatrzymania (ang. *arrest marks*), których rozmieszczenie i odstępły zależały od sekwencji obciążeń, co pozwoliło oszacować tempo propagacji pęknięcia. W próbach dwublokowych wykazano, że niewielkie amplitudy o liczbie cykli n_2 poniżej granicy zmęczenia mają niewielki wpływ na trwałość, dopóki stosunek cykli n_2/n_1 jest mały. Przy większych udziałach bloku niskiego lub gdy obciążenie wysokie n_1 przekracza granicę zmęczenia o ponad 15 % blok n_2 zaczyna istotnie przyczyniać się do wzrostu sumy uszkodzeń. Hipoteza Palmgren-Minera w wersji klasycznej i zmodyfikowanej różnie odwzorowywała wyniki dla małych n_2/n_1 często przeszacowując trwałość, a dla dużych lepiej opisywała wpływ niskich amplitud.



Rys. 2.24. Modulacja przebiegów sinusoidalnych o częstotliwości 20 kHz:
a) modulacja sinusoidalna, b) modulacja sinusoidą 5 Hz (losowa),
c) modulacja prostokątem 0,01 Hz, d) modulacja prostokątem 2 Hz (losowa), e) modulacja prostokątem 0,4 Hz o stałym poziomie,
f) modulacja przebiegiem rampowym [78]

W badaniach Sun, Song i innych [121,132] skupiono się na mechanizmach inicjacji i wczesnego rozwoju pęknięć w próbkach ze stali wysokowytrzymałych w zakresie VHCF analizując zarówno próby ze stałą amplitudą, jak i obciążenia o zmiennej amplitudzie. Obciążenia VA dwustopniowe prowadziły do powstawania charakterystycznych śladów na przełomach, które pozwalały szacować bardzo powolne tempo propagacji pęknięć (rzędu 10^{-12} – 10^{-11} m/cykl). Analiza wyników badań wykazała, że kluczową rolę odgrywa powstawanie stref drobnoziarnistych ziaren (FGA) w wyniku interakcji dyslokacji oraz lokalna mikrostruktura materiału. Podkreślono również, że klasyczne podejścia oparte na propagacji pęknięć długich są niewystarczające do opisu zachowania materiałów w zakresie VHCF.

W celu lepszego prognozowania trwałości badacze starali się opracować modele oparte na rzeczywistych mechanizmach degradacji materiału, a nie wyłącznie na empirycznych regułach zliczania cykli. Mozafari [85] zaproponował podejście wykorzystujące rozpraszanie energii mikroplastyczności, natomiast Nikitin [94] skoncentrował się na modelu kinetycznym rozwoju uszkodzeń uwzględniającym obciążenia ultradźwiękowe i spadek sztywności. Oba modele, zaimplementowane w analizach numerycznych, wykazały dobrą zgodność z eksperymentami. Lu i inni [63] w pracy dotyczącej zmęczeniowego zachowania próbki ze stopu aluminium AA2024-T4 w zakresie HCF–VHCF zaproponował koncepcję resztkowej wytrzymałości zmęczeniowej (RFQ), opisującą degradację krzywych S–N i spadek resztkowej granicy zmęczenia pod wpływem wstępnych obciążeń HCF. W pracy wykazano, że takie wstępne uszkodzenia nieliniowo przyspieszają degradację przy obciążeniach VHCF, a mechanizm związany jest z powstawaniem wypiętrzeń i wgłębień wzdłuż pasm poślizgu. Autor opracował metodę RFQ, która umożliwia akumulację uszkodzeń także dla obciążeń bliskich i poniżej klasycznej granicy zmęczenia. Metoda ta znacząco poprawia dokładność prognozowania trwałości w porównaniu z klasycznymi podejściami (Miner, Haibach, Subramanyan), redukując błąd nawet do 1/3.

Podsumowując stwierdzić można, że badań uwzględniających zmienne pod względem amplitudy obciążenia cykliczne w zakresie trwałości HCF i VHCF prowadzonych na maszynach ultradźwiękowych jest niewiele, a w niniejszym opracowaniu starano się ująć wszystkie najważniejsze publikacje. Tymczasem rzeczywiste konstrukcje są eksploatowane w warunkach obciążeń o zmiennej amplitudzie. Najnowsze publikacje przeglądowe dotyczące badań zmęczeniowych w zakresie HCF i VHCF realizowanych z użyciem maszyn ultradźwiękowych podkreślają potrzebę intensyfikacji badań w tym obszarze. Sakai [108] zauważył, że liczba publikacji na ten temat jest bardzo ograniczona, a Zhao [163], wskazał na przykładzie łopatek silników turbinowych, gdzie dalszy rozwój badań i aparatury umożliwi w przyszłości prowadzenie testów trwałości w warunkach najbardziej zbliżonych do rzeczywistych widm eksploatacyjnych.

W analizowanych pracach badacze podkreślają również konieczność uwzględnienia zmienności przebiegu obciążeń w ocenie trwałości zmęczeniowej zarówno w zakresie HCF, jak i VHCF. Pierwsze publikacje (historycznie także pierwsze w tym obszarze) obejmowały analizy wpływu obciążeń zmiennych na trwałość konstrukcji przy $R = -1$ i wiązały się z próbami prognozowania trwałości w oparciu o liniowe hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. Badania te były prowadzone głównie przez jeden ośrodek badawczy na pierwszych maszynach ultradźwiękowych, w przypadku których sterowanie i kalibracja nie były jeszcze dopracowane [129]. Wraz z rozwojem aparatury (m.in. wprowadzeniem zmiennego obciążenia średniego) oraz pojawieniem się nowych metod szacowania trwałości, niezależnie powracano do klasycznej liniowej hipotezy Palmgren-Minera, która najczęściej stanowiła punkt odniesienia. Znacznie mniej jest prac weryfikujących jej modyfikacje, a te, które istnieją, nie koncentrują się na tym aspekcie. Ponieważ uwzględnienie zakresu gigacyklowego,

a więc także obciążeń poniżej klasycznej granicy zmęczenia, mogących prowadzić do uszkodzeń, pozwala zwiększyć dokładność prognoz trwałości, w dalszej części pracy przedstawiono przegląd hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych ze szczególnym uwzględnieniem metod liniowych i ich zastosowania w prognozowaniu trwałości w zakresie wysoko- i gigacyklowym.

2.3. Szacowanie trwałości zmęczeniowej w zakresie wysoko- i gigacyklowym

Do celów prognozowania trwałości zmęczeniowej elementów pracujących w warunkach obciążeń o zmiennej amplitudzie najczęściej wykorzystuje się metody oparte na hipotezach kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. Istnieją również inne podejścia, jednak nie znalazły one tak szerokiego zastosowania [47,64,111,119]. O popularności hipotez kumulacyjnych przesądza fakt, że były one wielokrotnie weryfikowane i porównywane w badaniach eksperymentalnych [32,37,55,65,111,112,136]. Do tej pory nie opracowano uniwersalnej hipotezy, która zapewniałaby zgodność obliczeń z wynikami badań dla wszystkich materiałów, typów obciążeń oraz geometrii elementów konstrukcyjnych. W konsekwencji w literaturze spotyka się wiele zróżnicowanych hipotez, które najczęściej klasyfikuje się w ujęciu naprężeniowym, odkształceniowym oraz energetycznym. Dodatkowo rozróżnia się je jako liniowe, nieliniowe oraz oparte na koncepcji linii uszkodzeń (trwałości resztkowej i stałych uszkodzeń zmęczeniowych).

W praktyce inżynierskiej dominują hipotezy liniowe, co wynika zarówno z prostoty ich sformułowania, jak i z wieloletniego stosowania, które pozwoliło zgromadzić obszerny materiał weryfikacyjny. W odniesieniu do hipotez nieliniowych i energetycznych badania skupiają się głównie na analizie wpływu parametrów obciążenia oraz cech konstrukcyjnych elementu na zgodność prognoz z wynikami eksperymentalnymi. Podkreśla się przy tym, że wybór hipotezy zależy od poziomu obciążeń: dla niskich amplitud stosuje się zwykle ujęcie naprężeniowe, natomiast dla wysokich odkształceniowe i energetyczne [136].

2.3.1. Liniowe hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych

Liniowe hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych opierają się na założeniu, że przy stałej amplitudzie obciążenia każdy cykl wywołuje identyczny przyrost uszkodzenia, co prowadzi do opisu procesu jako liniowej zależności pomiędzy uszkodzeniem D a liczbą cykli n :

$$D_{(n)} = \frac{n}{N}, \quad (2.23)$$

gdzie:

- $D_{(n)}$ – ogólne oznaczenie uszkodzenia dla n cykli,
- n – ogólne oznaczenie liczby cykl,
- N – ogólne oznaczenie liczby cykli do zniszczenia,

przy czym prędkość sumowania jest stała:

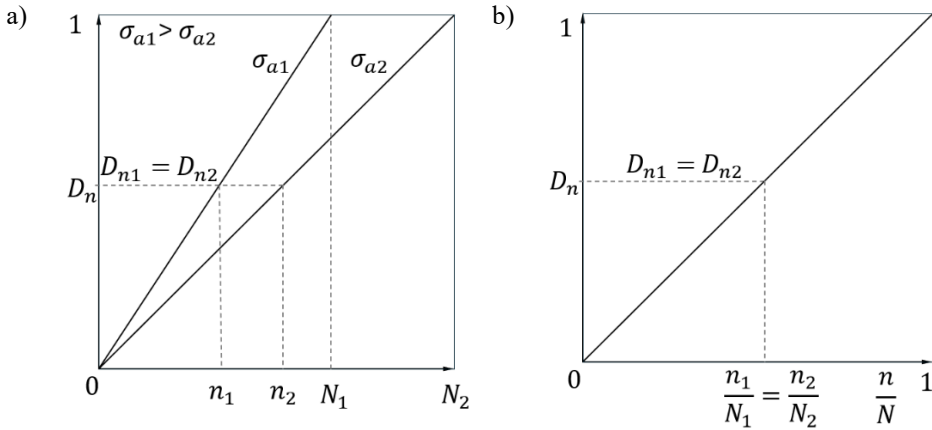
$$\frac{dD_{(n)}}{dn} = \frac{n}{N'} \quad (2.24)$$

oraz

$$D_{(0)} = 0, \quad (2.25)$$

$$D_{(N)} = 1. \quad (2.26)$$

Powyższe wzory przedstawiono w formie graficznej na rysunku 2.25.



Rys. 2.25. Liniowa hipoteza sumowania uszkodzeń zmęczeniowych Palmgrena Minera: a) zależność uszkodzeń od liczby cykli przy różnych amplitudach $\sigma_{a1} > \sigma_{a2}$, b) uszkodzenia w ujęciu wartości względnych (na podst. [137])

Jedną z pierwszych i najważniejszych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych jest liniowa hipoteza Palmgrena-Minera. Jej ideę w 1924 roku zaproponował Palmgren [97], a w roku 1945 również sformułował ją Miner [82]. Zgodnie z tą regułą wykoanie n_1 cykli o amplitudzie naprężenia σ_{a1} , której odpowiada trwałości do zniszczenia N_1 , jest równoważna ułamkowi n_1/N_1 . Analogiczne założenie stosuje się do każdego następnego bloku cykli obciążenia, a zniszczenie następuje w momencie, gdy ich suma osiągnie 1. Zależność tę można zapisać w postaci:

$$D_{N_c} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_i}{N_i} = 1, \quad (2.27)$$

gdzie:

- n_i – liczba cykli na i-tym poziomie obciążenia,
- N_i – liczba cykli do zniszczenia na i-tym poziomie obciążenia,
- N_c – całkowita liczba cykli do pęknięcia zmęczeniowego.

Taki zapis wskazuje, że podejście to pomija wpływ sekwencji bloków obciążeń oraz interakcje zachodzące między nimi. Co więcej, w myśl tej hipotezy cykle n_G dla amplitudy obciążenia mniejszej niż klasyczna granica zmęczenia $\sigma_{aiG} < Z_G$, a więc przy $N_{iG} = \infty$, można zapisać w postaci:

$$\frac{n_{iG}}{N_{iG}} = 0, \quad (2.28)$$

gdzie:

- σ_{aiG} – amplituda i-tego obciążenia poniżej Z_G ,
- n_{iG} – liczba cykli na i-tym poziomie obciążenia poniżej Z_G ,
- N_{iG} – liczba cykli do zniszczenia na i-tym poziomie obciążenia poniżej Z_G , w klasycznym podejściu $N_{iG} = \infty$.

Zgodnie z powyższym założeniem cykle o amplitudzie niższej niż granica zmęczenia nie powodują żadnych uszkodzeń. Stanowi to istotne uproszczenie, które nie znajduje potwierdzenia w rzeczywistym zachowaniu materiałów. Badania doświadczalne wykazują bowiem, że nawet cykle poniżej klasycznej granicy zmęczenia mogą w pewnych warunkach przyczyniać się do kumulacji uszkodzeń materiału. Szczególnie istotne jest to w sytuacjach, gdy w materiale istnieje już rozwinięte pęknięcie lub mikropęknięcia powstałe we wcześniejszych fazach obciążenia. W takich przypadkach nawet cykle o niewielkich amplitudach naprężenia mogą oddziaływać na proces propagacji pęknięcia, zwiększając tempo jego rozwoju i skracając trwałość zmęczeniową [112]. Pomimo tego metoda ta została uwzględniona w wielu normach projektowych dotyczących odpowiedzialnych konstrukcji [166–171]. Wynika to z jej prostoty obliczeniowej, wieloletniej tradycji stosowania oraz obszernego materiału doświadczalnego, który pozwolił na praktyczną kalibrację krzywych S–N i wprowadzenie współczynników bezpieczeństwa. Dzięki temu hipoteza Palmgren-Minera stanowi podstawę oceny trwałości zmęczeniowej w normach dla konstrukcji stalowych, mostowych, offshore czy zbiorników ciśnieniowych, gdzie wymagana jest jednolita i łatwa w implementacji metodyka projektowa.

Liczne prace eksperymentalne dowiodły, że suma uszkodzeń opisana wzorem (2.27) odbiega w większości przypadków od wartości równej 1. Fakt ten uwzględniły modyfikacje liniowej hipotezy Palmgren-Minera w postaci:

$$\sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i} = h, \quad (2.29)$$

gdzie:

h – współczynnik korekcyjny liniowych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.

Jak wynika z przeglądów literatury, stosowany współczynnik korekcyjny h może przyjmować bardzo zróżnicowane wartości. Skrajne przypadki pokazują odchylenia od wartości referencyjnej sięgające nawet jednego rzędu wielkości i to w obie strony.

Serensen [116] zaproponował powiązanie współczynnika korekcyjnego z współczynnikiem wypełnienia widma, które uwzględnia niektóre poziomy naprężeń wraz z tymi poniżej granicy zmęczenia:

$$h = \frac{\sigma_{a,mp} \cdot \xi - c \cdot Z_G}{\sigma_{a,mp} - c \cdot Z_G}, \quad (2.30)$$

gdzie:

$\sigma_{a,mp}$ – maksymalna amplituda naprężenia programu, MPa,
 c – współczynnik uwzględniający wpływ naprężeń leżących poniżej granicy zmęczenia Z_G , $c=0,4$ do $0,6$,
 ξ – współczynnik wypełnienia widma.

Współczynnik wypełnienia widma dla obciążeń blokowych obliczyć można korzystając ze wzoru:

$$\zeta = \frac{1}{\sigma_{a, \max}} \sum_{i=1}^q \sigma_{ai} \frac{n_i}{n_b}, \quad (2.31)$$

gdzie:

n_b – sumaryczna liczba cykli w danym bloku programu,
 σ_{ai} – i -ta amplituda naprężenia, MPa.

Współczynnik korekcyjny proponowany przez Serensena każdorazowo daje wynik $h < 1$, co często nie odpowiada danym doświadczalnym i przez co ta metoda nie zyskała dużej popularności.

W ramach doskonalenia pierwotnej hipotezy Palmgrena-Minera podjęto się jej modyfikacji. W tym celu wykorzystano równania krzywej S-N. Prosta w postaci zaproponowanej przez Wöhlera w układzie bilogarytmicznym opisać można wzorem:

$$\log \sigma_a = a_w \cdot \log N + b_w, \quad (2.32)$$

gdzie:

a_w – współczynnik nachylenia prostej,
 b_w – wyraz wolny równania prostej.

Częściej jednak wykorzystywana jest postać potęgowa, znana jako prawo Basquina, które zapisać można w postaci:

$$\sigma_a^m \cdot N = C \Leftrightarrow N = \left(\frac{C}{\sigma_a} \right)^m, \quad (2.33)$$

dla którego:

$$m = - \frac{1}{a_w}, \quad (2.34)$$

$$C = 10^{-\frac{b_w}{a_w}}, \quad (2.35)$$

gdzie:

- m – współczynnik nachylenia związany z wykładnikiem Basquina,
- C – stała zależna od wyrazu wolnego równania Wöhlera.

Aby uwzględnić wpływ naprężeń mniejszych od granicy zmęczenia postanowiono ekstrapolować gałąź wykresu o ograniczonej trwałości poniżej tej granicy. Uzyskując przedłużenie od punktu załamania krzywej S-N (Z_G, N_0) poprzez modyfikację wzoru 2.33 do równania:

$$N = N_0 \left(\frac{\sigma_a}{Z_G} \right)^{-m} \text{ dla } \sigma_a < Z_G, \quad (2.36)$$

gdzie:

- N_0 – liczba cykli odpowiadająca punktowi przełamania krzywej S-N.

Haibach [36] zaproponował, aby uwzględnić zmianę nachylenia krzywej S-N poprzez modyfikację współczynnika nachylenia m do postaci:

$$m_H = 2m - 1, \quad (2.37)$$

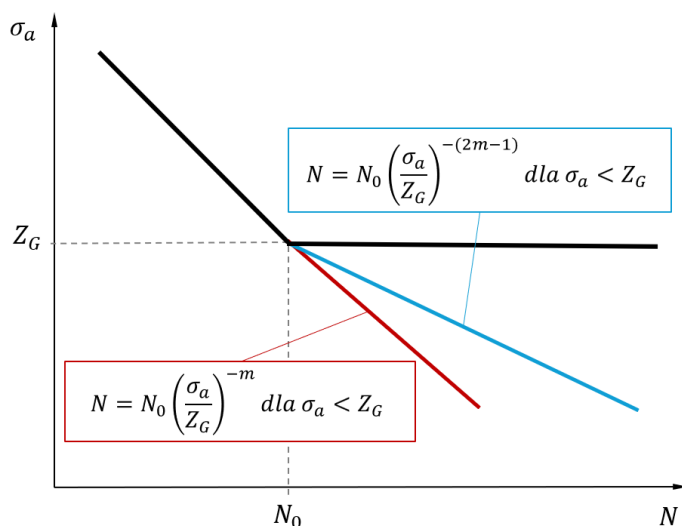
gdzie:

- m_H – zmodyfikowany współczynnik nachylenia wg Haibacha

uzyskując:

$$N = N_0 \left(\frac{\sigma_a}{Z_G} \right)^{-m_H} \text{ dla } \sigma_a < Z_G. \quad (2.38)$$

Tego rodzaju modyfikacje powiększają obszar, w którym zachodzi sumowanie uszkodzenia. Na rysunku 2.26 zilustrowano liniowe warianty hipotezy Palmgren–Minera rozszerzone o zakres poniżej granicy zmęczenia dzięki przekształceniu krzywej S–N.



Rys. 2.26. Modyfikacje liniowych hipotez Palmgrena–Minera poprzez wydłużenie krzywej S–N poniżej granicy zmęczenia

Istnieją liniowe hipotezy takie jak Hücka i Gattsa, które również przewidują ograniczoną trwałość w zakresie poniżej granicy zmęczenia, natomiast stosowane w nich współczynniki korekcyjne mają charakter empiryczny, są zależne od danego materiału i widma obciążeń, przez co brak im uniwersalności i utrudnione jest ich powszechne zastosowanie w praktyce inżynierskiej.

2.4. Wnioski z przeglądu literatury

Przegląd literatury jednoznacznie wskazuje, że badania zmęczeniowe realizowane w zakresie gigacyklowym stanowią jeden z kluczowych kierunków rozwoju metod oceny trwałości zmęczeniowej elementów maszyn. Analiza stanu wiedzy obejmująca kluczowe zagadnienia w tym zakresie wykazuje istnienie wielu luk badawczych, których wypełnienie pozwoli na lepsze zrozumienie zachowywania się materiałów pod wpływem obciążeń cyklicznych.

Na podstawie przeglądu literatury sformułowano kilka ogólnych wniosków będących podstawą do opracowania wytycznych do badań własnych:

1. Ograniczona trwałość zmęczeniowa większości materiałów obejmująca zakres powyżej 10^7 cykli wymaga prowadzenia badań w tym zakresie dla elementów konstrukcyjnych narażonych na tego typu obciążenia. Jedyną praktycznie i ekonomicznie uzasadnioną metodą ich realizacji są badania z wykorzystaniem ultradźwiękowych maszyn zmęczeniowych.
2. W zakresie gigacyklowym mechanizmy inicjacji pęknięć nie są jednakowe i zależą od czystości metalurgicznej oraz mikrostruktury materiału. W jednych przypadkach dominują pęknięcia powierzchniowe, w innych częściej obserwuje się inicjację podpowierzchniową. Zróżnicowanie to

- przekłada się bezpośrednio na kształt krzywej S-N, która może wykazywać różne charakterystyczne asymptoty lub zmiany nachylenia w obszarze VHCF.
3. Badania prowadzone z zastosowaniem ultradźwiękowych maszyn zmęczeniowych wymagają wysokiej staranności i odpowiedniego podejścia eksperymentalnego, które zapewni spójność oraz precyzję wyników. Z tego względu niezbędne jest zastosowanie odpowiedniej aparatury pomiarowej oraz opracowanie procedur i metodologii minimalizujących ryzyko błędów. Ponadto należy brać pod uwagę specyficzne uwarunkowania tego typu badań.
 4. Częstotliwość i temperatura stanowią kluczowe czynniki w badaniach VHCF wpływając na inicjację pęknięć oraz charakter krzywych S-N. Ich znaczenie zmienia się w zależności od mikrostruktury i budowy krystalograficznej materiału. Szczegółnej kontroli wymaga temperatura, natomiast efekt częstotliwości powinien być uwzględniany przy interpretacji i zestawianiu wyników badań.
 5. Efekt skali odgrywa znaczącą rolę w ocenie trwałości zmęczeniowej i bywa niekiedy mylony z efektem częstotliwości. W metodzie ultradźwiękowej stosuje się zazwyczaj próbki o mniejszej objętości krytycznej niż w badaniach konwencjonalnych. Wykazano, że zwiększenie objętości krytycznej prowadzi do większego prawdopodobieństwa wystąpienia krytycznych defektów. W takich przypadkach obserwowany wcześniej efekt częstotliwości może zanikać. W konsekwencji wymiary badanego elementu istotnie wpływa na wyniki i należy go uwzględniać przy ich interpretacji oraz porównywaniu.
 6. Tłumienie materiału, wynikające m.in. z mikrostruktury i procesów dyssypacji energii, wpływa na lokalny wzrost temperatury oraz poziom naprężenia. Uwzględnienie tego zjawiska przy wyznaczaniu naprężenia w próbce zwiększa dokładność pomiarów i pozwala lepiej odwzorować rzeczywiste procesy zachodzące w materiale próbki podczas badań.
 7. Program obciążenia, obejmujący zmienność amplitudy i wartości średniej, bezpośrednio kształtuje mechanizmy uszkodzeń oraz trwałość zmęczeniową. Amplitudy obciążeń poniżej klasycznej granicy zmęczenia, z zakresu gigacyklowego, mogą wpływać na trwałość obniżając ją, a ich uwzględnienie może zmniejszyć rozrzut pomiędzy wynikami badań i obliczeń.
 8. Charakter obciążenia (obciążenia stałoamplitudowe, zmiennoamplitudowe) wpływa na proces zniszczenia, przez co prognozy trwałości mogą się istotnie różnić w zależności od materiału, widma obciążeń oraz poziomów amplitudy. Szacowane trwałości mogą znacząco odbiegać od standardowej sumy uszkodzenia $D = 1$, od wartości nawet dziesięciokrotnie większych do kilkudziesięciokrotnie mniejszych. Dlatego materiały narażone na obciążenia zmiennoamplitudowe, szczególnie w konstrukcjach o krytycznym znaczeniu, muszą być poddawane dedykowanym badaniom eksperymentalnym, które pozwolą zweryfikować i skorygować prognozy trwałości.
 9. Prace dotyczące szacowania trwałości w zakresie gigacyklowym opierają się głównie na porównaniach z klasyczną hipotezą Palmgren-Minera, natomiast niewiele badań uwzględnia jej modyfikacje.

10. Liniowe hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych mogą być stosowane do prognozowania trwałości z uwzględnieniem zakresu gigacyklowego. Włączenie tego zakresu do analiz pozwala oczekiwać zwiększenia dokładności szacowań, a w przyszłości może stworzyć podstawę do opracowania nowych, bardziej uniwersalnych metod obliczeniowych.

Na podstawie powyższych wniosków oraz stwierdzeń zawartych w pracach przeglądowych [108,163] można wskazać, że jednym z obszarów badań zmęczeniowych w zakresie gigacyklowym, który jest najmniej przebadany, są badania uwzględniające zmienne amplitudy obciążenia. Jeszcze mniej jest prac dotyczących kluczowego ze względów bezpieczeństwa aspektu szacowania trwałości z uwzględnieniem zakresu gigacyklowego.

Wyniki eksperymentalne prowadzone na maszynach ultradźwiękowych wykazały, że klasyczna liniowa hipoteza kumulacji uszkodzeń, taka jak hipoteza Palmgrena–Minera często znacząco przeszacowuje trwałość, ponieważ nie uwzględnia szkodliwego oddziaływania niskich amplitud. W wielu pracach podkreślono, że nawet obciążenia poniżej klasycznej granicy zmęczenia mogą przyczyniać się do rozwoju pęknięć. Zaobserwowano także przypadki, w których niewielkie amplitudy działały stabilizująco, spowalniając propagację pęknięć, co może wskazywać na nieliniowy charakter kumulacji uszkodzeń i ograniczenia tradycyjnych metod prognozowania trwałości. Badania z zastosowaniem programowanych złożonych widm obciążeń potwierdzają, że sekwencja i rozkład amplitud mają istotne znaczenie dla wyników, a uproszczone modele liniowe nie zawsze oddają złożony mechanizm inicjacji i propagacji pęknięć w zakresie VHCF. Pomimo tego hipotezy liniowe są najczęściej stosowane w praktyce inżynierskiej i z tego względu potrzebna jest ich dalsza weryfikacja, szczególnie w sytuacji, kiedy obciążenia eksploatacyjne konstrukcji należą do zakresu obejmującego VHCF i realizacja badań w tym zakresie z użyciem metod ultradźwiękowych pozwoli zwiększyć dokładność szacowania trwałości zmęczeniowej.

3. CEL I ZAKRES PRACY

3.1. Hipoteza badawcza

Uwzględnienie w liniowych hipotezach kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych charakterystyki obejmującej zakres wysokocyklowy i gigacyklowy wyznaczony na podstawie badań prowadzonych z zastosowaniem układów pracujących z częstotliwością ultradźwiękową powinno pozwolić na zwiększenie dokładności szacowania trwałości zmęczeniowej.

3.2. Cel pracy

Dla weryfikacji powyższej hipotezy badawczej określono następujące cele:

- opracowanie i weryfikacja procedury umożliwiającej realizację badań zmęczeniowych z zastosowaniem systemu pracującego z częstotliwością ultradźwiękową,
- eksperymentalne wyznaczenie właściwości zmęczeniowych wybranego materiału konstrukcyjnego z zastosowaniem systemu do badań z częstotliwością ultradźwiękową,
- weryfikacja wybranych liniowych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych na podstawie wyników uzyskanych w badaniach stałoamplitudowych i programowanych przykładowej stali S355J2+N,
- określenie znaczenia zakresu gigacyklowego (VHCF) w prognozowaniu trwałości oraz sposobu jego opisu w szacowaniu trwałości dla elementów narażonych na obciążenia o bardzo dużej liczbie cykli.

3.3. Zakres pracy

Zakres pracy w pierwszej kolejności obejmuje przegląd literatury dotyczącej badań zmęczeniowych w zakresie gigacyklowym ze szczególnym uwzględnieniem aspektów związanych ze specyfiką badań oraz z zastosowaniem danych uzyskiwanych za ich pomocą do szacowania trwałości zmęczeniowej materiałów inżynierskich oraz możliwych do wykorzystania hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.

Kolejny etap rozprawy obejmuje wybór materiału do badań oraz opracowanie i weryfikację procedury ultradźwiękowych badań zmęczeniowych prowadzonych w zakresie HCF i VHCF na przykładzie wybranego materiału konstrukcyjnego. W ramach tej procedury przeprowadzono badania materiałowe (próba monotonicznego rozciągania, pomiar gęstości), analizy numeryczne metodą elementów skończonych (MES) uwzględniające wpływ tłumienia na częstotliwość rezonansową i poziom naprężenia w próbce. Efektem analizy MES była opracowana na podstawie wyznaczonych właściwości materiałowych geometria próbki pozwalająca na jej kontrolowane drgania przy częstotliwości

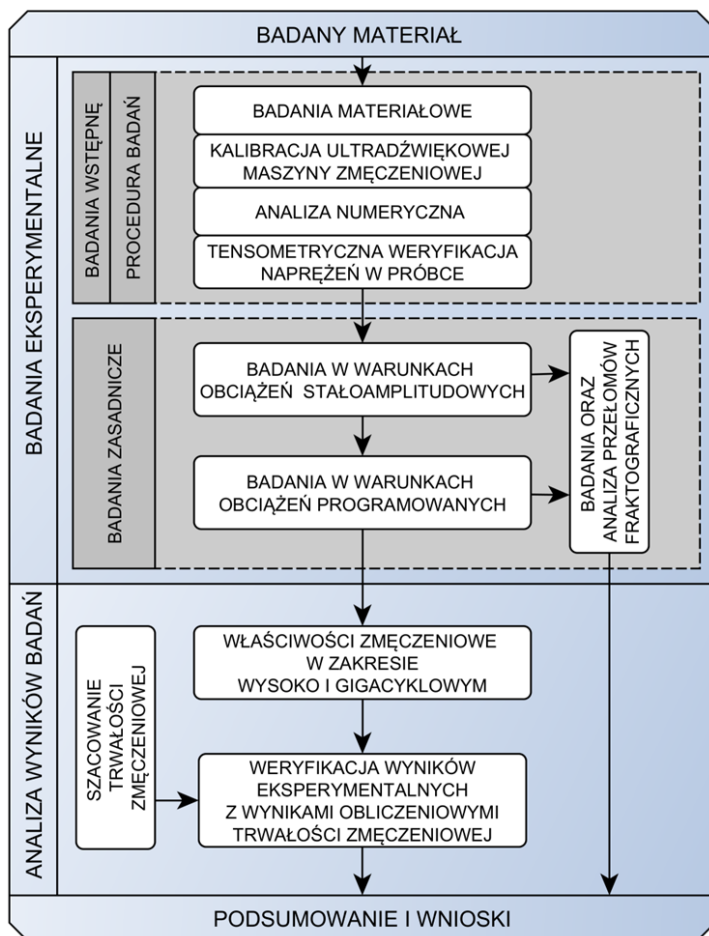
20 kHz. W celu weryfikacji naprężeń w próbce opracowano dedykowany układ pomiarowy oparty na tensometrii oporowej, który został skalibrowany i zweryfikowany. Wyposażono również system badawczy w elementy zapewniające kontrolę warunków termicznych i kalibracyjnych.

Zasadnicza część pracy obejmuje eksperymentalne badania zmęczenia, zrealizowane z zastosowaniem systemu ultradźwiękowego, w warunkach obciążeń stałoamplitudowych oraz programowanych (Lo–Hi), których wyniki posłużyły do wyznaczenia krzywych Wöhlera w trzech wariantach: w podejściu klasycznym uwzględniającym tylko wyniki do 10^7 cykli, z uwzględnieniem pełnego zakresu danych obejmującego zarówno zakres HCF, jak i VHCF, opisanego za pomocą regresji dwustopniowej lub regresji wykorzystującej pojedynczą krzywą. Przeprowadzono analizę fraktografii przełomów oraz ocenę przebiegu propagacji pęknięć zmęczeniowych. Na podstawie opracowanych krzywych, przy zastosowaniu wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych, przeprowadzono obliczenia trwałości zmęczeniowej. Posłużyły one do określenia przydatności poszczególnych hipotez i wykresów zmęczeniowych do prognozowania trwałości materiałów przeznaczonych na elementy konstrukcyjne narażone na obciążenia o bardzo dużej liczbie cykli.

Całość pracy pozwoliła na sformułowanie wniosków dotyczących istotnego znaczenia zakresu gigacyklowego dla procesu oceny trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych, którego uwzględnienie umożliwia zwiększenie dokładności jej szacowania.

4. PROGRAM BADAŃ

Program badań własnych prowadzonych w celu weryfikacji wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w zakresie wysoko- i gigacyklowym z zastosowaniem ultradźwiękowego systemu do badań zmęczeniowych przedstawiono na rysunku 4.1. Jego realizacja wymagała przeprowadzenia szeregu badań wstępnych.



Rys. 4.1. Schematyczne przedstawienie programu badań własnych

Ze względu na specyfikę badań zmęczeniowych realizowanych z zastosowaniem systemu pracującego z częstotliwością ultradźwiękową oraz brak norm i zaleceń w tym zakresie konieczne było opracowanie autorskiej procedury badawczej, która obecnie stosowana jest w Laboratorium Badań Materiałów i Konstrukcji Wydziału Inżynierii Mechanicznej Politechniki

Bydgoskiej. Procedurę opracowano na podstawie własnych doświadczeń oraz dostępnych źródeł wiedzy. W niniejszej pracy szczegółowo przedstawiono wszystkie etapy jej realizacji zgodne ze schematem widocznym na rysunku 4.2.

Badania eksperymentalne obejmowały: badania materiałowe, kalibrację systemu oraz analizy numeryczne. Wszystkie te działania miały na celu wyznaczenie geometrii próbki oraz jej parametrów. W ramach badań dokonano weryfikacji naprężeń w próbce, a na tej podstawie skorygowano model numeryczny. Weryfikację przeprowadzono z zastosowaniem autorskiej dedykowanej aparatury, której budowę i zasadę działania opisano w pracy.

Zasadniczą częścią badań eksperymentalnych były badania zmęczeniowe obejmujące próby realizowane w warunkach obciążeń stałoamplitudowych oraz programowanych. Celem badań stałoamplitudowych było wyznaczenie wykresów Wöhlera, które posłużyły zarówno do szacowania trwałości, jak i do określenia poziomów obciążeń dla badań programowanych. Z kolei badania programowane przeprowadzono w celu uzyskania danych weryfikacyjnych dla zastosowanych hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych. Na podstawie uzyskanych przełomów zmęczeniowych przeprowadzono analizę fraktograficzną.

4.1. Metodyka badań zmęczeniowych

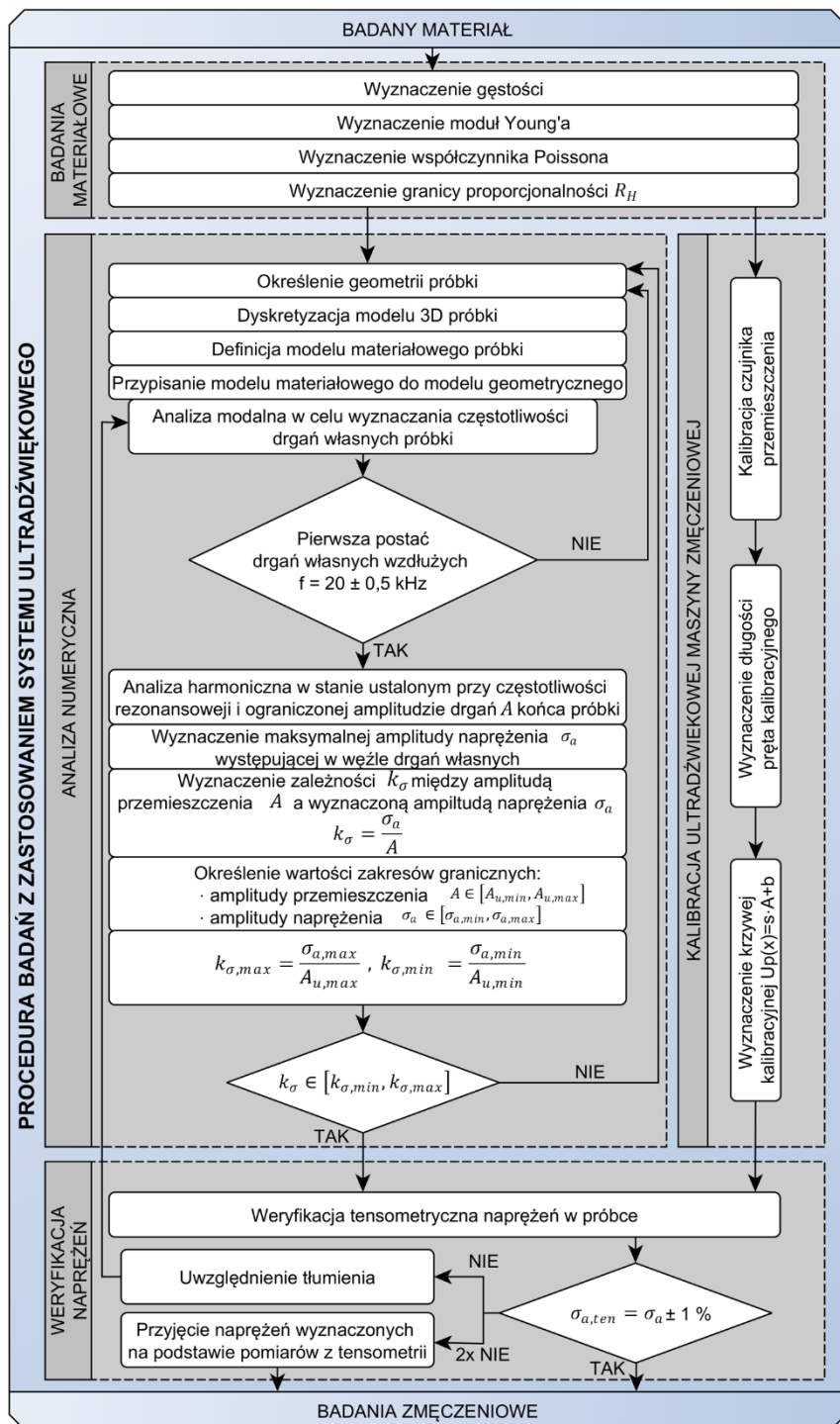
Realizacja badań zgodnie z procedurą przedstawioną na rysunku 4.2 wymaga znajomości specyfiki działania ultrasonicznego systemu do badań zmęczeniowych. W związku z tym aparatura ta, warunki realizacji badań zmęczeniowych oraz kalibracja systemu zostały zaprezentowane w pierwszej kolejności w tym podrozdziale.

4.1.1. Aparatura badawcza

Badania zmęczeniowe były realizowane za pomocą systemu do ultradźwiękowych badań zmęczeniowych Italsigma MU26 z częstotliwością obciążenia wynoszącą $20 \pm 0,5$ kHz dla współczynnika asymetrii cyklu $R = -1$. Na rysunku 4.3 przedstawiono główne elementy systemu, typowe dla tego rodzaju urządzeń omówionych w rozdziale 2.2.1.

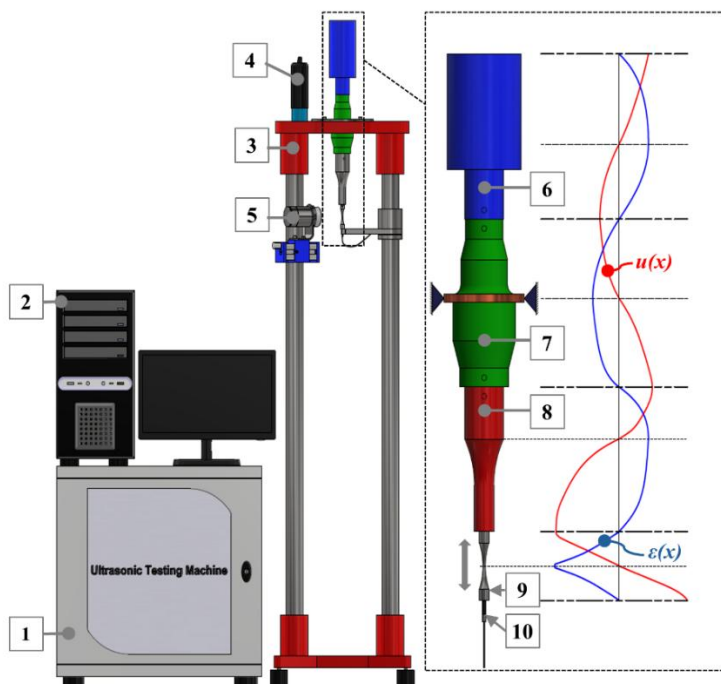
System składa się z dwóch głównych części: modułu sterowania i akwizycji danych oraz modułu badawczego.

Moduł sterowania oraz akwizycji danych stanowi komputer stacjonarny z oprogramowaniem sterującym MU v8.1 oraz jednostka sterująca. Oprogramowanie pozwala na realizację badań stałoamplitudowych, stopniowo narastających oraz programowanych. Rdzeniem jednostki sterującej jest moduł wejścia/wyjścia National Instruments USB-6363, który zarządza układami sterującymi pracą poszczególnych podzespołów. Najważniejszym podzespołem jednostki sterującej jest generator ultradźwięków produkcji Branson Ultrasonic Corporation o mocy 2,2 kW i nominalnej częstotliwości generowanego sygnału sinusoidalnego wynoszącego od 19 500 do 20 500 Hz. Zakres taki uzyskuje się



Rys. 4.2. Procedura badań z zastosowaniem systemu ultradźwiękowego

poprzez funkcję automatycznego śledzenia rezonansu. Jeśli rezonans elementu wzbudzanego zmieni się przez nagrzanie albo zmianę sztywności, generator koryguje częstotliwość we wskazanym zakresie. Generator wytwarza sygnał napięciowy o określonej amplitudzie i częstotliwości, który trafia do przetwornika piezoelektrycznego znajdującego się w module badawczym.



Rys. 4.3. Ultradźwiękowy system do badań zmęczeniowych Italsigma MU26 składający się z: 1 - jednostki sterującej z generatorem 2,2 kW, 2 - komputera PC, 3 - ramy, 4 - układu pneumatycznego chłodzenia, 5 - pirometru, 6 - przetwornika piezoelektrycznego, 7 - wzmacniacza, 8 - falowodu, 9 - próbki, 10 - czujnika przemieszczenia

Podstawę modułu badawczego stanowi sztywna rama, do której zamocowane są pozostałe komponenty. Najważniejszym z nich jest stos ultradźwiękowy składający się kolejno z przetwornika piezoelektrycznego, który przetwarza sygnał z generatora na fale mechaniczną o tej samej częstotliwości co sygnał wejściowy. Amplituda tej fali jest kolejno wzmacniana przez wzmacniacz i falowód i wzbudza przykręconą do falowodu próbkę w rezonans. Wszystkie elementy stosu wraz z próbką są tak zaprojektowane, że częstotliwość ich drgań własnych wynosi 20 kHz. Zgodnie z danymi producenta przetwornik piezoelektryczny generuje drgania z zakresu $5,3 \mu\text{m}$ – $21,7 \mu\text{m}$, wzmacniacz wzmacnia amplitudę w swojej konfiguracji podstawowej w stosunku 1:1,5, natomiast możliwy jest również montaż odwrotny wzmacniacza – wtedy będzie on zmniejszał amplitudę drgań 0,67-krotnie. Zastosowany w układzie falowód dysponuje wzmocnieniem wynoszącym 1,8. Na podstawie tych danych można

policzyć, że zakres generowanej amplitudy drgań przez układ w jednej konfiguracji wzmacniacza wynosi 14,31 – 58,59 μm , a w drugiej 6,36 – 26,04 μm . Natomiast w rzeczywistości zakres tych amplitud zależny jest od dynamiki układu wraz z próbką. Stos ultradźwiękowy połączony jest z konstrukcją ramy za pośrednictwem pierścienia zaciskowego obejmującego środkową część wzmacniacza. Elementy mające za zadanie wzmocnić fale mechaniczną generowaną przez przetwornik piezoelektryczny wykonane są z tytanu.

Podczas pracy urządzenia piezoelektryczny przetwornik wymaga stałego chłodzenia, które zapewnia doprowadzane z zewnętrznego układu pneumatycznego sprężone powietrze. Wzmacniacz, falowód oraz sama próbka mogą być chłodzone strumieniem powietrza kierowanym z dysz chłodzących, wytwarzanym przy użyciu rurki wirowej typu *Vortex*.

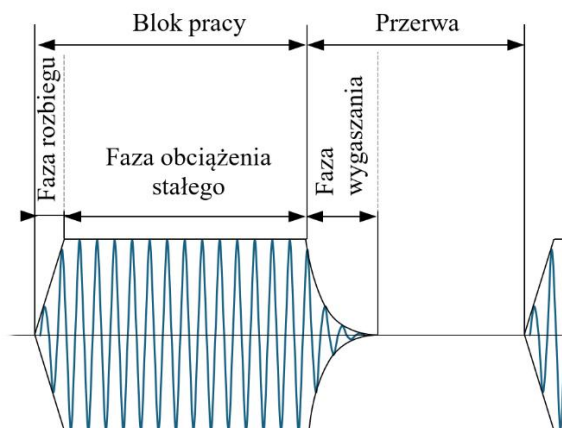
Do pomiaru temperatury próbek zastosowano pirometr Optris CTlaser LT CF1, który został wprowadzony do systemu po pierwszych próbach badawczych, kiedy stwierdzono, że kontrola temperatury jest niezwykle istotna. W celu zapewnienia poprawności pomiarów każdą próbkę przed badaniem pokrywano farbą grafitową o znanej emisyjności. W systemie za kontrolę amplitudy przemieszczenia odpowiedzialny jest czujnik wiroprowodowy (opisany w kolejnym rozdziale). Czujnik ten umożliwia pomiar amplitudy drgań zarówno na swobodnym końcu próbki, jak i na końcu falowodu, do którego jest ona mocowana. W prowadzonych badaniach był on umiejscowiony od strony falowodu. Sygnał z czujnika trafia zwrotnie do układu sterowania. Na podstawie jego wskazań obliczana jest również częstotliwość drgań; jeśli nie osiąga ona wartości 20 kHz $\pm$ 500 Hz próba zostaje automatycznie przerwana.

W realizowanych w pracy badaniach próbka obciążana była przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$ przy mocowaniu jednostronnym. System pozwala również na prowadzenie badań w warunkach, w których współczynnik $R \geq -1$ przy maksymalnym obciążeniu próbki siłą rozciągającą do 150 N.

Realizowane badania z zastosowaniem systemu mogą odbywać się w sposób ciągły, natomiast praktycznie nie pozwala na to tempo nagrzewania się próbki oraz niewystarczająca wydajność systemu chłodzenia, dlatego większość testów odbywa się przy obciążeniu blokowym. Przerwa pomiędzy poszczególnymi blokami obciążenia pozwalała próbce, jak i układowi wychłodzić się. Długość bloku pracy, jak i przerwy pomiędzy blokami dostosowywano w zależności od szybkości nagrzewania się próbki na danym poziomie obciążenia.

Aby zapobiec niekontrolowanemu wzrostowi temperatury, cykle mogą być uzależnione od wartości temperatury rejestrowanej przez pirometr, co gwarantuje utrzymanie jej w bezpiecznym zakresie. Na rysunku 4.4 przedstawiono cykl pracy wraz z przerwą, opracowane na podstawie sygnału z czujnika przemieszczenia, z zaznaczoną fazą rozbiegu, fazą obciążenia stałego oraz fazą wygaszania.

Faza obciążenia stałego może trwać najkrócej 10 ms ($\approx$ 200 cykli). Cykle obciążenia zliczane są tylko z fazy obciążenia stałego. Dla każdego bloku pracy niezależnie od długości jego trwania faza rozbiegu trwa średnio 20 ms ($\approx$ 400 cykli) a faza wygaszenia 30 ms ($\approx$ 600 cykli).



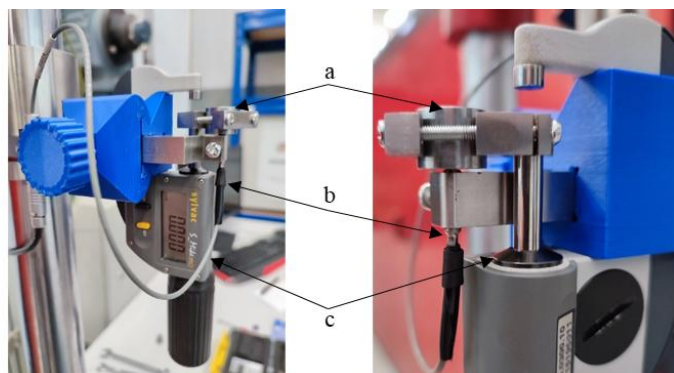
Rys. 4.4. Przebieg przykładowego obciążenia zadawanego przez system do badań z częstotliwością ultradźwiękową

4.1.1.1. Kalibracja czujnika przemieszczenia

Pomiar amplitudy przemieszczenia w prowadzonych badaniach z zastosowaniem ultradźwiękowego systemu do badań zmęczeniowych realizowany był z użyciem czujnika wiroprowodowego eddyNCDT 3300 ES04 firmy Micro-Epsilon o zakresie pomiarowym 0,04–0,44 mm, rozdzielczości 0,8 μm oraz maksymalnej częstotliwości próbkowania „peak-to-peak” 100 kHz. Zasada działania czujnika wiroprowodowego eddyNCDT 3300 ES04 opiera się na generowaniu zmiennego pola elektromagnetycznego przez cewkę czujnika. Pole to indukuje prądy wirowe (*eddy currents*) w przewodzącym materiale znajdującym się w jego zasięgu. Wzajemne oddziaływanie prądów wirowych i pola elektromagnetycznego powoduje zmianę impedancji cewki, która jest proporcjonalna do odległości między czujnikiem a powierzchnią materiału [80].

W związku z tym przy zmianie gatunku badanego metalu wymagana jest każdorazowa kalibracja czujnika, ponieważ różne metale mają różne właściwości elektromagnetyczne, takie jak przewodnictwo elektryczne i przenikalność magnetyczna. Te parametry wpływają na intensywność prądów wirowych oraz zmiany impedancji, co wymaga dostosowania ustawień czujnika, aby zapewnić dokładne i powtarzalne pomiary.

Kalibrację przeprowadzono trzypunktowo: w dolnym, środkowym oraz górnym punkcie pomiarowym czujnika. Zastosowano do tego śrubę mikrometryczną o dokładności 1 μm zamontowaną na specjalnie zaprojektowanym do tego celu uchwycie umożliwiającym montaż materiału na wrzecionie śruby mikrometrycznej (Rys. 4.5). Materiałem oddziałującym na czujnik podczas kalibracji był fragment pręta wykonany z tego samego gatunku co falowód, ze stopu tytanu Ti-6Al-4V o grubości minimalnej zalecanej dla tego gatunku przez producenta czujnika. W przypadku gdy pomiar miałby być dokonywany na końcu próbki należy ponownie przeprowadzić kalibrację dla materiału próbki.



Rys. 4.5. Czujnik wiroprowdowy na maszynie ultradźwiękowej podczas kalibracji:
a) badany materiał, b) czujnik wiroprowdowy, c) mikromierz

4.1.1.2. Wstępna kalibracja ultradźwiękowej maszyny zmęczeniowej

Aby przeprowadzić testy na ultradźwiękowej maszynie zmęczeniowej, konieczne było jej wcześniejsze wstępne skalibrowanie. Celem kalibracji wstępnej jest określenie zależności pomiędzy zmianą napięcia zasilania przetwornika piezoelektryczny a amplitudą przemieszczenia na końcu układu drgającego. Najprostszą metodą jest zastosowanie pręta kalibracyjnego w postaci prostego pręta cylindrycznego zaprojektowanego tak, aby rezonował w wymaganej częstotliwości $f = 20 \pm 0,5$ kHz. W projektowaniu można posłużyć się wzorem analitycznym (2.2), a jedynym wymiarem jaki należy wyznaczyć jest wymiar jego długości l .

Zaletą pręta prostego jest możliwość wzbudzenia go w szerokim zakresie amplitud przemieszczenia bez ryzyka uszkodzenia, co byłoby trudne do uzyskania w przypadku próbek o zmiennym przekroju. Dodatkowo w trakcie kalibracji z zastosowaniem pręta można sprawdzić liniowość pracy układu w pełnym zakresie drgań maszyny. Dzięki takiej kalibracji możliwe jest także wyznaczenie orientacyjnego zakresu drgań, w którym układ ultradźwiękowy w danej konfiguracji może pracować. Znajomość minimalnej amplitudy drgań $A_{u,min}$ i maksymalnej $A_{u,max}$ jest kluczowa dla prawidłowego zaprojektowania próbek do badań zmęczeniowych oraz realizacji samych badań. Kalibrację przeprowadza się poprzez zamocowanie pręta w maszynie i pomiar amplitudy przemieszczenia A na jego końcu od strony falowodu za pomocą opisanego wcześniej czujnika.

W wyniku przeprowadzonej kalibracji otrzymuje się charakterystykę $U_p(s)$ w postaci funkcji liniowej:

$$U_p(s) = s \cdot A + b, \quad (4.1)$$

gdzie:

- U_p – napięcie zasilania przetwornika piezoelektrycznego, V,
- s – współczynnik kierunkowy określający czułość układu,
- b – wyraz wolny związany z napięciem progowym niezbędnym do podtrzymania drgań w rezonansie.

Otrzymana prosta stanowi wstępną krzywą kalibracyjną maszyny ultradźwiękowej. W przypadku próbek z przewężeniem zależność ta może ulec zmianie ze względu na odmienne właściwości dynamiczne układu „przetwornik–wzmacniacz–falogód–próbka”. Różnice te kompensowane są przez ciągłą kontrolę wartości amplitudy przemieszczenia i reakcję układu sterowania.

Do procesu kalibracji konieczne było wykonanie pręta kalibracyjnego z badanego materiału. Do obliczeń przyjęto wyznaczone w rozdziale 5.1 właściwości materiałowe i częstotliwość drgań wynoszącą $f = 20$ kHz. Określono, że pręt ze powinien mieć długość wynoszącą $l = 126,97$ mm.

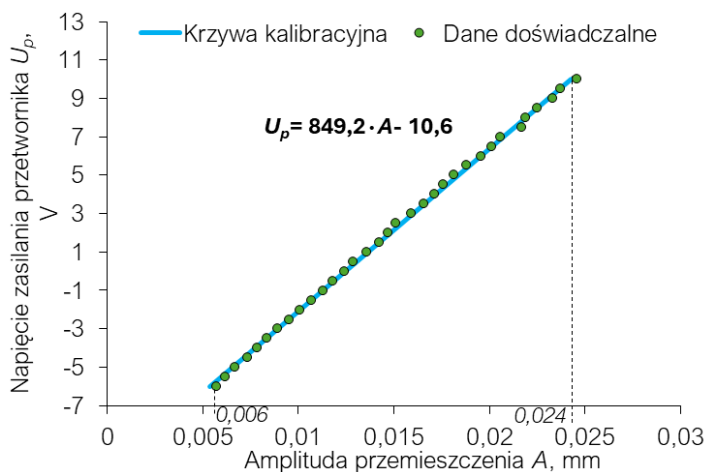
Pręt kalibracyjny wykonano poprzez precyzyjne skrócenie pręta wyjściowego z uwzględnieniem części gwintowanej M6×10 oraz wycięcia na kluczyk z jednej strony, które umożliwiają jego mocowanie. Na rysunku 4.6 przedstawiono pręt wykonany do celów kalibracji systemu. Na rysunku 4.7 przedstawiono widok zamocowanego pręta w trakcie wyznaczania krzywej kalibracyjnej w konfiguracji maszyny pozwalającej na osiągnięcie amplitudy drgań o wartościach z zakresu 6,36 – 26,04 μm . Wyniki kalibracji przedstawiono w formie krzywej kalibracyjnej wraz z wyznaczonym równaniem regresji na rysunku 4.8. Określono, że $A_{u,min} = 6$ μm oraz $A_{u,max} = 24$ μm .



Rys. 4.6. Pręt kalibracyjny: a) widok, b) geometria



Rys. 4.7. Maszyna ultradźwiękowa w trakcie kalibracji



Rys. 4.8. Wyznaczona krzywa kalibracyjna

4.1.2. Programy obciążania

Zgodnie z przyjętym programem badań własnych (Rys. 4.1) w ramach badań zasadniczych wykonano próby zmęczeniowe w warunkach obciążeń stałoamplitudowych oraz w warunkach obciążeń programowanych.

W pierwszej serii zrealizowano badania w warunkach obciążeń stałoamplitudowych w celu wyznaczenia wykresu amplituda naprężenia – liczba cykli (S-N), natomiast w kolejnym kroku, opierając się na uzyskanych wynikach, określono program badań składający się z wybranych bloków obciążeń i na jego podstawie przeprowadzono badania w warunkach obciążeń programowanych.

Wszystkie próby zmęczeniowe realizowane były przy współczynniku asymetrii cyklu $R = -1$ i z częstotliwością odciażania wynoszącą $f = 20 \pm 0,5$ kHz. Obciążenia realizowane były w warunkach kontrolowanego przemieszczenia końca próbki, a wartość zadawanego obciążenia w postaci amplitudy naprężenia określano na podstawie wzoru (2.1) i wyznaczonego współczynnika k_σ dla wybranej geometrii próbki. Podczas badań rejestracji podlegała wyłącznie liczba cykli zrealizowana w danej próbce. Jako kryterium końca prób przyjęto pęknięcie próbki skutkujące powstaniem przełomu rozdzielczego oraz utracenie zdolności do ciągłego oraz stabilnego wzbudzenia się spowodowanego inicjacją pęknięcia wewnątrz materiału. Próby, w których nie uzyskano pęknięcia przerywano po osiągnięciu 10 mld cykli. W przypadku braku przełomu rozdzielczego swobodny koniec próbki obciążano tak, aby wprowadzić siłę rozciągającą (naprężenia średnie) i cyklicznie obciążano amplitudą zgodną z realizowaną w programie badania.

W trakcie badań kontrolowano w sposób ciągły temperaturę próbki. Chłodzono je sprężonym powietrzem i utrzymywano ich temperaturę w zakresie 5–40 °C. Zakres ten bywał w niektórych przypadkach przekraczany w momencie gwałtownej propagacji pęknięcia bądź w trakcie dołamywania próbki. Konieczne było również blokowe zadawanie obciążenia w celu utrzymania temperatury.

Założono, że niezależnie od poziomu obciążenia każdy blok pracy będzie realizowany tak, aby uzyskać $n = 20\ 000$ cykli. Poszczególne próby w zależności od tempa nagrzewania różniły się jedynie czasem przerwy.

Przy planowaniu badań zmęzeniowych konieczne było określenie zakresu przewidywanych amplitud naprężeń $\sigma_a \in [\sigma_{a,min}, \sigma_{a,max}]$. Określenie wartości maksymalnej amplitudy naprężenia $\sigma_{a,max}$ oraz minimalnej $\sigma_{a,min}$ w przypadku badań realizowanych z częstotliwością ultradźwiękową jest niezbędne do właściwego zaprojektowania próbek za pomocą analizy numerycznej. Dla badanego materiału wartości te powiązano z granicą proporcjonalności R_H przyjmując następujące zależności: $\sigma_{a,max} = R_H$ oraz $\sigma_{a,min} = 0,5 \cdot R_H$.

Obciążenia stałoamplitudowe realizowano na kilku poziomach naprężeń. Próby przeprowadzano w celu wyznaczenia wykresu trwałości zmęzeniowej w układzie bilogarytmicznym w zakresie trwałości wysoko- oraz gigacyklowej badanego materiału ($10^4 - 10^{10}$ cykli). Na każdym poziomie naprężeń starano się zrealizować minimum cztery próby zmęzeniowe. Wyjątek stanowiły poziomy osiągające trwałość powyżej $2 \cdot 10^7$ cykli, dla których przeprowadzono po trzy próby.

Obciążenia programowane realizowano blokowo dla kilku wariantów. Programy blokowe obciążeń w różnych wariantach zostały opracowane na podstawie badań stałoamplitudowych w postaci programów dwustopniowych. Poszczególne bloki o sumarycznej liczbie cykli n_b konfigurowano tak, aby w każdym z nich uzyskać dwa poziomy obciążenia Lo oraz Hi, gdzie zawsze poziom Lo był pierwszym (Lo-Hi). Warianty programów ustalono tak, aby zarówno amplituda naprężenia poziomu Lo ($\sigma_{a,L}$) oraz Hi ($\sigma_{a,H}$) pochodziła z zakresu wysokocyklowego, jak i gigacyklowego w różnych konfiguracjach, tym samym uzyskując 3 warianty blokowych programów obciążeń - tabela 4.1.

Przy określaniu amplitudy $\sigma_{a,H}$, $\sigma_{a,L}$ oraz liczby cykli poziomu n_H, n_L dla poszczególnych wariantów kierowano się tym, aby stosunek liczby cykli poziomu Lo (n_L) w stosunku do liczby cykli poziomu Hi (n_H) pozwalał sprawdzić wpływ obciążeń o niższej wartości na sumaryczną trwałość. Określono, że w każdym wariancie obciążenia poziom Hi będzie miał $n_H = 20\ 000$ cykli, natomiast liczbę cykli poziomu Lo n_L zdefiniowano na podstawie proporcji:

$$\frac{n_L}{n_H} = \frac{N_L}{N_H} \Rightarrow n_L = \frac{N_L}{N_H} \cdot n_H = \frac{N_L}{N_H} \cdot 20\ 000, \quad (4.2)$$

gdzie:

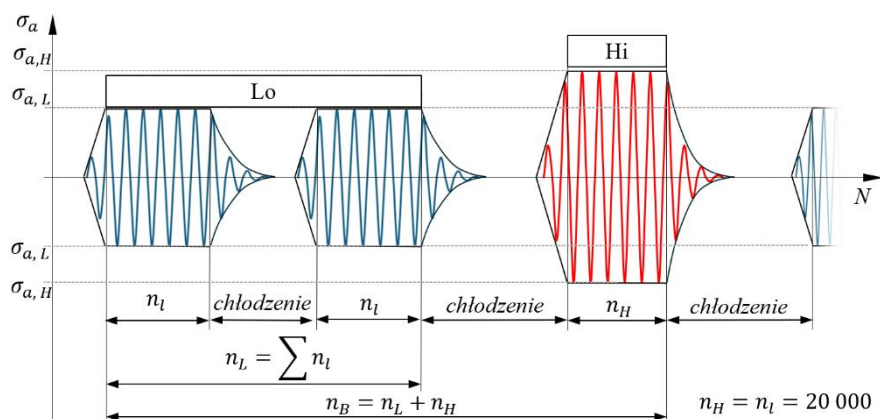
N_L – liczba cykli do zniszczenia przy amplitudzie naprężenia $\sigma_{a,L}$,

N_H – liczba cykli do zniszczenia przy amplitudzie naprężenia $\sigma_{a,H}$.

Dzięki tej proporcji zgodnie z hipotezą Palmgrena-Minera uwzględniającą eksperymentalny zakres giacyklowy udział uszkodzenia na każdym poziomie w bloku będzie proporcjonalny. Wartość n_L zaokrąglono do czterech cyfr znaczących w części całkowitej. Na rysunku 4.9 przedstawiono schemat realizacji przebiegu Lo-Hi z zastosowaniem ultradźwiękowego systemu do badań zmęzeniowych.

Tab. 4.1. Zestawienie wariantów blokowych programów obciążeń stosowanych w pracy

Nazwa programu	Zakresy trwałości	Schemat obciążenia
Lo-Hi (HH)	HCF- HCF	
Lo-Hi (VH)	HCF-VHCF	
Lo-Hi (VV)	VHCF -VHCF	



Rys. 4.9. Schemat przebiegu obciążeń programowanych Lo-Hi

4.2. Obiekt badań

Do realizowanych badań wybrano stal konstrukcyjną S355J2+N, która jest jedną z najpopularniejszych stali stosowanych w przemyśle. Jej powszechne zastosowanie wynika z wyjątkowo korzystnego zestawu cech: zapewnia wysoką wytrzymałość przy umiarkowanej zawartości pierwiastków stopowych, charakteryzuje się bardzo dobrą spawalnością i podatnością na obróbkę plastyczną, a przy tym jest łatwo dostępna na rynku w szerokim zakresie półwyrobów (blachy, kształtowniki, pręty, rury). Z tego względu stanowi podstawowy materiał wykorzystywany w budownictwie ogólnym i mostowym (belki nośne, hale stalowe, mosty, estakady), przemyśle ciężkim i maszynowym (ramy maszyn, żurawie, koparki, naczepy, pojazdy specjalne), transporcie kolejowym i drogowym (konstrukcje wagonów, podwozia, nadwozia), a także energetyce (wieże wiatrowe, wieże transmisyjne, platformy offshore) [104].

Znaczna część wymienionych wyżej zastosowań dotyczy obiektów poddanych działaniu zmiennego obciążenia i projektowanych z myślą o ich wieloletniej eksploatacji, co powoduje konieczność realizacji badań w zakresie zmęczenia uwzględniającego zarówno wysoką (HCF), jak i bardzo wysoką liczbę cykli (VHCF). Literatura dotycząca właściwości zmęczeniowych stali S355 jest obszerna i koncentruje się głównie na analizie zakresu trwałości poniżej 10^7 cykli dla materiału [46,48,79,86,95,138] oraz elementów spawanych [16,30,54,60]. Znacznie mniej publikacji dotyczy zmęczenia gigacyklowego (VHCF), a dopiero niedawno zaczęły pojawiać się prace obejmujące zakres od 10^8 do 10^{10} cykli. Badania te motywowane są potrzebą zapewnienia długookresowej niezawodności konstrukcji inżynierskich, w których wykorzystuje się ten gatunek stali.

W pracy [151] analizowano wpływ mikrostruktury i właściwości mechanicznych na trwałość gigacyklową, m. in. stali S355J2. Klusák i Seitl [53] przedstawili badania, które dowodzą że stal S355J2 ma wyższą trwałość niż

S355J0 niezależnie od kierunku walcowania. W publikacji [52] ci sami autorzy wykazują ponadto, że w obu wariantach stali, różniących się wymaganiami dotyczącymi udarności, trwałość w dużym stopniu zależy od częstotliwości obciążenia oraz czystości materiału. Wpływ częstotliwości obciążania na trwałość również został poruszony w artykule [81], wskazane w nim są również różnice w nagrzewaniu się próbek i inicjacji pęknięć. W pracy [133] wskazano różnice w miejscu inicjacji pęknięć zależnie od trwałości oraz wskazano występowanie górnego limitu obciążenia dla badanego gatunku materiału.

Dotychczas dla wybranego materiału nie znaleziono w dostępnej literaturze opisu badań zmęczeniowych realizowanych w warunkach zmiennych amplitud obciążenia powodujących zniszczenie w zakresie gigacyklowym. Podobnie brak jest doniesień o weryfikacji hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych zarówno dla stali S355, jak i dla innych stali konstrukcyjnych, w zakresie obejmującym obszar gigacyklowy. Pojawiły się jedynie prace dotyczące prognozowania trwałości oparte na zunifikowanej teorii mechaniki (UMT) wykorzystujący równanie fundamentalne termodynamiki do prognozowania trwałości zmęczeniowej próbek skorodowanych [156] i nieskorodowanych [59]. Jest to istotna luka poznawcza, wymagająca uzupełnienia, ponieważ trwałość stali w zakresie powyżej 10^7 cykli związana jest z odmiennymi mechanizmami inicjacji pęknięć oraz możliwym kumulowaniem się mikrouszkodzeń w bardzo długim okresie eksploatacji, na które dodatkowo wpływ może mieć zmienność obciążenia.

Za wyborem do badań stali konstrukcyjnej S355J2+N przemawia również doświadczenie Laboratorium Badań Materiałów i Konstrukcji, w którym od lat realizowane są projekty badawcze na rzecz przemysłu. W ramach tych prac wielokrotnie obserwowano szerokie zastosowanie tej stali w kluczowych obiektach inżynierskich, takich jak mosty drogowe i kolejowe, elementy infrastruktury kolejowej, pojazdy szynowe czy konstrukcje stosowane w energetyce. Zarówno wyniki dotychczasowych badań realizowanych w Laboratorium, jak i rozmowy prowadzone z partnerami przemysłowymi wskazują, że szczegółowe poznanie właściwości zmęczeniowych tej stali w zakresie HCF i VHCF ma istotne znaczenie praktyczne. Obiekty wykonane z tego materiału eksploatowane są bowiem często dłużej niż przewidywano, przez dziesięciolecia w warunkach długotrwałego obciążenia cyklicznego, w których liczba cykli znacznie przekracza zakres ujęty w obowiązujących normach projektowych [59,86,133,156].

W pracach [59,156] realizowanych w Laboratorium Badań Materiałów i Konstrukcji oraz w pracy [133] badano ten sam gatunek stali, który stanowi przedmiot niniejszej rozprawy. Jednak ze względu na wyczerpanie dostępnych zasobów materiału z badanej partii na potrzeby dalszych prac konieczny był zakup nowej serii produktu w gatunku S355J2+N oraz powtórzenie części badań.

Stal została zakupiona w formie pręta okrągłego cięgniętego o średnicy 12 mm poddanego normalizowaniu. Badanie składu chemicznego materiału przeprowadzono zgodnie z normą [172] za pomocą spektrometru iskrowego

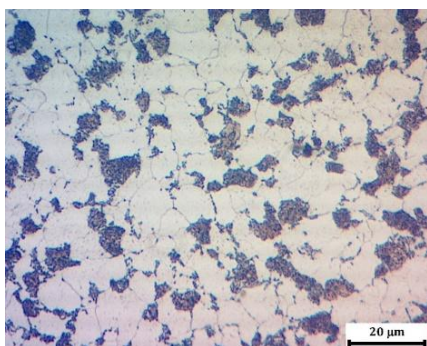
Foundry Master Oxford Instruments. Wyniki badań oraz wartości normatywne poszczególnych pierwiastków zestawiono w tabeli 4.2.

Tab. 4.2. Skład chemiczny stali S355J2+N

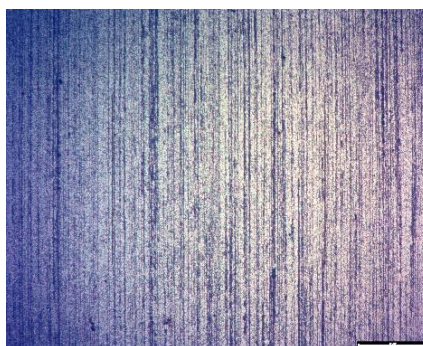
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr
	%	%	%	%	%	%	%
Maksymalne zawartości zgodne z: PN-EN 10025-2:2019	0,2	0,55	1,6	0,025	0,025	0,55	-
Próbka	0,16	0,29	1,29	0,004	0,018	0,21	0,070

Mikrostrukturę badanego materiału w kierunku prostopadłym i równoległym do osi pręta przedstawiono na rysunku 4.10. W mikrostrukturze można zauważyć, że stal S355J2+N charakteryzuje się jednorodnym rozkładem faz ferrytu (jasne ziarna) i perlitu (ciemne ziarna) uzyskanym dzięki normalizacji, a w przekroju równoległym do osi pręta widoczna jest kierunkowość ułożenia ziaren powstała na skutek procesu ciągnięcia.

prostopadle do osi



równoległe do osi



Rys. 4.10. Zdjęcia mikrostruktury

5. BADANIA WSTĘPNE

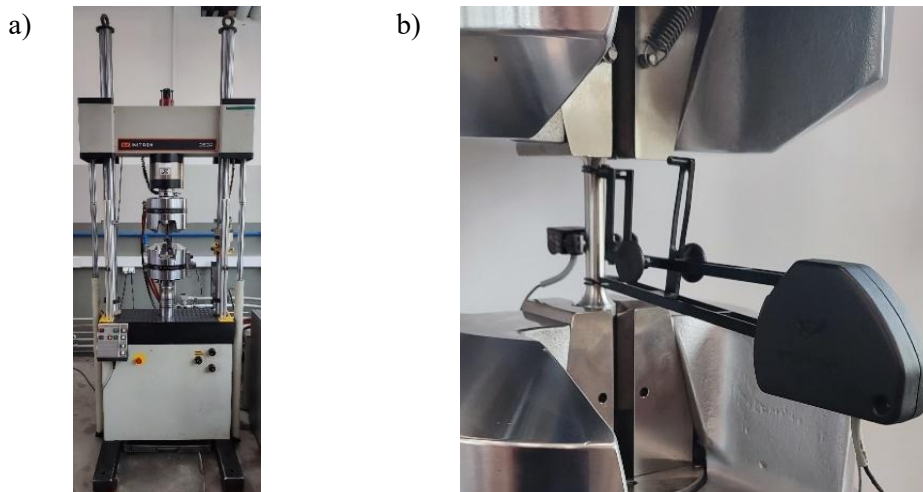
5.1. Badania materiałowe

Pierwszy etap badań wstępnych przeprowadzonych zgodnie z procedurą badań przy zastosowaniu systemu ultradźwiękowego miał na celu wyznaczenie wybranych parametrów materiałowych niezbędnych do dalszych etapów badań i analiz. W tym celu przeprowadzono próby monotonicznego rozciągania oraz pomiar gęstości.

5.1.1. Monotoniczna próba rozciągania

5.1.1.1. Aparatura badawcza

Próbę rozciągania wykonano na maszynie wytrzymałościowej Instron 8501. Wydłużenie podłużne próbki mierzono przy wykorzystaniu ekstensometru do badań statycznych firmy Instron (typ 2630-110) o bazie 50 mm i zakresie pomiarowym od -10 % do +100 %. Wydłużenie poprzeczne mierzono przy wykorzystaniu ekstensometru poprzecznego firmy Instron (typ 2640-007) o zakresie pomiarowym wynoszącym 0,5 mm. Pomiaru siły dokonywano z użyciem głowicy siłomierza (2518-113) o zakresie pomiarowym ± 250 kN. Badania przeprowadzono w temperaturze 23 °C. Próby prowadzono do chwili trwałego rozdzielenia próbki w obszarze części pomiarowej. W trakcie próby monotonicznego rozciągania rejestrowano chwilowe wartości siły obciążającej próbkę oraz jej wydłużenie. Na rysunku 5.1 przedstawiono widok maszyny podczas badania oraz przykładowej próbki zamocowanej w jej uchwytach.

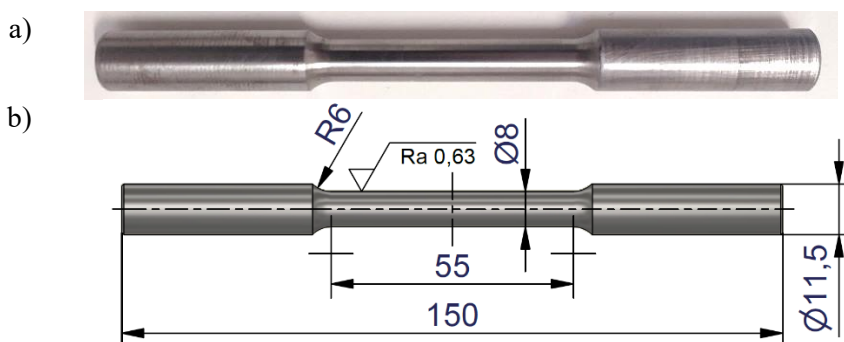


Rys. 5.1. Monotoniczna próba rozciągania, widok:

a) maszyny wytrzymałościowej, b) zamocowanej próbki

5.1.1.2. Metoda badań

Próby rozciągania prowadzone zgodnie z normą PN-EN ISO 6892-1:2019 (Metoda B) polegały na poddawaniu próbek obciążeniu monotonicznie narastającemu z prędkością przesuwu tłoka odpowiadającą przyrostowi naprężenia w części pomiarowej próbki wynoszącemu 30 MPa/s. Przebadano 3 próbki, których kształt i geometrię przedstawiono na rysunku 5.2.



Rys. 5.2. Próbkę do próby rozciągania: a) widok, b) geometria

Przed badaniami dokonano pomiarów średnicy d części pomiarowej próbek i na ich podstawie obliczono pole przekroju S . Wyniki pomiarów zestawiono w tabeli 5.1. Kierując się wytycznymi ILAC [173], GUM [174] oraz zamieszczonymi w pracach [5,29] i odpowiednich normach wyznaczono niepewność typu A, typu B oraz niepewność całkowitą mierzonych wielkości. Na ich podstawie określono złożoną niepewność standardową oraz niepewność rozszerzoną U wyników prób monotonicznego rozciągania przyjmując współczynnik rozszerzenia $k = 2$ (poziom ufności wynoszący ok. 95%).

Naprężenia w próbkach rozciąganych obliczano jako iloraz chwilowej wartości siły zarejestrowanej podczas próby i początkowego pola przekroju poprzecznego próbki S_p . Na podstawie wyników prób dla każdego materiału określono podstawowe właściwości wytrzymałościowe takie jak: dolna granica plastyczności R_{eL} , górna granica plastyczności R_{eH} , wytrzymałość na rozciąganie R_m , wydłużenie ekstensometryczne całkowite procentowe przy sile maksymalnej A_{gt} i przy rozerwaniu A_t , moduł sprężystości podłużnej E (moduł Younga), współczynnik Poisson'a oraz granicę proporcjonalności R_H .

Tab. 5.1. Wymiary próbek do monotonicznej próby rozciągania

Lp.	Oznaczenie próbki	d_1	d_2	d_3	d_{sr}	S_p
		mm				mm ²
1	S1	8,00	8,01	8,00	8,00	50,27
2	S2	8,00	8,00	8,01	8,00	50,27
3	S3	8,00	8,01	8,01	8,01	50,39

Wartość modułu Younga została określona korzystając z zależności:

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon}, \quad (5.1)$$

gdzie:

- σ – naprężenie nominalne, MPa,
- ε – odkształcenie w kierunku wzdłużnym, mm/mm.

Wartość współczynnika Poissona została określona korzystając z zależności:

$$\nu = \frac{\varepsilon_d}{\varepsilon}, \quad (5.2)$$

gdzie:

- ν – współczynnik Poissona,
- ε_d – odkształcenie w kierunku poprzecznym, mm/mm.

Ze względu na konieczność wyznaczenia granicy proporcjonalności, która określa maksymalną amplitudę naprężenia dopuszczalną w badaniach ultradźwiękowych do określenia modułu Younga zastosowano procedurę opisaną w normie ASTM E111 zamiast standardowej regresji liniowej zalecanej w załączniku G normy PN-EN ISO 6892-1.

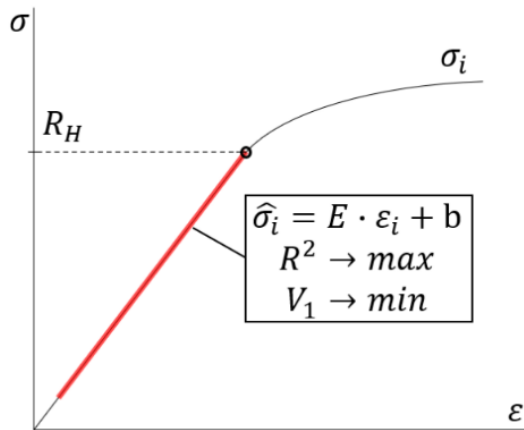
Norma PN-EN ISO 6892-1 dopuszcza wyznaczanie modułu sprężystości w przedziale od 10 % do 40 % umownej granicy plastyczności, jednak nie odnosi się bezpośrednio do fizycznie zdefiniowanej granicy proporcjonalności. Natomiast norma ASTM E111 zaleca obliczanie modułu Younga jako nachylenia prostoliniowego odcinka krzywej naprężenie–odkształcenie z pominięciem początkowej partii wykresu, gdzie kompensowane są m.in. luzy układu oraz z ograniczeniem analizy do liniowego zakresu zachowania się materiału kończącego się na granicy proporcjonalności.

Zarówno moduł Younga, jak i współczynnik Poissona wyznaczono metodą regresji liniowej w przedziale, z którego usunięto początkowy fragment krzywej odpowiadający wstępnemu obciążeniu próbki. Górny punkt tego przedziału ustalono identyfikując koniec odcinka liniowego. Przy dopasowaniu linii regresji dążono do uzyskania możliwie najwyższego współczynnika determinacji R^2 oraz najniższego współczynnika V_I zgodnie z wytycznymi normy ASTM E111.

Schematyczne przedstawienie wyznaczania granicy proporcjonalności R_H przedstawiono na rysunku 5.3.

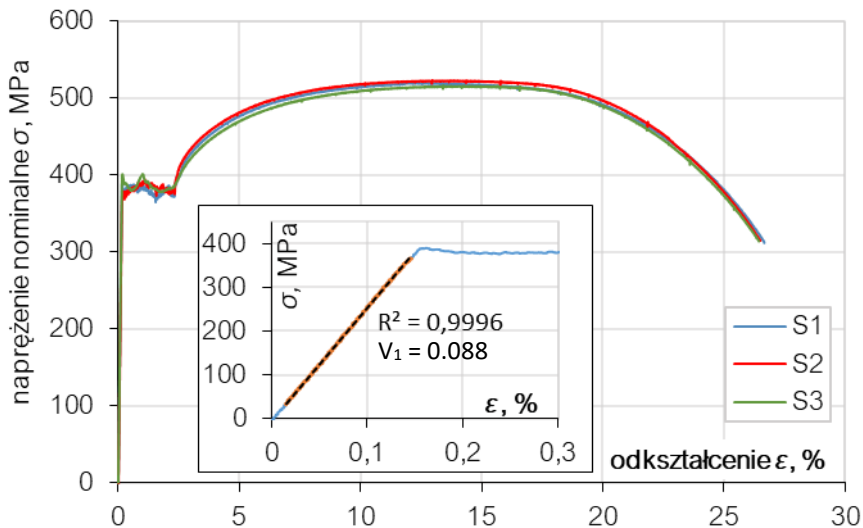
5.1.1.3. Wyniki

Wszystkie próbki uległy pęknięciu w obszarze bazy pomiarowej ekstensometru. Przełomy uzyskane po zakończeniu prób poddano oględzinom, w wyniku których nie stwierdzono obecności wad materiałowych ani wtrąceń.



Rys. 5.3. Schematyczne przedstawienie sposobu wyznaczania granicy proporcjonalności R_H

Wyniki badań w formie wykresów naprężenia w funkcji odkształcenia wraz z powiększonym zakresem części proporcjonalnej przedstawiono na rysunku 5.4. W tabeli 5.2 zestawiono wartości wyznaczanych parametrów wytrzymałościowych dla każdej próby oraz wartości średnie oraz niepewność rozszerzoną U ($k = 2$).



Rys. 5.4. Przebiegi naprężenie - odkształcenie opracowane dla prób monotonicznego rozciągania wraz z wyszczególnieniem części zakresu proporcjonalnego dla próbki S1

Tab. 5.2. Zestawienie wyników monotonicznej próby rozciągania

Próbka	R_H	R_{eL}	R_{eH}	R_m	A_{gt}	A_t	E	ν
	MPa	MPa	MPa	MPa	%	%	MPa	MPa
S1	365,7	364,3	390,3	520,4	13,32	26,67	199 664	0,272
S2	356,7	425,1	382,5	523,0	12,96	26,51	201 473	0,271
S3	387,6	380,2	400,7	516,3	13,42	26,45	203 994	0,280
średnia	370,0	389,9	391,2	519,9	13,23	26,54	201 710	0,274
$U(k=2)$	18,8	36,6	11,3	6,8	0,50	0,40	2 175	0,005

5.1.2. Wyznaczenie gęstości

5.1.2.1. Metoda oraz aparatura badawcza

Gęstość materiału wyznaczono dwiema niezależnymi metodami. Podstawową metodą był bezpośredni pomiar masy oraz objętości próbek o regularnej geometrii. Równolegle, w celu weryfikacji, zastosowano metodę hydrostatyczną opartą na prawie Archimidesa. Do dalszych analiz przyjęto wyniki uzyskane metodą podstawową, natomiast pomiary hydrostatyczne pełniły funkcję kontroli metrologicznej. Na ich podstawie oceniano, czy uzyskane wartości mieszczą się w zakresie niepewności pomiarowej metody podstawowej, co stanowiło potwierdzenie jej poprawności.

Do pomiaru objętości i masy przygotowano próbkę w formie pręta o średnicy zgodnej z materiałem wyjściowym. W celu ułatwienia pomiarów dążono do tego, aby masa próbki nie przekraczała 200 g, a długość 125 mm. Powierzchnie cięcia obrobiono tak, aby były prostopadłe do osi pręta. Widok próbki przedstawiono na rysunku 5.5.

a)



Rys. 5.5. Próbkę do pomiaru objętości i masy

Pomiar średnicy realizowany był z wykorzystaniem mikromierza elektronicznego Sylvac S_Mike PRO o zakresie pomiarowym 0-30 mm, błędzie maksymalnym 3 μm i powtarzalności 1 μm . Pomiarów długości dokonywano suwmiarką elektroniczną Limit CHD o bazie pomiarowej 0-150 mm, rozdzielczości 0,01 mm i dokładności 0,03 mm. Masę próbek mierzono za pomocą wagi laboratoryjnej Radwag WTC 2000 o dokładności 0,01 g. Pomiar masy przykładowej próbki pokazano na rysunku 5.6.



Rys. 5.6. Pomiar masy próbki

Gęstość ρ badanego materiału wyznaczono za pomocą wzoru:

$$\rho = \frac{m_p}{V} = \frac{4 \cdot m}{\pi \cdot d^2 \cdot L}, \quad (5.3)$$

gdzie:

- ρ – gęstość, kg/m^3 ,
- V – objętość, m^3 ,
- m_p – masa, kg ,
- L – długość próbki, m .

Niepewność pomiaru określono zgodnie z przewodnikiem GUM [175] oraz wymaganiami [176]. Zgodnie z powyższym wzorem wielkość wyjściowa gęstości ρ zależy od masy m , średnicy d i długości L próbki.

Niepewności standardowe składników wyznaczono dwiema metodami:

- niepewność typu A:

$$u_{i,A} = \frac{s}{\sqrt{n}}, \quad (5.4)$$

gdzie:

- s – odchylenie standardowe,
- n – liczba odczytów,
- niepewność typu B (rozkład prostokątny):

$$u_{i,B} = \frac{a}{\sqrt{3}}, \quad (5.5)$$

gdzie:

a – wartość działki (elementarnej) przyrządu.

Łączną niepewność standardową wielkości wejściowej wyznaczono ze składowych niepewności typu A i B:

$$u_i = \sqrt{u_{i,A}^2 + u_{i,B}^2}, \quad (5.6)$$

gdzie:

u_i – łączna niepewność standardowa wielkości wejściowej (odpowiednio u_m dla masy, u_d dla średnicy i u_L dla długości).

Zakładając brak korelacji między masą, długością oraz średnicą, łączną niepewność standardową gęstości obliczono z prawa propagacji niepewności za pomocą wzoru:

$$\frac{u_c(\rho)}{\rho} = \sqrt{\left(\frac{u_m}{m}\right)^2 + 4\left(\frac{u_d}{d}\right)^2 + \left(\frac{u_L}{L}\right)^2}. \quad (5.7)$$

Niepewność rozszerzoną U przyjęto jako:

$$U = k \cdot u_c(\rho), k = 2 \text{ (95 \% poziom ufności)}. \quad (5.8)$$

Do badań wykorzystujących metodę hydrostatyczną, z racji ograniczonych możliwości pomiarowych metody, przygotowano krótsze próbki o długości nie przekraczającej 22 mm. Widok próbek przedstawiono na rysunku 5.7.



Rys. 5.7. Próbką do wyznaczania gęstości metodą hydrostatyczną

Wyznaczanie gęstości metodą hydrostatyczną przeprowadzono z wykorzystaniem precyzyjnej wagi laboratoryjnej AD50 o dokładności 0,01 g wyposażonej w zestaw Hydro AD do pomiaru gęstości ciał stałych i cieczy. Pomiar wykonywano w wodzie destylowanej. W trakcie badania zmierzono temperaturę wody destylowanej, która wynosiła 23 °C i na tej podstawie określono jej gęstość wynoszącą 0,997538 g/mL. Następnie wprowadzono wynik do urządzenia. Widok stanowiska w trakcie pomiarów gęstości metodą hydrostatyczną przedstawiono na rysunku 5.8.

a)



b)



Rys. 5.8. Pomiar gęstości metodą hydrostatyczną. Urządzenie w trakcie pomiaru masy próbki: w powietrzu (a), w wodzie destylowanej (b)

5.1.2.2. Wyniki

Wyniki przeprowadzonych pomiarów dla metody podstawowej zestawiono w tabeli 5.3, w przypadku średnicy dokonano po 3 pomiary odpowiednio w górnej części pręta, w środkowej i dolnej.

Tab. 5.3. Wyniki pomiarów geometrycznych i wagowych

Parametr / jednostka	Wartość		
Średnica d , mm	11,957	11,957	11,959
	11,956	11,96	11,958
	11,954	11,955	11,954
Długość L , mm	121,13	121,11	121,13
Masa m , g	106,33	106,38	106,36

Na podstawie danych z tabeli i przedstawionych wzorów obliczono gęstość ρ oraz niepewność rozszerzoną U , które podano w tabeli 5.4, wraz z wynikami pomiarów gęstości metodą hydrostatyczną.

Wynik uzyskane za pomocą metody hydrostatycznej różnią się od wartości uzyskanych za pomocą pomiaru objętości, natomiast mieszczą się one w paśmie niepewności $\pm U$. Metoda hydrostatyczna potwierdza zatem poprawność wyników uzyskanych za pomocą metody podstawowej.

Tab. 5.4. Wyniki uzyskanych wartości gęstości stali S355J2+N

Gęstość	Wartość
Wyznaczona na podstawie objętości i masy wraz z niepewnością rozszerzoną, kg/m ³	7820 ±8,75
Wyznaczona metodą hydrostatyczną, kg/m ³	7826

5.2. Opracowanie układu pomiarowego do weryfikacji naprężeń w próbce

W badaniach ultradźwiękowych na poprawność realizacji badań zmęczeniowych może wpływać wiele czynników, takich jak precyzyjne określenie właściwości materiałowych, poprawność oraz jakość wykonania próbki, dokładność wyznaczenia zależności między amplitudą przemieszczenia a amplitudą naprężenia, tłumienie materiału, a także kalibracja maszyny ultradźwiękowej i czujnika przemieszczenia. Na etapie, w którym próbka została odpowiednio zaprojektowana i wykonana kluczowe jest, aby przystępując do badań mieć pewność, że obciążenia będą zadawane możliwie precyzyjne. W tym celu zbudowano specjalną aparaturę pomiarową w postaci dedykowanego do tego zastosowania układu pomiarowego, którego najważniejszym elementem jest wzmacniacz tensometryczny. Budowę, zasadę działania oraz walidację tego układu zaprezentowano poniżej.

5.2.1. Opis aparatury badawczej

Dla bezpośredniej weryfikacji poziomu rzeczywistych naprężeń w części pomiarowej próbki poprzez pomiar odkształceń stosuje się tensometrię oporową [3,7,8,44,58,70,71,84,118,129]. Pomiar z zastosowaniem tensometrów pozwala określić odkształcenia próbki występujące na długości jego bazy pomiarowej. W szczególności podczas badań wysokoczęstotliwościowych należy pamiętać, że tensometry foliowe mają ograniczoną trwałość wynoszącą zwykle 10 mln cykli. Dodatkowo są one wrażliwe na zmianę temperatury, dlatego stosowanie wysokich poziomów odkształcenia generujących wzrost temperatury próbki, przy braku kompensacji temperaturowej powoduje spadek dokładności pomiarów (około 1 % na każdy 1 °C), dlatego pomiary przy częstotliwościach ultradźwiękowych zaleca się prowadzić na stosunkowo niskich poziomach odkształcenia przez możliwe krótki okres przy chłodzeniu i z kontrolą temperatury.

Dodatkową trudnością przy bardzo wysokich częstotliwościach jest dynamiczna odpowiedź systemu pomiarowego. W przypadku prowadzonych badań zmęzeniowych wysoka częstotliwość obciążania $f = 20$ kHz ogranicza znacząco możliwość zastosowania standardowych układów pomiarowych w postaci wzmacniaczy tensometrycznych, w których to częstotliwość próbkowania rzadko jest większa od 20 kHz. Zgodnie z kryterium Nyquista częstotliwość układu pomiarowego f_s musi być co najmniej dwukrotnie większa od maksymalnej częstotliwości sygnału f :

$$f_s \geq 2 \cdot f, \quad (5.9)$$

gdzie:

f_s – częstotliwość próbkowania, Hz.

Z dobrej praktyki eksperymentalnej wynika, że aby na pewno uniknąć zjawiska aliasingu i uzyskać dokładniejszy sygnał częstotliwość ta musi być najlepiej 4 albo nawet 8 razy większa.

Mając świadomość ograniczeń standardowej aparatury badawczej postanowiono opracować własny układ tensometryczny. Rejestrację sygnału oparto na oscyloskopie o częstotliwości próbkowania w czasie rzeczywistym liczonej w GHz, mostku oraz zaprojektowanym i zbudowanym wzmacniaczu tensometrycznym, który pozwala wzmocnić sygnał elektryczny o częstotliwości 20 kHz przy możliwie małym tłumieniu.

Przed zaprojektowaniem układu konieczne było określenie wzmocnienia wzmacniacza tensometrycznego G niezbędnego do planowanych pomiarów. Parametr ten wyraża się jako stosunek napięcia wejściowego U_{inw} względem napięcia wyjściowego U_{outw} :

$$G = \frac{U_{outw}}{U_{inw}}, \quad (5.10)$$

gdzie:

G – wzmocnienie wzmacniacza,
 U_{outw} – napięcie wyjściowe wzmacniacza, V,
 U_{inw} – napięcie wejściowe na wzmacniaczu, V.

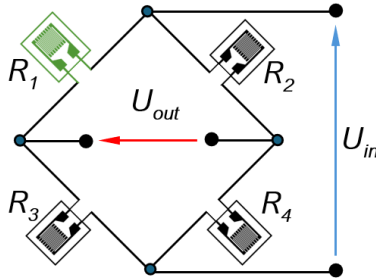
Napięcie wejściowe wzmacniacza U_{inw} równe jest napięciu wyjściowemu z mostka U_{out} , powyższe równanie przyjmuje wtedy postać:

$$G = \frac{U_{outw}}{U_{out}}, \quad (5.11)$$

gdzie:

U_{out} – napięcie wyjściowe z mostka, V.

Na wstępie założono, że napięcie wyjściowe U_{outw} w projektowanym wzmacniaczu powinno znajdować się w zakresie $0,2 \text{ V} \leq |U_{outw}| \leq 5 \text{ V}$, ponieważ taki zakres zapewnia dobrą odporność na zakłócenia, unika obszarów nieliniowości wzmacniaczy operacyjnych, ułatwia przetwarzanie sygnału przez urządzenia analogowe oraz jest zgodny ze standardowymi zakresami sygnałów w systemach pomiarowych, co ułatwia odczyt. Aby móc obliczyć pożądane wzmacnienie G należało określić zakres napięcia wyjściowego z mostka U_{out} . W tym celu przeanalizowano układ mostka Wheatstone'a, który schematycznie przedstawiono na rysunku 5.9.



Rys. 5.9. Analizowany układ mostka wheatstone'a

Działanie powyższego układu można opisać równaniem:

$$U_{out} = U_{in} \cdot \left(\frac{R_2}{R_1 + R_2} - \frac{R_4}{R_3 + R_4} \right), \quad (5.12)$$

gdzie:

- U_{in} – napięcie zasilania mostka (napięcie wzbudzenia), V,
- R_i – rezystancja i-tego tensometru, Ω .

W mostku tensometrycznym istotne są zmiany rezystancji w wybranych gałęziach mostka, dlatego każdą rezystancję R_i zamieniono na:

$$R_i \rightarrow R_i + \Delta R_i, \quad \text{dla } i = 1, 2, 3, 4, \quad (5.13)$$

gdzie:

- ΔR_i – zmiana rezystancji i-tego tensometru, Ω .

Po zestawieniu wzoru (5.12) z wzorem (5.13) i po przekształceniach zapis można sprowadzić do postaci:

$$U_{out} = U_{in} \cdot \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{\Delta R_1}{R_1} - \frac{\Delta R_2}{R_2} + \frac{\Delta R_3}{R_3} - \frac{\Delta R_4}{R_4} \right), \quad (5.14)$$

Przyjmując, że tylko tensometr o rezystancji R_1 będzie stanowił jedyną gałąź aktywną mostka równanie można zapisać następująco:

$$\frac{\Delta R_2}{R_2} = \frac{\Delta R_3}{R_3} = \frac{\Delta R_4}{R_4} = 0, \quad (5.15)$$

Uzyskuje się wtedy równanie dla $\frac{1}{4}$ mostka:

$$U_{out} = U_{in} \cdot \frac{1}{4} \cdot \frac{\Delta R_1}{R_1}, \quad (5.16)$$

Między zmianą rezystancji ΔR i odkształceniem ε zachodzi zależność, w której k jest współczynnikiem czułości tensometru na odkształcenie, tj. stałą tensometru:

$$\frac{\Delta R_1}{R_1} = k \cdot \varepsilon, \quad (5.17)$$

gdzie:

k – stała tensometru,

Powyższe równanie dla $\frac{1}{4}$ mostka można zapisać następująco:

$$U_{out} = U_{in} \cdot \frac{1}{4} \cdot k \cdot \varepsilon. \quad (5.18)$$

Łącząc wzory (5.11 i (5.18) uzyskuje się wzór na napięcie wyjściowe ze wzmacniacza:

$$U_{outw} = \frac{1}{4} \cdot G \cdot U_{in} \cdot \varepsilon \cdot k, \quad (5.19)$$

oraz wzmocnienie wzmacniacza G :

$$G = \frac{4 \cdot U_{outw}}{U_{in} \cdot \varepsilon \cdot k}, \quad (5.20)$$

Przed skorzystaniem z powyższego wzoru konieczne jest określenie stałej tensometrycznej, napięcia zasilania mostka oraz zakresu odkształceń, dla których będzie odbywał się pomiar. W tym celu wybrano model tensometru, którego zastosowanie pozwoli przeprowadzić możliwie precyzyjne pomiary. Z racji tego,

że niektóre próbki do badań ultradźwiękowych osiągają maksymalne odkształcenia na krótkim odcinku, postanowiono wybrać tensometr HBM 1-LY41-0.6/120 o bazie $a = 0,6$ mm, stałej $k = 1,75$ oraz rezystancji $R = 120 \Omega$. Zgodnie ze specyfikacją [40] tensometr ten zachowuje liniowość pomiaru w zakresie $\pm 5000 \mu\text{m/m}$, a jego trwałość zmęzeniowa dla odkształcenia $\pm 1000 \mu\text{m/m}$ sięga powyżej 10^7 cykli bez istotnej zmiany punktu zerowego. Przyjęto, że zakres mierzonych odkształceń, dla których pomiary mogą być realizowane będzie wynosił $\pm 5000 \mu\text{m/m}$. Zgodnie z kartą charakterystyki maksymalne dopuszczalne efektywne napięcie wzbudzenia mostka dla tego tensometru wynosi $1,5$ V. W celu uniknięcia zakłóceń określono, że napięcie zasilania w projektowanym mostku będzie wynosiło dokładnie $1,5$ V. Parametry projektowe budowanego wzmacniacza zestawiono w tabeli 5.5.

Tab. 5.5. Parametry projektowe wzmacniacza tensometrycznego

Nazwa	Symbol	Wartość	Jednostka
Zakres napięcia wyjściowego	U_{outw}	± 5	V
Wymiar długości bazy tensometru	a	0,6	mm
Rezystancja tensometru	R	120	Ω
Stała tensometru	k	1,75	-
Napięcie zasilania	U_{in}	1,50	V
Zakres badanych odkształceń	ε	± 5000	$\mu\text{m/m}$

Na podstawie analiz różnych wzmocnień G korzystając ze wzoru (5.20) określono, że najlepszym rozwiązaniem w projektowanym wzmacniaczu będzie zastosowanie 1000-krotnego wzmocnienia. W tabeli 5.6 zestawiono związane z nim możliwości pomiarowe układu.

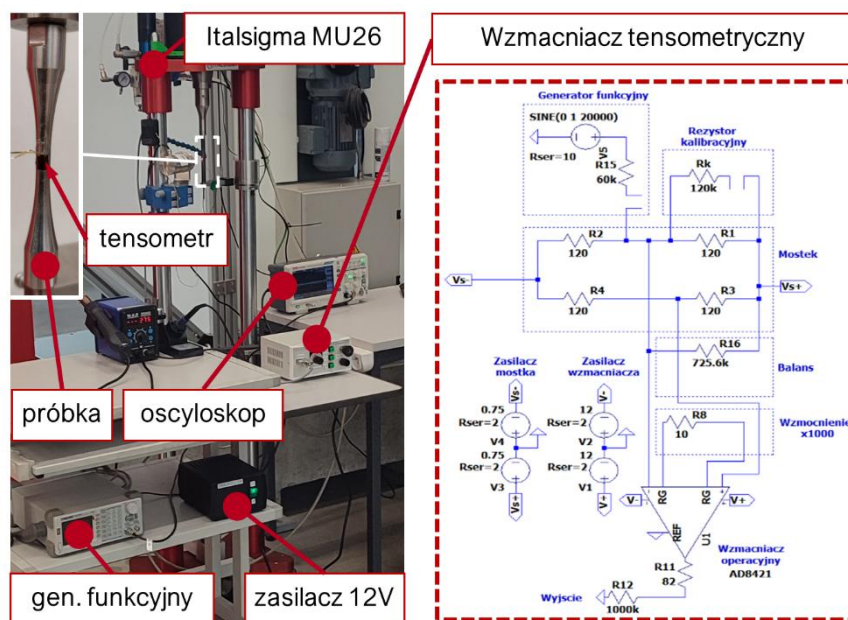
Tab. 5.6. Planowane do uzyskania parametry układu pomiarowego

Wzmocnienie	Odkształcenie	Obliczeniowe napięcie wyjścia z wzmacniacza	Orientacyjne wartości naprężenia w stali przy $E=206$ GPa
G	ε	U_{outw}	σ
-	$\mu\text{m/m}$	V	MPa
1000	500	0,33	103
	1000	0,66	206
	1500	0,98	309
	2000	1,31	412
	3000	1,97	618
	4000	2,63	824
	5000	3,28	1030

W oparciu o przedstawione założenia zbudowano wzmacniacz tensometryczny, w którym za wzmocnienie sygnału odpowiada precyzyjny wzmacniacz instrumentalny AD8421. W trakcie budowy urządzenia testom poddano różne typy wzmacniaczy operacyjnych. Wybrany wykazał się największą stabilnością pracy oraz najlepszym stosunkiem sygnału do szumu, co pozwoliło na uzyskanie wiarygodnych wyników pomiarowych. Urządzenie zaprojektowano w programie LTspice, który umożliwia symulację obwodów elektronicznych. Dzięki temu możliwe było odpowiednie dobranie komponentów układu.

W celu weryfikacji poprawności działania wzmacniacza przeprowadzono testy jego wzmocnienia. Jako sygnał źródłowy zastosowano przebieg sinusoidalny o częstotliwości 20 kHz i amplitudzie 1 Vpp (*peak-to-peak*). W celu uzyskania niskonapięciowego sygnału na wejściu wzmacniacza sygnał ten podano na dzielnik napięcia zbudowany z rezystorów precyzyjnych. Na jego wyjściu uzyskano przebieg o amplitudzie około 2 mV. W symulacji sygnał ten generowany był za pomocą modułu generatora dostępnego w oprogramowaniu LTspice, natomiast w badaniach doświadczalnych wykorzystano generator funkcyjny SIGLENT SDG1025.

Wartości wzmocnienia określono na podstawie wzoru (5.10). Wzmocnienie symulacyjne określono na podstawie wyników uzyskanych z programu LTspice, natomiast wzmocnienie rzeczywiste wyznaczono na podstawie pomiaru napięcia wyjściowego za pomocą oscyloskopu UNI-T UPO1102SC. Schemat budowy układu pomiarowego wraz z uproszczonym schematem elektrycznym wzmacniacza przedstawiono na rysunku 5.10.

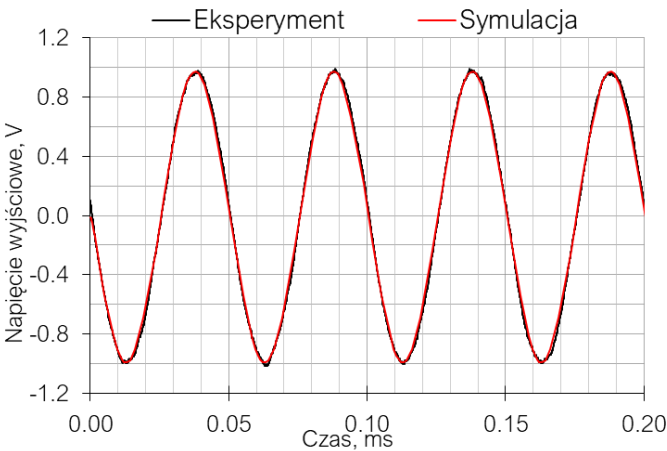


Rys. 5.10. Układ tensometryczny do weryfikacji naprężeń w próbce poddanej obciążeniu o częstotliwości 20 kHz

Zestawienie założonego, symulowanego oraz rzeczywistego wzmocnienia przedstawiono w tabeli 5.7, a na rysunku 5.11 zilustrowano przebiegi zarejestrowanych sygnałów wyjściowych.

Tab. 5.7. Porównanie wyników wzmocnienia sygnału uzyskanych w symulacji oraz eksperymencie

Metoda pomiaru	Napięcie różnicowe wejściowe	Napięcie różnicowe wyjściowe	Wzmocnienie
	U_{inw}	U_{outw}	G
	mV	V	-
Symulacja	2.03	1.97	970
Eksperyment		2.08	1025



Rys. 5.11. Przebiegi sygnałów wyjściowych z wzmacniacza

Pierwsze testy pozwoliły ocenić działanie samego wzmacniacza w odniesieniu do założeń projektowych. Dla zapewnienia wysokiej precyzji pomiarów oraz wiarygodności uzyskiwanych wyników konieczne było uwzględnienie wpływu czynników zewnętrznych, takich jak rezystancja kabli mostka, niestabilność wzmocnienia wzmacniacza oraz czułość przyrządu pomiarowego, w tym na zmieniające się warunki otoczenia. Aby każdorazowo mieć pewność w odniesieniu do poprawności pomiarów w układzie wzmacniacza postanowiono zastosować dodatkowe elementy w celu wyznaczania współczynnika kalibracyjnego W_k [38]. Współczynnik ten pozwala na kompensację wymienionych czynników i w przypadku zmiany warunków pomiaru powinien być każdorazowo wyznaczany. Pozwala on utrzymać poprawność uzyskiwanych wskazań. Wartość tego współczynnika powinna być każdorazowo sprawdzana/wyznaczana przed pomiarem/serią pomiarów.

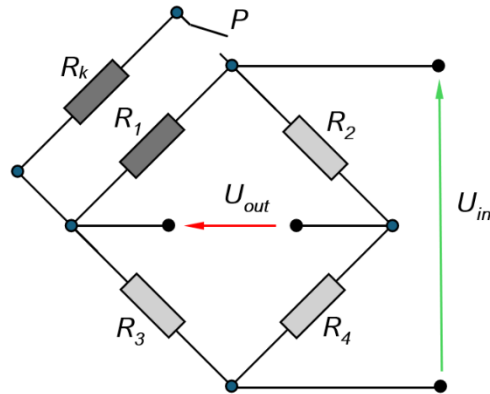
Współczynnik ten można wyrazić jako stosunek odkształcenia teoretycznego ε_t do zmierzonego ε_z :

$$W_k = \frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_z}, \quad (5.21)$$

gdzie:

- W_k – współczynnik kalibracyjny mostka tensometrycznego,
- ε_t – odkształcenie teoretyczne, $\mu\text{m}/\text{m}$,
- ε_z – odkształcenie zmierzone eksperymentalnie, $\mu\text{m}/\text{m}$.

Aby móc zastosować współczynnik kalibracyjny wyznaczono odkształcenie teoretyczne ε_t . Odkształcenie to można wyznaczyć poprzez analizę $\frac{1}{4}$ mostka Wheatstone'a, do którego w gałęzi aktywnej dodano rezystor kalibracyjny R_k . Rezystor ten wprowadza układ w stan kontrolowanego niezrównoważenia. Ten dodatkowy obwód jest bardzo dobrą i dokładną symulacją rzeczywistego obwodu tensometru. Schemat takiego układu przedstawiono na rysunku 5.12.



Rys. 5.12. Mostek Wheatstone'a z dodatkowym elementem w postaci rezystora R_k

Wprowadzając precyzyjny rezystor kalibrujący R_k równoległy do rezystora R_1 uzyskuje się połączenie równoległe R_p , które można opisać wzorem:

$$R_p = \frac{R_1 \cdot R_k}{R_1 + R_k}, \quad (5.22)$$

gdzie:

- R_p – rezystancja połączenia równoległego po wprowadzeniu rezystora kalibrującego R_k , Ω ,
- R_k – rezystancja rezystora kalibrującego, Ω .

Wprowadzając ten rezystor do mostka następuje zmiana rezystancji:

$$\Delta R_1 = R_p - R_1. \quad (5.23)$$

Wykorzystując powyższe wzory (5.22), (5.23) i podstawiając do wzoru (5.16) można wyprowadzić następujące równanie uwzględniające wpływ rezystora kalibrującego na stosunek napięć:

$$\frac{U_{out}}{U_{in}} = \frac{1}{4} \cdot \frac{\frac{R_1 \cdot R_k}{R_1 + R_k} - R_1}{R_1} = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{R_k}{R_k + R_1} - 1 \right). \quad (5.24)$$

Podstawiając w powyższym wzorze za stosunek napięcia wyjściowego do wejściowego zależność ze wzoru (5.18) i przekształcając w celu wyznaczenia odkształcenia teoretycznego ε_t uzyskuje się wzór:

$$\varepsilon_t = \frac{1}{k} \cdot \left(\frac{R_k}{R_k + R_1} - 1 \right) \cdot 10^6 \mu m/m. \quad (5.25)$$

Znając stałą tensometru k oraz rezystancję rezystora R_k oraz R_1 możliwe jest wyznaczenie odkształcenia teoretycznego ε_t .

Odkształcenie zmierzone ε_z wyznaczyć można przekształcając wzór (5.18) do postaci:

$$\varepsilon_z = \frac{4}{k} \cdot \frac{\Delta U_{out}}{U_{in}}, \quad (5.26)$$

gdzie:

ΔU_{out} – Zmiana napięcia wyjściowego z mostka, V.

Przeprowadzając pomiar eksperymentalny, w którym odczytuje się zmianę napięcia ΔU_{out} , po włączeniu w obwód rezystora kalibracyjnego R_k zgodnie z rysunkiem 5.12, znając U_{in} , k , ε_t , zgodnie ze wzorem (5.21) oraz (5.26), wyznaczyć można współczynnik kalibracyjny W_k .

W prowadzonych badaniach we wszystkich gałęziach mostka zastosowano tensometr HBM 1-LY41-0,6/120, jako rezystor kalibracyjny zastosowano rezystor precyzyjny o rezystancji wynoszącej 120 k Ω .

W celu ułatwienia pomiarów, w których z założenia stosowano jeden model tensometru, wzór na współczynnik kalibracyjny przekształcono do postaci współczynnika kalibracyjnego tensometru, zawierającego parametry niezmiennie podczas działania systemu pomiarowego:

$$W_{kt} = \frac{4}{k} \cdot \frac{W_k}{U_{in}}, \quad (5.27)$$

gdzie:

W_{kt} – współczynnika kalibracyjny uwzględniający parametry stosowanego tensometru HBM 1-LY41-0,6/120, 1/V.

Mierzone odkształcenie wyznaczano korzystając ze wzoru:

$$\varepsilon = U_{out} \cdot W_{kt}. \quad (5.28)$$

Układ pomiarowy został poddany kalibracji, której parametry oraz wyniki przedstawiono w tabeli 5.8.

Tab. 5.8. Rezultaty kalibracji układu pomiarowego

Nazwa	Symbol	Wartość	Jednostka
Odształcenie teoretyczne	ε_t	570,86	$\mu\text{m/m}$
Zmiana napięcia wyjścia ze wzmacniacza na skutek włączenia w obwód R_k	U_{out}	0,369	V
Odształcenie zmierzone eksperymentalnie	ε_z	547,28	$\mu\text{m/m}$
Współczynnik kalibracyjny	W_k	1043,08	-
Współczynnik kalibracyjny dla stosowanego tensometru	W_{kt}	1548,17	1/V

5.2.2. Walidacja układu pomiarowego

Skalibrowany układ tensometryczny poddano walidacji. W tym celu wykorzystano mostek tensometryczny firmy HBM QuantumX MX1615B oraz oprogramowanie Catman. Obiektem badań była próbka o geometrii zwężonej części zbliżonej do próbek stosowanych w badaniach gigacyklowych, którą zamocowano w uchwytach hydraulicznej maszyny wytrzymałościowej Instron 8801. Materiałem próbki była stal wysokowytrzymała 42CrMo4+QT charakteryzująca się modułem Younga $E = 203\,257\text{ MPa}$. W centralnej części próbki, w obszarze największych naprężeń, przyklejono tensometr. Na rysunku 5.13 przedstawiono geometrię próbki oraz jej widok.

Próbkę zamocowano w szczękach maszyny hydraulicznej i poddano obciążeniu sinusoidalnemu o częstotliwości 100 Hz. Zastosowano pięć różnych wartości siły, aby uzyskać pięć poziomów odkształceń. Pomiarów dokonywano za pomocą mostka referencyjnego firmy HBM oraz autorskiego układu tensometrycznego (Rys. 5.14.). Wartości obciążeń dla założonych odkształceń wyznaczono korzystając z przekształconego wzoru wynikającego z prawa Hooke’a:

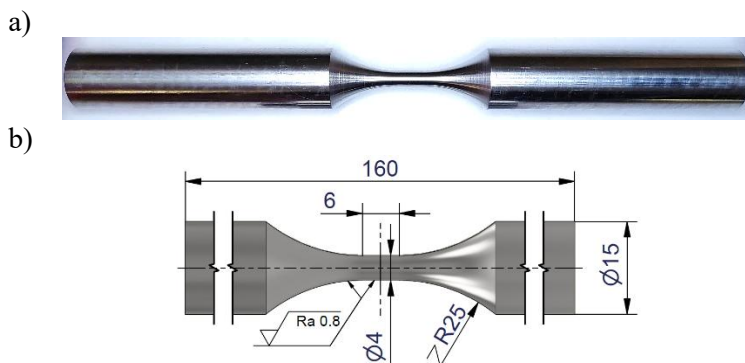
$$F = E \cdot \varepsilon \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4}. \quad (5.29)$$

Wyniki przedstawiono w postaci wartości amplitudy odkształcenia ε_{ai} wyznaczonej na podstawie następującego wzoru:

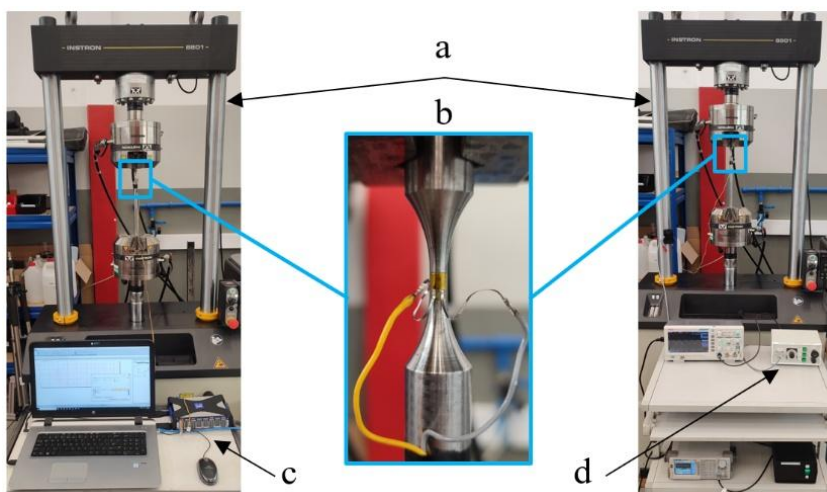
$$\varepsilon_{ai} = \frac{\varepsilon_{pp}}{2} = \frac{\varepsilon_{max} - \varepsilon_{min}}{2}, \quad (5.30)$$

gdzie:

- ε_{ai} – amplituda odkształcenia, $\mu\text{m}/\text{m}$,
- ε_{pp} – zakres odkształceń, $\mu\text{m}/\text{m}$,
- ε_{max} – odkształcenie maksymalne, $\mu\text{m}/\text{m}$,
- ε_{min} – odkształcenie minimalne, $\mu\text{m}/\text{m}$.



Rys. 5.13. Próbkę ze stali 42CrMo4+QT do badań weryfikacyjnych:
a) widok, b) geometria próbki

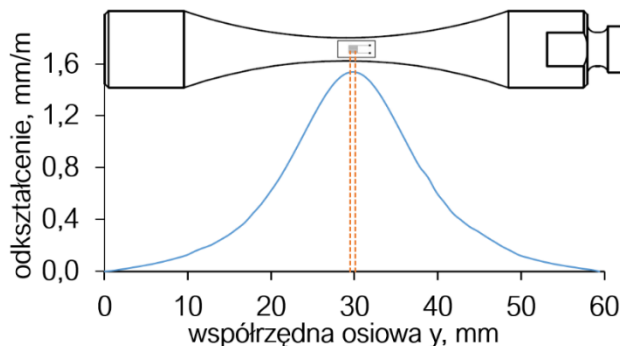


Rys. 5.14. Widok układu pomiarowego: a) maszyna wytrzymałościowa, b) próbka zamocowana w uchwytach maszyny, c) mostek tensometryczny firmy HBM, d) autorski układ tensometryczny

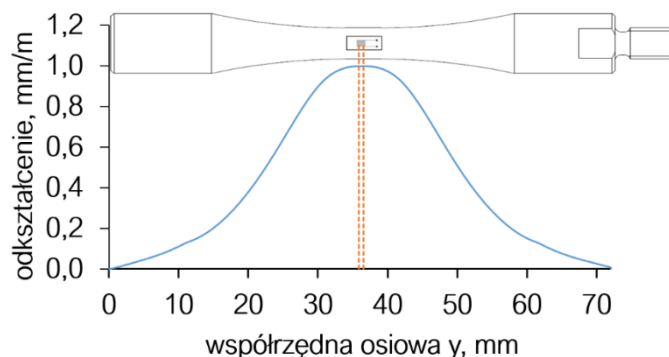
Wyniki walidacji uzyskane za pomocą zbudowanego układu tensometrycznego oraz mostka firmy HBM zestawiono w tabeli 5.9.

Wskazania mostka tensometrycznego firmy HBM oraz zbudowanego układu charakteryzowały się podobnym błędem, co pozwala stwierdzić, że układ działa poprawnie. Do badań walidacyjnych wybrano próbkę z częścią walcową, w której odkształcenie, czyli względne wydłużenie ($\Delta L/L$) powstałe na skutek obciążeń rozciągających i ściskających, co do wartości są równe na długości bazy tensometru a , natomiast w przypadku próbek o kształcie klepsydrowym należy pamiętać, że wskazania tensometru w środku próbki nie będą wskazywać maksymalnych naprężeń tylko naprężenia uśrednione na długości bazy tensometru (Rys. 5.15) [38,135]. Dlatego analizując wyniki uzyskane w MES warto jest wyznaczyć przebieg σ naprężeń na długości odpowiadającej bazie tensometru, wyznaczyć wartość maksymalną σ_a , wyliczyć średnią na długości a σ_{mt} i określić czy wartość błędu względnego mieści się w zakresie $\delta < 1\%$.

a)



b)



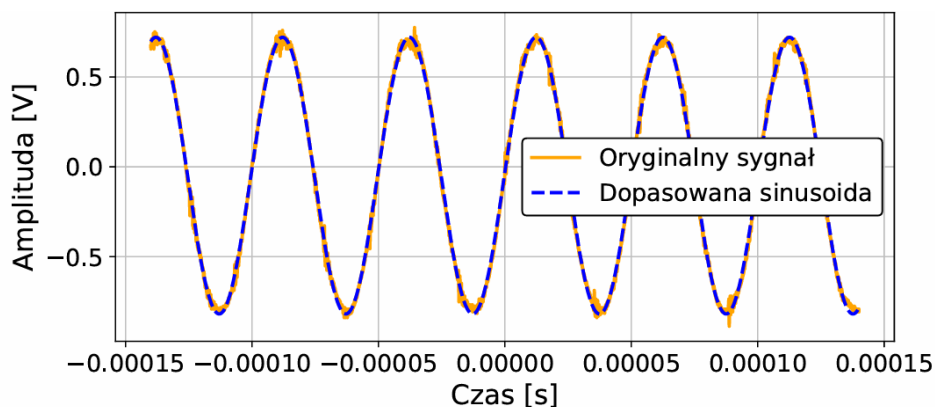
Rys. 5.15. Zależność zmian odkształcenia wzdłuż osi próbki z przewężeniem o geometrii: a) klepsydrowej, b) walcowej [135]

Tab. 5.9. Rezultaty walidacji autorskiego układu pomiarowego

Amplituda siły	Teoretyczna amplituda odkształcenia, ε	Amplituda odkształcenia – mostek HBM, ε_{ah}	Błąd względny δ	Amplituda odkształcenia – autorski układ pomiarowy, ε_{ai}	Błąd względny δ
kN	$\mu\text{m/m}$	$\mu\text{m/m}$	%	$\mu\text{m/m}$	%
1,023	400	402,23	0,56	402,56	0,64
1,278	500	495,41	0,92	500,80	0,16
2,046	800	793,25	0,84	795,26	0,59
2,557	1000	991,12	0,89	992,61	0,74
3,196	1250	1239,65	0,83	1260,64	0,85
3,835	1500	1494,22	0,39	1488,52	0,77
5,114	2000	1981,19	0,94	1978,35	1,08

5.2.3. Wyniki przykładowych badań przy częstotliwości 20 kHz

Na rysunku 5.16 przedstawiono przykładowy przebieg zarejestrowany za pomocą oscyloskopu. Przy pomiarze próbki drgającej z częstotliwością 20 kHz widoczne są zakłócenia, których nie udało się odfiltrować korzystając z filtrów oscyloskopu. Utrudniają one bezpośrednie wyznaczenie maksymalnych i minimalnych wartości napięcia. Z tego względu, w celu jednoznacznego określenia parametrów przebiegu dla wielu zarejestrowanych prób, opracowano program w języku Python, który automatyzuje analizę sygnału.



Rys. 5.16. Wykres przebiegu przykładowego sygnału uzyskanego podczas pomiaru i jego aproksymacji sinusoidalnej

W ramach programu w pierwszym kroku zastosowano szybką transformatę Fouriera (FFT), aby przejść z dziedziny czasu do dziedziny częstotliwości i wskazać dominującą składową okresową sygnału. W praktyce oznaczało to określenie częstotliwości drgań badanej próbki. Następnie, korzystając z uzyskanej informacji o częstotliwości, dokonano dopasowania sygnału do funkcji sinusoidalnej za pomocą algorytmu najmniejszych kwadratów (*curve_fit* z biblioteki *SciPy*).

Przyjętym modelem była funkcja:

$$y(t) = A_s \cdot \sin(2\pi f_s t + \varphi) + C_0, \quad (5.31)$$

gdzie:

- $y(t)$ – wartość sygnału w chwili t ,
- A_s – amplituda sygnału, V,
- f_s – częstotliwość sygnału, Hz,
- φ – faza początkowa, rad,
- C_0 – składowa stała (offset/balance), V.

Jako wartości początkowe podano: amplitudę oszacowaną ze zmienności sygnału (odchylenie standardowe), częstotliwość wyznaczoną z FFT (średnią wartość sygnału jako przesunięcie oraz fazę początkową równą zero). Dzięki temu dopasowanie było stabilne i pozwalało przeprowadzić parametryzację sygnału pomimo obecności zakłóceń.

Dopiero na podstawie wyznaczonych parametrów dopasowanego przebiegu sinusoidalnego możliwe było wyznaczenie wielkości fizycznych opisujących badane drgania, takich jak amplituda odkształcenia czy częstotliwość.

5.3. Analiza MES próbek do badań zmęczeniowych oraz weryfikacja naprężeń w próbce

W celu realizacji badań prowadzonych z zastosowaniem ultradźwiękowego systemu do badań zmęczeniowych należało opracować odpowiednią geometrię próbki o parametrach spełniających określone wymagania. Geometria ta została wyznaczona numerycznie jako funkcja fizycznych i mechanicznych właściwości badanego materiału.

Zgodnie z procedurą przedstawioną na schemacie 4.2 analiza numeryczna składa się z kilku kroków i jest powiązana bezpośrednio z weryfikacją tensometryczną naprężeń w próbce, której metodologia oraz wyniki zostaną również przedstawione w tym rozdziale.

5.3.1. Metodyka analizy numerycznej

W początkowym etapie zdefiniowano kształt próbki, który w dalszych etapach podlegał zmianom w celu uzyskania założonych parametrów.

Analizę numeryczną przeprowadzono z wykorzystaniem metody elementów skończonych (MES) korzystając z oprogramowania ABAQUS. Model próbki został uproszczony poprzez pominięcie części gwintowanej. Na podstawie własnych doświadczeń oraz serii przeprowadzonych analiz określono, że nie ma ona wpływu na wyniki obliczeń, natomiast jej pominięcie upraszcza i przyspiesza proces dyskretyzacji oraz końcowe obliczenia.

Dla materiału zdefiniowano liniowo-sprężysty model materiałowy opierając się na wyznaczonych wartościach modułu Younga, liczbie Poissona oraz gęstości.

Zastosowano analizę 3D, co wynikało z konieczności uwzględnienia rzeczywistych warunków geometrycznych i naprężeniowych, których nie można wiernie odwzorować w analizie 2D. W szczególności przez konieczność zamodelowania wycięć na klucz, które powodują nieosiowo symetryczny rozkład naprężeń, co wymaga przestrzennego opisu pola naprężenia.

Przestrzenny model próbki poddano dyskretyzacji stosując 20-węzłowe elementy skończone typu C3D20R, które dzięki funkcjom kształtu drugiego rzędu umożliwiają dokładniejsze odwzorowanie zakrzywionej geometrii oraz lokalnych gradientów naprężeń. Wielkość elementów dobrano na podstawie wymiarów geometrycznych próbki oraz spodziewanego rozkładu naprężeń. W obszarze przewężenia, gdzie występuje koncentracja naprężeń, zastosowano elementy o rozmiarze 0,05 mm, co umożliwiło precyzyjne odwzorowanie lokalnych zjawisk mechanicznych. Poza tą strefą zastosowano elementy o stopniowo większych rozmiarach dochodzących maksymalnie do 0,8 mm. Dodatkowo przeprowadzono analizę wrażliwości na siatkę, która wykazała, że dalsze jej zagęszczenie nie wpływa istotnie na otrzymane wyniki, a znacząco wydłuża czas analizy.

W celu wyznaczenia częstotliwości rezonansowych zastosowano analizę modalną, na podstawie której określono kilka postaci drgań własnych. Spośród nich zidentyfikowano pierwszą postać drgań własnych wzdłużnych (osiowe rozciąganie-ściskanie), w której występuje jeden węzeł drgań w środku długości próbki. Geometrię próbki zmieniano tak, aby częstotliwość ta mieściła się w zakresie $20 \pm 0,5$ kHz.

W dalszej kolejności przeprowadzono analizę harmoniczną w stanie ustalonym. Analizę tę prowadzono dla wcześniej wyznaczonej częstotliwości rezonansowej. Dla próbki ograniczono wartość swobodnego przemieszczenia się jej końca od strony mocowania. Wartość ta wynosiła 10 μm i odpowiadała amplitudzie przemieszczenia zadawanej próbce przez układ ultradźwiękowy w miejscu jej zamocowania, a ze względu na położenie czujnika amplitudzie przemieszczenia równej A . Na rysunku 5.17 przedstawiono graficzne odwzorowanie opisanych warunków brzegowych dla próbki.

Na podstawie przeprowadzonych analiz wyznaczono amplitudę naprężenia σ_a odpowiadającą największym naprężeniom wzdłużnym występującym w węźle drgań. Jako amplitudę naprężenia przyjęto zadaną amplitudę przemieszczenia $A = 0,010$ mm. Wyznaczone wartości podstawiono do wzoru (2.1) uzyskując parametr k_σ .

Na podstawie uzyskanej zależności określono, czy umożliwia ona badania w zakresie:

- proporcjonalnym badanego materiału: $\sigma_{a,max} \leq R_H$,
- amplitud przemieszczeń możliwych do uzyskania przez maszynę A_u ,
 $A_{u,min} < A_{min} \wedge A_{max} < A_{u,max}$
- amplitud naprężeń $\sigma_a \in [\sigma_{a,min}, \sigma_{a,max}]$ planowanych do uzyskania w badaniach zmęczeniowych.

Ponieważ w punkcie 4.1.2 przyjęto, że $\sigma_{a,max} = R_H$, weryfikację wszystkich powyższych kryteriów przeprowadzono, sprawdzając, czy wyznaczona wartość k_σ mieści się w przedziale:

$$k_\sigma \in [k_{\sigma,min}, k_{\sigma,max}]. \quad (5.32)$$

Wartości graniczne $k_{\sigma,min}$ i $k_{\sigma,max}$ wyznaczono na podstawie wzoru (2.1) otrzymując:

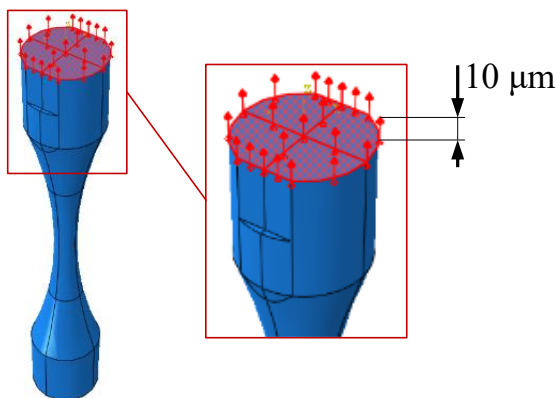
$$k_{\sigma,max} = \frac{\sigma_{a,min}}{A_{u,min}}, \quad (5.33)$$

$$k_{\sigma,min} = \frac{\sigma_{a,max}}{A_{u,max}}. \quad (5.34)$$

Geometrię próbki modyfikowano aż do momentu spełnienia warunku (5.32). Wartości parametrów niezbędnych do analizy numerycznej zestawiono zbiorczo w tabeli 5.10.

Tab. 5.10. Parametry wykorzystane w analizie MES

Parametr	Wynik
Dane materiałowe	
E , MPa	201710
ν	0,274
δ , kg/ m ³	7820
R_H , MPa	370,01
Dane eksperymentalne	
f , Hz	$20 \pm 0,5$ kHz
$A_{u,min}$, mm	0,006
$A_{u,max}$, mm	0,024
$\sigma_{a,min}$, MPa	185,01
$\sigma_{a,max}$, MPa	370,01
$k_{\sigma,max}$, MPa/mm	30834
$k_{\sigma,min}$, MPa/mm	15417



Rys. 5.17. Warunki brzegowe analizy harmoniczej w stanie ustalonym

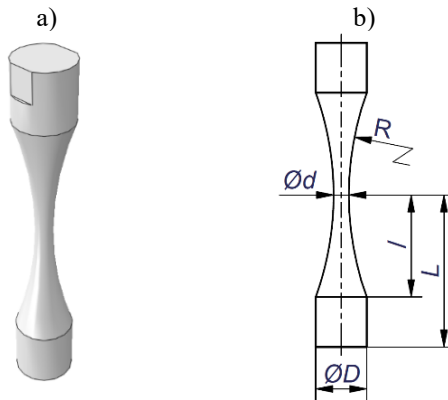
5.3.2. Projekt próbki

W ramach opracowywania geometrii próbki dążono do uzyskania kształtu klepsydrowego (*hourglass*) wzorując się na rozwiązaniach przedstawionych w pracach [59,133,156]. Kształt ten przyjęto jako wzorcowy, mimo że w literaturze wskazuje się, iż niewielka średnica i mała objętość krytyczna sprzyjają silniejszemu ujawnianiu się efektu skali w porównaniu z próbkami o większych wymiarach poprzecznych lub geometrii np. typu *dog-bone*. Wybór tego typu geometrii uzasadniono dostępnością wyników badań zmęczeniowych przeprowadzonych dla badanego materiału przy zastosowaniu tego właśnie kształtu o podobnej objętości krytycznej, co pozwala na bezpośrednie porównanie uzyskanych rezultatów z danymi literaturowymi. Dodatkowo kształt ten jest powszechnie stosowany w badaniach, a także rekomendowany przez normy branżowe i producentów systemów do testów ultradźwiękowych [177–179]. Co istotne, w realizowanym programie badawczym, ze względu na jego charakter i założone cele, stosunkowo niewielka objętość krytyczna, a tym samym potencjalnie większa trwałość nie powinna wpływać na końcowe wyniki i sformułowane wnioski.

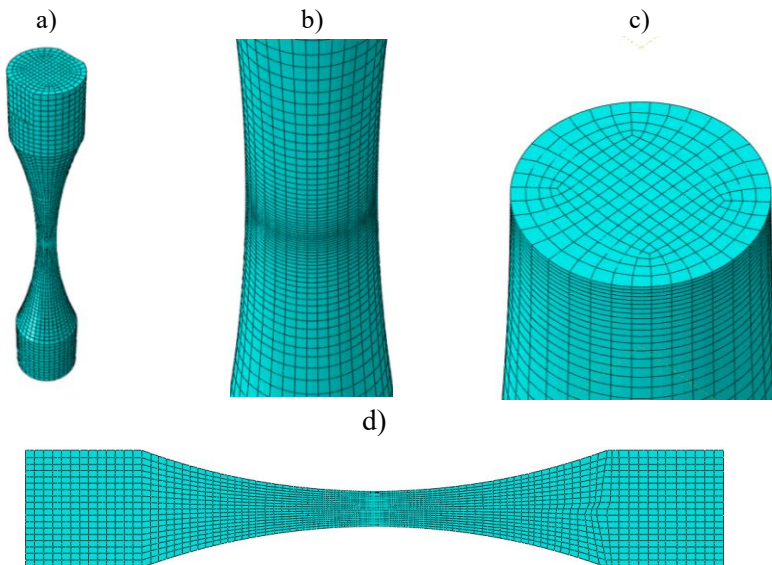
Parametry przewężenia przyjęto zgodnie z wartościami podanymi w cytowanej literaturze. Promień części przewężonej przyjęto jako $R = 58,89 \text{ mm}$, natomiast średnicę w miejscu przewężenia $d = 3 \text{ mm}$. W analizie zmieniano jedynie wartości wymiarów l , L , D tak, aby spełnić podane wcześniej kryteria.

Widok wstępnej geometrii próbki wraz z oznaczeniami poszczególnych wymiarów przedstawiono na rysunku 5.18.

Na rysunku 5.19 zaprezentowano dyskretyzację modelu geometrii próbki. Na nim pokazano również fragmenty z powiększoną częścią przewężoną, przekrój w miejscu węzła drgań, przekrój wzdłuż próbki oraz wartości opisujące liczbę węzłów oraz elementów wykorzystanych do opracowanej końcowej wersji geometrii.



Rys. 5.18. Wstępny model próbki: a) widok, b) geometria



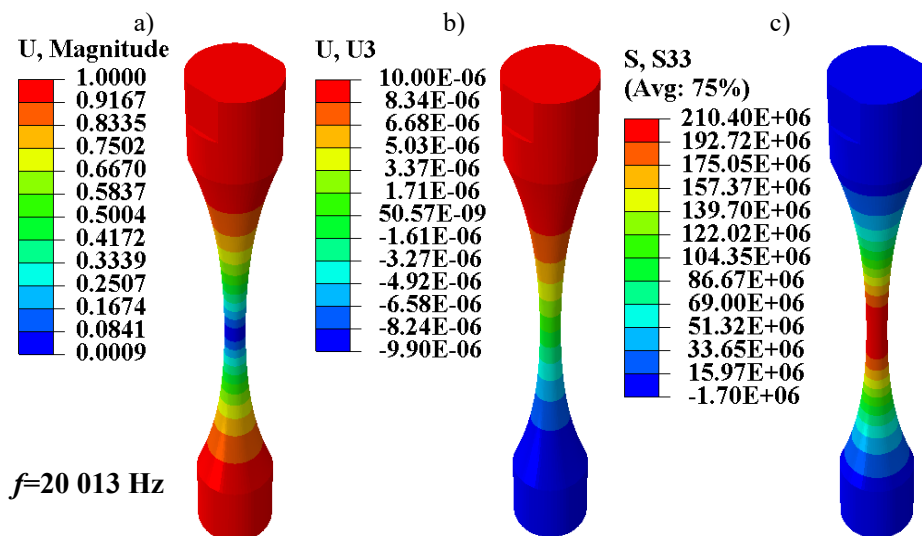
Liczba węzłów: 125089
Liczba elementów: 29260

Rys. 5.19. Widoki: a) model dyskretnego, b) środkowa część przewężenia, c) przekroju w środku przewężenia, d) przekroju wzdłuż osi próbki

Wszystkie ustanowione kryteria zostały spełnione dla wymiarów $l=20\text{ mm}$, $D=10\text{ mm}$ oraz $L=30\text{ mm}$.

Wyniki analizy modalnej oraz analizy harmonicznej w stanie ustalonym przedstawiono na rysunku 5.20. Na rysunku 5.20a przedstawiono mapę barwną z widoczną względną amplitudą przemieszczeń (znormalizowaną) dla wyznaczonej postaci drgań własnych, w tym widoczny obszar największej i najmniejszej deformacji dynamicznej. Przedstawiona postać odpowiada pierwszej częstotliwości drgań własnych wzdłużnych, wynoszącej $f=20\,013\text{ Hz}$.

Na rysunku 5.20b przedstawiono mapę przemieszczeń na powierzchni dla kierunku zgodnego z osią próbki a rysunek 5.20c rozkład naprężeń wzdluznych na jej powierzchni.



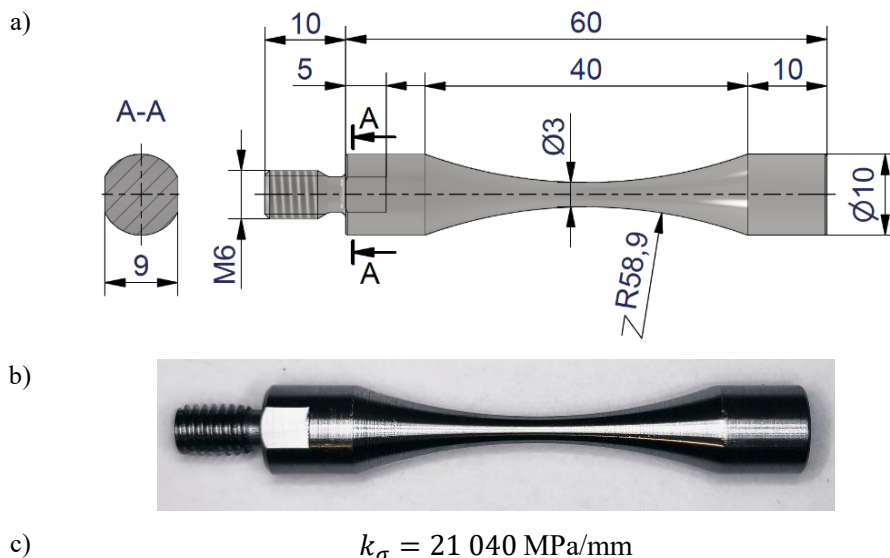
Rys. 5.20. Wyniki obliczeń numerycznych: a) analiza modalna – mapa przemieszczeń znormalizowanych dla pierwszej postaci drgań wzdluznych, b) analiza harmoniczna – mapa przemieszczeń (w metrach), c) analiza harmoniczna – rozkład naprężeń wzdluznych (w Paskalach) na powierzchni próbki.

W ramach analizy zauważono, że wartość maksymalnego przemieszczenia przeciwnych końców nie jest taka sama. Różnica ta wynika z niesymetrycznej geometrii względem środka próbki spowodowanej koniecznością wykonania podcięcia w części mocowanej poprzez wkręcenie do falowodu stosu ultradźwiękowego. Wiedząc o tej różnicy do dalszych analiz przyjęto wartość przemieszczenia z końca próbki, którego drgania będą odczytywane przez czujnik przemieszczenia, czyli końca mocowanego do falowodu. Zgodnie z procedurą na podstawie analizy wyznaczono największe naprężenia wzdluzne σ_w występujące w obrębie węzła drgań i przyjęto, że $\sigma_a = 210,40\text{ MPa}$.

W rozdziale 2.2.1 przedstawiono wzory analityczne dla próbek typu *hourglass*, na podstawie których obliczono maksymalne naprężenie występujące w próbce wynoszące $198,68\text{ MPa}$. Względem wyniku z MES stanowi to różnicę $11,72\text{ MPa}$, co daje około $5,57\%$ błędu. Ta kilku procentowa rozbieżność może wynikać z uwzględnienia w obliczeniach numerycznych lokalnych efektów geometrycznych, warunków brzegowych oraz dyskretyzacji siatki elementów skończonych, które nie są wprost odwzorowane w modelu analitycznym [2].

Do obliczenia współczynnika k_σ przyjęto wyznaczoną wartość naprężenia $\sigma_a = 210,40\text{ MPa}$ oraz maksymalną amplitudę drgań $A = 0,01\text{ mm}$.

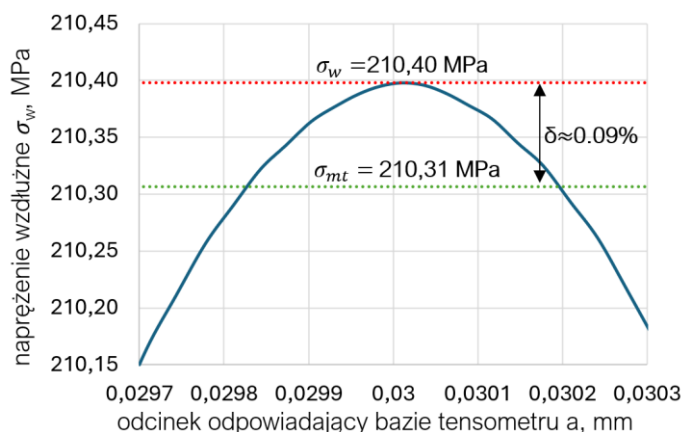
Na rysunku 5.21 przedstawiono geometrię próbki przyjętą do badań, jej widok oraz wartość wyznaczonego współczynnika k_σ . Próbkę wykonano metodą obróbki skrawaniem z zachowaniem możliwie najwyższej precyzji wykonania. Próbkę w części przewężenia wypolerowano w kierunku zgodnym z kierunkiem obciążania (wzdłuż osi).



Rys. 5.21. Wyznaczona na podstawie MES: a) geometria próbki, b) widok próbki, c) wartość współczynnika k_σ

Analizie poddano również obszar odpowiadający miejscu naklejenia tensometru o wybranej długości bazy wynoszącej $a = 0,6 \text{ mm}$. Wyznaczono rozkład naprężeń na tej długości. Wyniki przedstawiono na rysunku 5.22.

W celu oceny potrzeby późniejszego uwzględniania efektu uśredniania naprężeń obliczono spodziewany błąd względny wynikający z charakteru działania tensometru. Średnia wartość naprężenia na powierzchni próbki, na odcinku odpowiadającym długości bazy tensometru, zgodnie z obliczeniami wynosiła $\sigma_{mt} = 210,31 \text{ MPa}$. Błąd względny pomiędzy wartością maksymalną a uśrednioną wyniósł $\delta \approx 0,09 \%$, co oznacza praktycznie pomijalną różnicę. Przeprowadzono również analizy dla przypadków o znacznie większych amplitudach naprężenia, w których wartości naprężeń osiągały wyższe poziomy. Także w tych wariantach obciążenia błąd uśrednienia na długości bazy wybranego tensometru okazał się być nieznaczny. W dalszych badaniach aspekt ten nie był zatem uwzględniany. W ramach tej analizy zauważono, że maksymalna wartość naprężeń nie występuje dokładnie w geometrycznym środku próbki, lecz jest przesunięta o około $0,01 \text{ mm}$ w kierunku jej górnej części, co najprawdopodobniej wynika z odmiennego kształtu końców próbki (wpływ wycięcia na klucz).

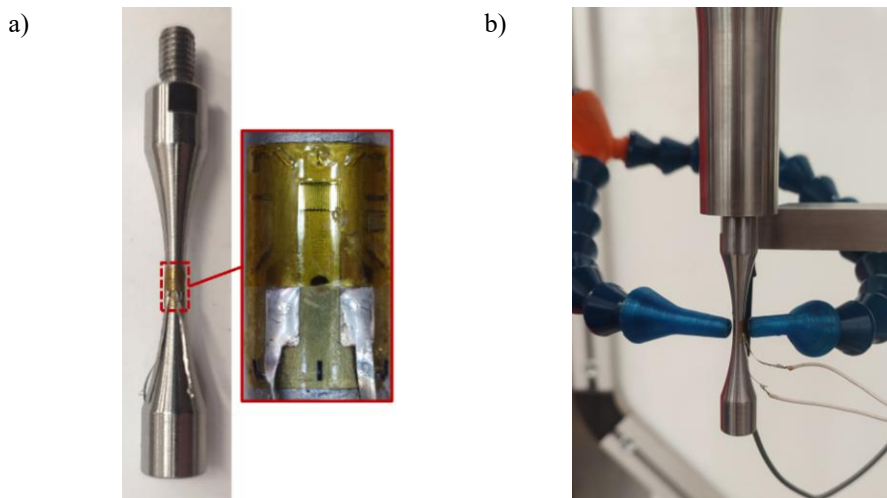


Rys. 5.22. Rozkład naprężeń wzdłużnych na odcinku odpowiadającym długości bazy a tensometru

5.3.3. Metodyka weryfikacji naprężeń w próbce

Za pomocą zbudowanego układu pomiarowego określono naprężenia w miejscu ich koncentracji poprzez pomiar odkształceń na długości bazy pomiarowej tensometru. Na powierzchnię próbki naklejono przyjęty wcześniej w pracy model tensometru. Powierzchnie próbek odtłuszczone za pomocą alkoholu izopropylowego. Tensometr naklejono pozycjonując go w taki sposób, aby środek bazy pomiarowej był zgodny ze środkiem części przewężonej próbki (węzłem drgań). W tym celu proces wykonywany był przy pomocy mikroskopu warsztatowego, aby uzyskać możliwie największą precyzję. Do klejenia użyto kleju cyjanoakrylowego CN firmy TML. Po zakończeniu procesu klejenia i wyschnięciu kleju do tensometru przylutowano nóżki w postaci miedzianych tasiemek (druty wykazywały się niższą trwałością). Widok próbki przygotowanej do badań weryfikacyjnych przedstawiono na rysunku 5.23.

Weryfikację przeprowadzono dwukrotnie dla możliwie dużej liczby poziomów amplitudy naprężeń: pierwszy raz w celu określenia wartości naprężeń zastosowanych do kalibracji modelu numerycznego, drugi w celu weryfikacji efektu kalibracji. Obciążenie zadawano przez możliwie krótki czas aż do pełnej rejestracji przebiegu tak, aby zmniejszyć wpływ nagrzewania i prawdopodobieństwo uszkodzenia się zarówno próbki, jak i tensometru. W trakcie pierwszej serii mierzono odkształcenie uzyskane przy amplitudzie odpowiadającej przemieszczeniu zadanemu w modelu numerycznym oraz kolejnym siedmiu większym przemieszczeniom odpowiadającym wzrostowi naprężenia z krokiem 10 MPa. Kończącą weryfikację prowadzono dla możliwie dużej liczby poziomów z tym samym krokiem. Pomiary prowadzono od najmniejszej amplitudy przemieszczenia A systematycznie ją zwiększając tak, aby w przypadku uszkodzenia próbki lub tensometru uzyskać jak najwięcej wyników. Wartości zmierzone odkształcenia ε_{ai} przeliczono korzystając z wyznaczonego modułu sprężystości podłużnej E na wartości naprężenia σ_{ai} .



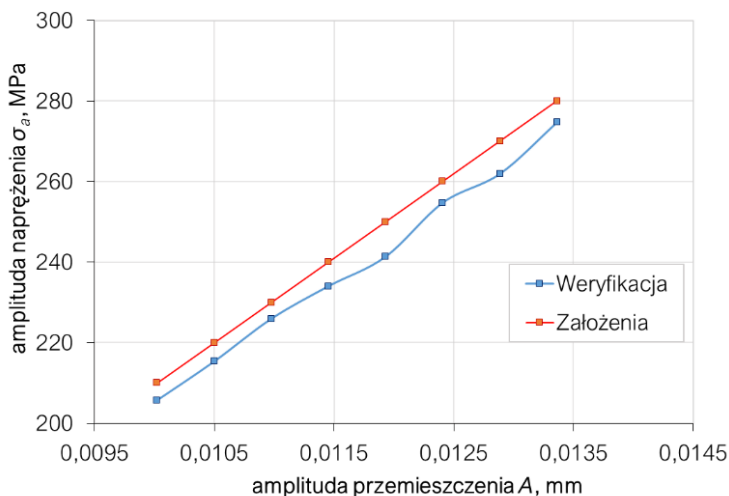
Rys. 5.23. Widok próbki: a) z naklejonym tensometrem b) w trakcie badania

5.3.4. Wyniki badań weryfikacyjnych

W tabeli 5.11 zaprezentowano wyniki pomiarów uzyskanych w trakcie weryfikacji tensometrycznej oraz wartości amplitudy naprężenia wyznaczone przy zastosowaniu współczynnika k_σ . Dla analizowanych poziomów obciążenia wartości błędu względnego utrzymywały się na zbliżonym poziomie. Średnia wartość błędu wynosiła 2,34 %. Obliczone odchylenie standardowe błędu względnego wyniosło 0,59. Niewielkie zróżnicowanie błędu oraz brak wyraźnego trendu zmian wskazują, że nie zależy on od poziomu obciążenia, co przedstawiono na wykresie widocznym na rysunku 5.24.

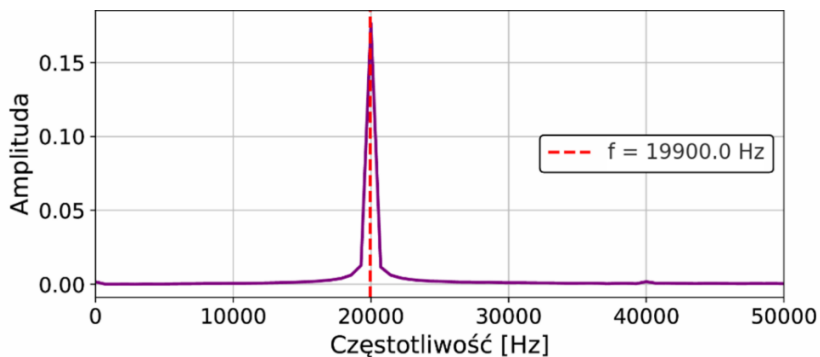
Tab. 5.11. Wyniki weryfikacji naprężeń w próbce ($k_\sigma = 21\ 040\ \text{MPa/mm}$)

Zadana amplituda przemieszczenia A	Zadana amplituda naprężenia σ_a	Zmierzona amplituda odkształcenia ε_{ai}	Wyznaczona amplituda naprężenia σ_{ai}	Błąd względny δ
mm	MPa	$\mu\text{m/m}$	MPa	%
0,0100	210	1019,81	205,71	2,04
0,0105	220	1067,67	215,36	2,11
0,0110	230	1120,16	225,95	1,76
0,0115	240	1160,30	234,04	2,48
0,0119	250	1196,64	241,37	3,45
0,0124	260	1263,02	254,76	2,01
0,0129	270	1298,52	261,93	2,99
0,0134	280	1361,93	274,72	1,89



Rys. 5.24. Zestawienie wartości spodziewanych amplitud naprężenia przy $k_\sigma = 21\,040$ MPa/mm z wyznaczonymi za pomocą pomiarów tensometrycznych

Zarejestrowane przebiegi tensometryczne poddano analizie Fouriera (FFT), a wynik w postaci przykładowego widma przedstawiono na rysunku 5.25. Na widmie amplitudowym oznaczono częstotliwość dominującą sygnału, odpowiadającą największej wartości widma. Częstotliwość ta została zaznaczona czerwoną linią przerywaną. Pokrywała się ona z częstotliwością wyświetlaną w module sterującym maszyny, wyznaczaną na podstawie odczytów czujnika przemieszczenia. Na jej podstawie stwierdzono każdorazowo spadek częstotliwości drgań układu o około 113 Hz względem wartości wyznaczonych w analizie MES. Zjawisko to powiązano z wpływem tłumienia w próbce, które oprócz redukcji wartości naprężeń może również powodować przesunięcie częstotliwości rezonansowej.

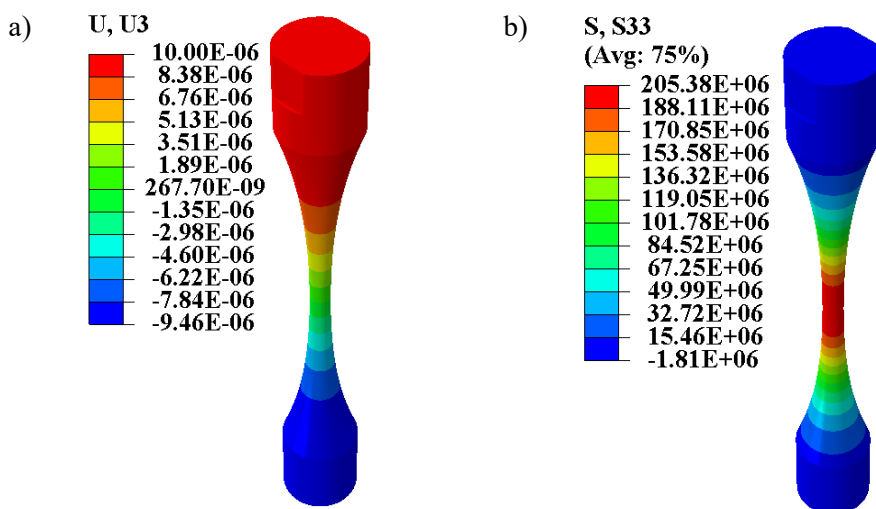


Rys. 5.25. Transformata Fouriera przykładowego sygnału – widmo amplitudowe z zaznaczoną częstotliwością dominującą

Pomimo występowania niewielkich różnic pomiędzy wynikami pomiarów tensometrycznych a wartościami spodziewanymi, korzystając z informacji zawartych w rozdziale 2.2.2.3, postanowiono skalibrować model numeryczny stosując w nim model tłumienia Rayleigh'a. Następnie sprawdzono, czy analizy z uwzględnionym tłumieniem pozwolą uzyskać nową wartość współczynnika k_σ , która w większym stopniu będzie zgodna z wynikami uzyskanymi eksperymentalnie i pozwoli dokładniej wyznaczać naprężenia w próbce.

5.3.5. Kalibracja modelu numerycznego z zastosowaniem modelu tłumienia Rayleigh'a

W celu przeprowadzenia analizy z wykorzystaniem modelu tłumienia Rayleigh'a konieczne było określenie współczynnika sztywnościowego β . Jego wartość obliczono na podstawie wzoru (2.22). Współczynnik masowy przyjęto jako $\alpha = 0,01$ 1/s, a częstotliwość $f = 20\,013$ Hz oraz $f_n = 19\,900$ Hz. W rezultacie uzyskano $\beta = 1,26 \cdot 10^{-6}$ s. Dla takich parametrów wartość tłumienia modalnego wynosi $\xi = 0,11$. Korzystając z przyjętych wartości parametrów umożliwiających uwzględnienie tłumienia w modelu przeprowadzono ponownie analizy numeryczne MES. Analizę modalną przeprowadzono w module umożliwiającym uwzględnienie tłumienia. Dla pierwszej postaci drgań własnych uzyskano zgodnie z obliczeniami analitycznymi $f = 19\,900$ Hz. Analizę harmoniczną w stanie ustalonym przeprowadzono w celu określania jak przyjęte parametry tłumienia wpływają na naprężenia oraz amplitudę drgań wybranej geometrii próbki. Wyniki analizy zaprezentowano na rysunku 5.26.



Rys. 5.26. Wyniki analizy harmonicznego stanu ustalonego z uwzględnieniem tłumienia w postaci: a) mapy przemieszczeń (w metrach) w osi zgodnej z osią próbki, b) rozkładu naprężeń zredukowanych według hipotezy von Misesa na powierzchni próbki (w Pascalach)

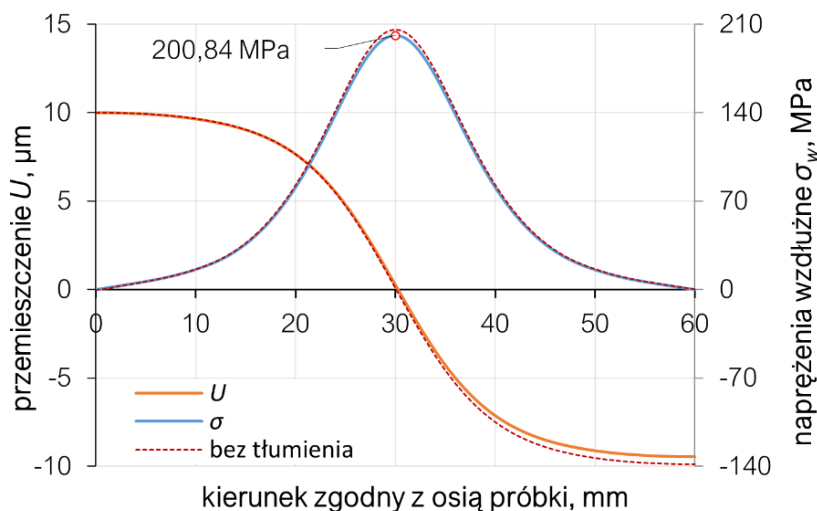
Na podstawie przedstawionych rozkładów otrzymanych z analizy MES zauważyć można, że zarówno zmniejszenie się amplitudy drgań, jak i spadek wartości naprężeń wzdłużnych na powierzchni próbki wynika z uwzględnienia tłumienia. Amplituda naprężenia spadła o 2,39 %, co pokrywa się z błędem uzyskanym podczas weryfikacji tensometrycznej.

W ramach dalszej analizy przedstawiono rozkłady przemieszczeń oraz naprężeń wzdłużnych σ_w i zaprezentowano je na rysunku 5.27. Dodano również linie kreskowe przedstawiające rozkłady przed uwzględnieniem w modelu tłumienia.

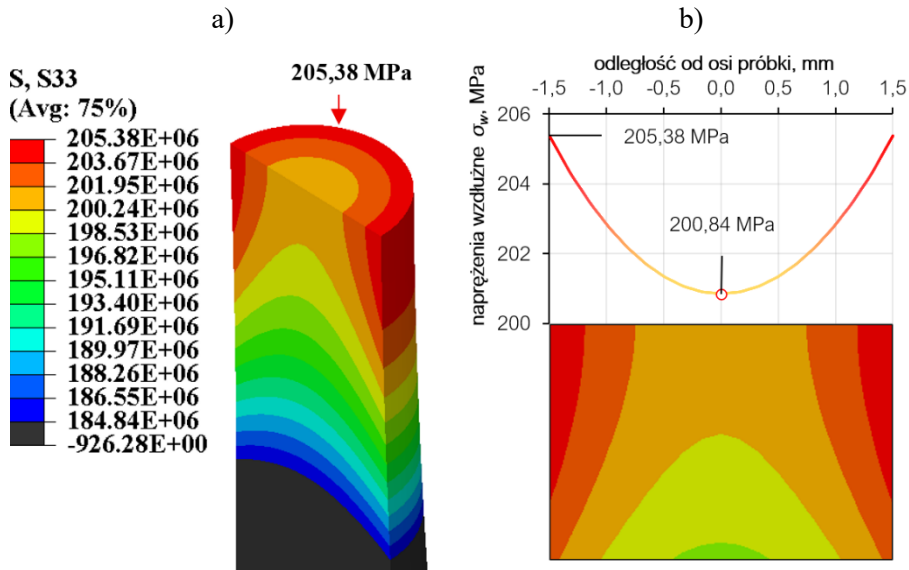
Na podstawie rozkładów naprężeń zaobserwowano różnice w wartości maksymalnej względem tej widocznej na powierzchni próbki na rysunku 5.26. W celu jej weryfikacji postanowiono przeanalizować rozkład naprężeń wyodrębnionego fragmentu 1/4 części modelu dyskretnego. Na rysunku 5.26a przedstawiono mapę rozkładu naprężeń, które zawężono do zakresu od $0,9 \cdot \sigma_a$ do σ_a . Wskazano miejsca występowania maksymalnych wartości naprężenia. Na rysunku 5.26b zaprezentowano rozkład naprężeń w najmniejszym przekroju próbki.

Jak można zauważyć w analizowanym przekroju stwierdzono występowanie gradientu naprężeń. Wartość maksymalnego naprężenia w pobliżu powierzchni wynosiła 205,38 MPa, natomiast w centrum przekroju 200,84 MPa, co odpowiada względnej różnicy na poziomie 2,21%. Taki rozkład naprężeń wynika bezpośrednio z geometrii próbki i obecności karbu geometrycznego, co jest zgodne z obserwacjami literaturowymi dotyczącymi próbek *hourglass* przedstawionymi w rozdziale 2.2.2.2.

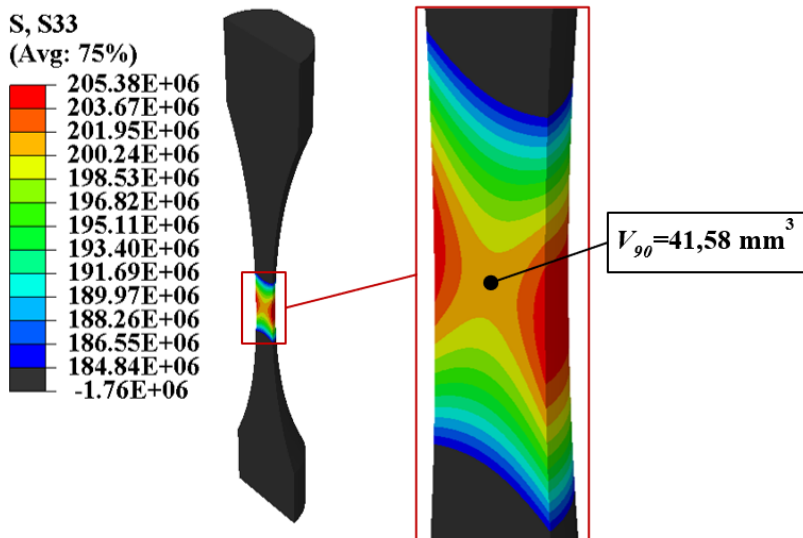
W ramach analizy numerycznej wyznaczono również objętość krytyczną V_{90} , w której statystycznie pęknięcie powinno inicjować. Na rysunku 5.29 przedstawiono obszar, który obejmuje objętość krytyczną dla analizowanej próbki. Po jego wyodrębnieniu obliczono, że $V_{90} = 41,58 \text{ mm}^3$ nie różni się znacząco od innych próbek o tym kształcie.



Rys. 5.27. Rozkład naprężeń oraz przemieszczeń wzdłuż osi próbki



Rys. 5.28. Wyniki analizy harmonicznej w postaci: a) rozkładu naprężenia zredukowanego w płaszczyźnie węzła drgań (górna powierzchnia) ze wskazanym miejscem spiętrzenia naprężenia, b) wykres rozkładu naprężenia w kierunku promieniowym



Rys. 5.29. Objętość krytyczna próbki przyjętej do badań

Ponownie wyznaczono współczynnik k_σ , uwzględniając tym razem naprężenie uzyskane dla modelu z tłumieniem. Do obliczeń przyjęto największą wartość naprężenia wzdłużnego w przewężeniu próbki odpowiadającą amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 205,38$ MPa. W rezultacie uzyskano $k_\sigma = 20\,538$ MPa/mm.

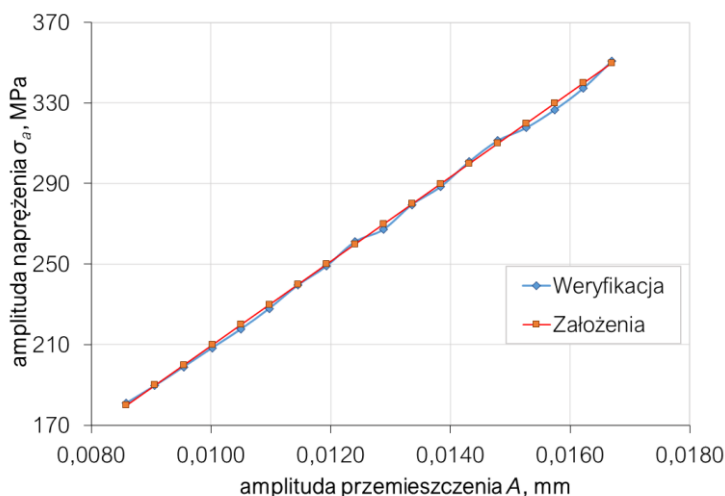
Wyznaczoną wartość zastosowano następnie do obliczeń zadanej amplitudy naprężenia podczas ponownej weryfikacji tensometrycznej.

5.3.6. Weryfikacja skorygowanego modelu MES

Wyniki weryfikacji naprężeń w próbce przeprowadzone z zastosowaniem opracowanego układu pomiarowego dla wielu poziomów amplitudy naprężenia przedstawiono w tabeli 5.12. Wizualizację wartości z tabeli przedstawiono w postaci wykresu na rysunku 5.30.

Tab. 5.12. Wyniki weryfikacji naprężeń w próbce ($k_\sigma=20\,538\text{ MPa/mm}$)

Zadana amplituda przemieszczenia A	Zadana amplituda naprężenia σ_a	Zmierzona amplituda odkształcenia ε_{ai}	Wyznaczona amplituda naprężenia σ_{ai}	Błąd względny δ
mm	MPa	$\mu\text{m/m}$	MPa	%
0,0086	180	897,17	180,97	-0,56
0,0091	190	940,22	189,65	0,16
0,0095	200	986,21	198,93	0,51
0,0100	210	1032,96	208,36	0,76
0,0105	220	1078,89	217,62	1,06
0,0110	230	1129,82	227,90	0,89
0,0115	240	1187,25	239,48	0,19
0,0119	250	1234,07	248,92	0,41
0,0124	260	1294,20	261,05	-0,43
0,0129	270	1324,69	267,20	1,01
0,0134	280	1385,85	279,54	0,14
0,0138	290	1429,79	288,40	0,53
0,0143	300	1491,33	300,82	-0,30
0,0148	310	1543,11	311,26	-0,43
0,0153	320	1575,10	317,71	0,69
0,0157	330	1619,52	326,67	0,98
0,0162	340	1672,45	337,35	0,76
0,0167	350	1739,58	350,89	-0,28
0,0172	360	Próbka uległa uszkodzeniu		



Rys. 5.30. Zestawienie wartości spodziewanych amplitud naprężenia przy $k_\sigma=20\ 461\ \text{MPa/mm}$ z wyznaczonymi za pomocą pomiarów tensometrycznych

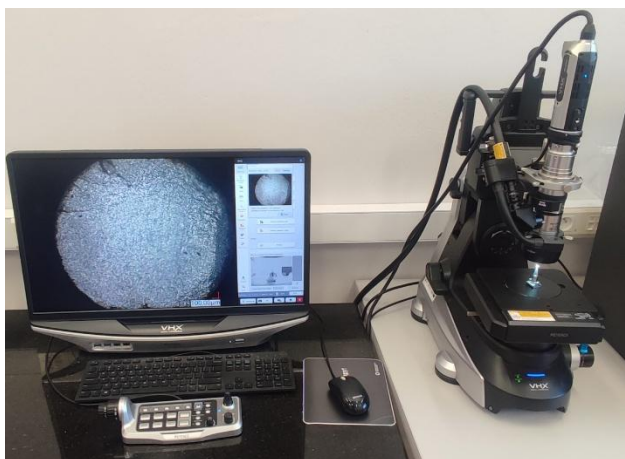
Uzyskane wyniki badań weryfikacyjnych oscylują w zakresie błędu względnego $\delta \approx \pm 1\ \%$, co ze względu na charakter badań prowadzonych przy obciążeniu o częstotliwości 20 kHz należy uznać za wynik zadowalający. Przeprowadzone analizy numeryczne oraz badania weryfikacyjne pokazują, że realizacja badań zmęczeniowych przy częstotliwości ultradźwiękowej obciążenia jest procesem niezwykle złożonym, przede wszystkim ze względu na konieczność jednoczesnego uwzględnienia wpływu wysokiej częstotliwości drgań, lokalnych efektów geometrycznych oraz ich oddziaływania na zachowanie materiału. Czynniki te wymagają od badacza szczególnej ostrożności i dbałości o detale.

5.4. Metodyka badań fraktograficznych

Badania fraktograficzne przeprowadzono w szerokim zakresie powiększeń w celu nieniszczącej identyfikacji kluczowych cech morfologicznych pęknięć zmęczeniowych oraz ich korelacji z parametrami obciążenia. Ocenie poddano wybrane próbki badane w warunkach stałoamplitudowego oraz zmiennaamplitudowego obciążenia zmęczeniowego. Analizowano powierzchnie pęknięć w stanie niezmienionym w celu zachowania oryginalnej topografii.

Analizę przełomów przeprowadzono przy zastosowaniu cyfrowego mikroskopu Keyence VHX-7000 (Rys. 5.31) wyposażonego w matrycę CMOS 12,2 MP i pracującego w zakresie powiększeń od $20\times$ do $6000\times$. Podczas badań rejestrowano obrazy 2D w trybie złożonej głębi ostrości, w którym sekwencja wielu ekspozycji była automatycznie scalana w jednolity obraz o wysokiej ostrości. Następnie wykonywano rekonstrukcje 3D topografii powierzchni

z krokiem w osi Z równym 5 μm . Próbkę przed obserwacją oczyszczano w etanolu i osuszano sprężonym powietrzem.



Rys. 5.31. Stanowisko w trakcie analizy przełomów zmęczeniowych

5.5. Wnioski metodyczne i eksperymentalne z badań wstępnych

1. Na podstawie własnych doświadczeń oraz licznych prób realizowanych w ramach badań własnych opracowano procedurę do ultradźwiękowych badań zmęczeniowych. Zbudowany system badawczy został odpowiednio wyposażony (m.in. w pirometr i elementy kalibracyjne) oraz poddany szczegółowej kalibracji.
2. Program badań uwzględniał blokowość obciążeń wynikającą z konieczności chłodzenia próbek. Dla wszystkich poziomów przyjęto bloki po 20 000 cykli, a czas przerw dostosowywano w zależności od warunków prób.
3. Badania programowane zaprojektowano w układzie Lo-Hi przyjmując trzy konfiguracje poziomów obciążeń obejmujące zakresy o ograniczonej trwałości zmęczeniowej. Proporcje cykli dobrano zgodnie z hipotezą Palmgren–Minera rozszerzoną o zakres gigacyklowy tak, aby każdy poziom obciążenia wprowadzał porównywalny stopień uszkodzeń.
4. Wyznaczono właściwości materiałowe niezbędne do dalszych analiz: moduł sprężystości podłużnej, współczynnik Poissona, granice proporcjonalności oraz gęstość. Stal S355J2+N w próbie monotonicznego rozciągania wykazała charakterystyczne zachowanie sprężysto-plastyczne z wyraźnie zaznaczoną górną i dolną granicą plastyczności. Uzyskane parametry obarczone były niską niepewnością pomiaru, co ma istotne znaczenie w dalszych analizach.
5. Analiza MES pozwoliła na wyznaczenie geometrii próbki oraz zależności między naprężeniem a amplitudą przemieszczenia przy określonych warunkach brzegowych.

6. Analityczne wyznaczenie maksymalnych naprężeń w próbce nie uwzględnia lokalnych efektów geometrycznych, dlatego uzyskane wyniki należy traktować jako przybliżone i mniej miarodajne w porównaniu z analizą numeryczną.
7. Analiza MES wykazała nieznaczny brak symetrii drgań końców próbki wynikający z konieczności wykonania wycięcia pod kluczyk w strefie zamocowania. Jednocześnie analiza uśredniania naprężeń na długości tensometru wykazała, że wprowadzony błąd był pomijalny.
8. Podczas weryfikacji tensometrycznej stwierdzono względny błąd pomiaru równy 2,34%. Różnica częstotliwości drgań względem wartości oczekiwanej została powiązana ze spadkiem odkształceń wynikającym z efektu tłumienia materiału.
9. Na podstawie autorskiego podejścia, na podstawie spadku częstotliwości drgań, wyznaczono współczynnik tłumienia Rayleigha $\beta=1,26 \cdot 10^{-6}$
10. Analiza numeryczna uwzględniająca tłumienie wykazała spadek amplitudy przemieszczenia odpowiadający błędowi względnemu określonego podczas pomiarów tensometrycznych.
11. Analiza rozkładu naprężenia na przekroju próbki wykazała gradient charakterystyczny dla próbek z karbem z maksymalnym spiętrzeniem na powierzchni próbki większym o 2,21 % niż w środku przekroju.
12. Objętość krytyczna próbki wyniosła $V_{90} = 41,58 \text{ mm}^3$, co jest wartością typową dla próbek o przyjętej geometrii.
13. Ponowna weryfikacja tensometryczna w szerokim zakresie amplitud wykazała niski błąd względny ($\delta \approx \pm 1 \%$) między wartościami oczekiwanymi a zmierzonymi, co pozwoliło określić współczynnik przeliczeniowy $k_{\sigma}=20\,461 \text{ MPa/mm}$ przyjęty do badań zmęczeniowych.

6. BADANIA ZASADNICZE

W tym rozdziale zamieszczono wyniki badań zmęczeniowych prowadzonych zarówno w warunkach obciążeń stałoamplitudowych, jak i programowanych, a także przedstawiono i omówiono fraktografię wybranych przełomów próbek.

6.1. Badania zmęczeniowe stałoamplitudowe

6.1.1. Wyniki badań

W ramach badań zmęczeniowych przeprowadzono 32 próby, w których próbki poddano obciążeniu wahadłowemu. Spośród nich 29 uległo zniszczeniu, natomiast badanie trzech przerwano ze względu na brak uszkodzenia po przekroczeniu 10^{10} cykli. Wyniki badań zamieszczono w tabeli 6.1. Na ich podstawie wyznaczono krzywą dwustopniową (oznaczoną jako S-N (2R)) i wyróżniono dwa zakresy trwałości: wysokocyklowy, obejmujący poziomy amplitudy naprężeń, dla których co najmniej jedna próbka wykazywała trwałość nieprzekraczającą 10^7 cykli oraz gigacyklowy, obejmujący poziomy amplitudy naprężeń, przy których trwałość wszystkich próbek przekraczała tę wartość. Dla obu zakresów wyznaczono równania wykresu Wöhlera w układzie bilogarytmicznym oraz równania zgodne ze wzorem Basquina.

Tab. 6.1. Zestawienie wyników badań zmęczeniowych stali S355J2+N

Zakres wysokocyklowy		Zakres gigacyklowy	
σ_a , MPa	Liczba cykli, N	σ_a , MPa	Liczba cykli, N
360	59 716	308	64 172 889
	12 054		71 841 130
	45 325		65 321 980
	24 682	300	249 608 432
345	135 251		684 254 852
	175 069		994 396 266
	155 679	295	9 264 318 042
	234 848		3 566 456 718
330	1 040 008		2 380 018 052
	827 827	Próbki niezniszczone	
	1 912 428	290	10 000 001 053
	1 252 545	290	11 000 000 522
323	1 754 835	285	11 000 000 221
	5 880 010		
	8 043 882		
	3 345 063		
315	7 280 128		
	16 134 088		
	9 553 000		
	13 057 555		

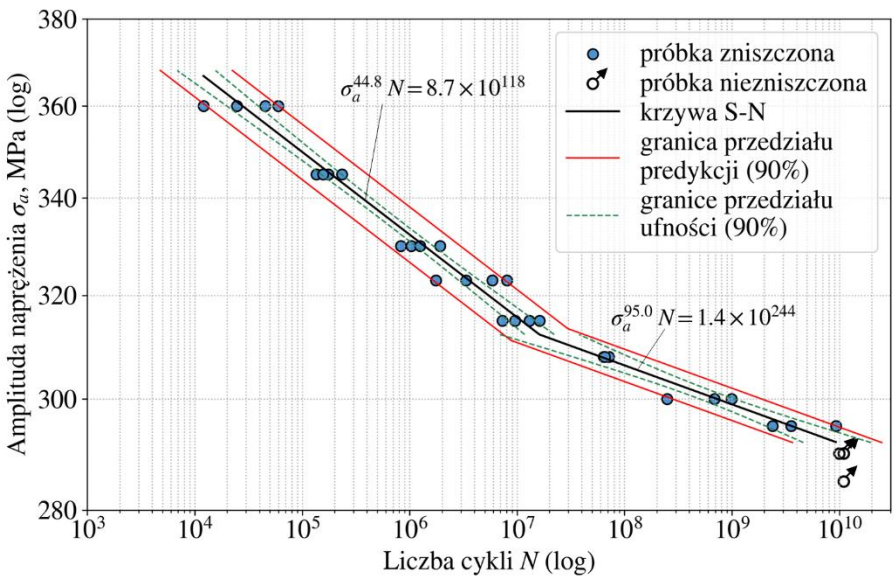
W tabeli 6.2 zestawiono uzyskane parametry równań opisujących zależności zmęczeniowe, natomiast na rysunku 6.1 przedstawiono wykres zmęczeniowy Wöhlera wraz z 90 % obszarem predykcji oraz ufności.

Na podstawie równań regresji określonych zależnością Basquina wyznaczono wartości liczby cykli do zniszczenia N dla poszczególnych amplitud naprężenia σ_a zastosowanych w dalszych badaniach, a następnie zestawiono je w tabeli 6.3. Uwzględniono w niej również wyznaczony punkt przecięcia się prostych.

Na potrzeby dalszych analiz opracowano jeszcze dwa wykresy trwałości: pierwszy, oparty na pojedynczej linii regresji (oznaczony jako S-N (1R)) obejmującej cały zakres danych (Rys. 6.2) oraz drugi (oznaczony S-N (K)) przygotowany zgodnie z klasycznym założeniem, że badania powyżej 10^7 cykli nie są kontynuowane, a próbki, które osiągnęły tę trwałość nie uległy zniszczeniu. Dla tego zakresu wyznaczono klasyczną granicę zmęczenia Z_G oraz odpowiadającą jej liczbę cykli N_0 . Parametry obu krzywych zestawiono w tabeli 6.4.

Tab. 6.2. Parametry równań Wöhlera i Basquina dla stali S355J2+N

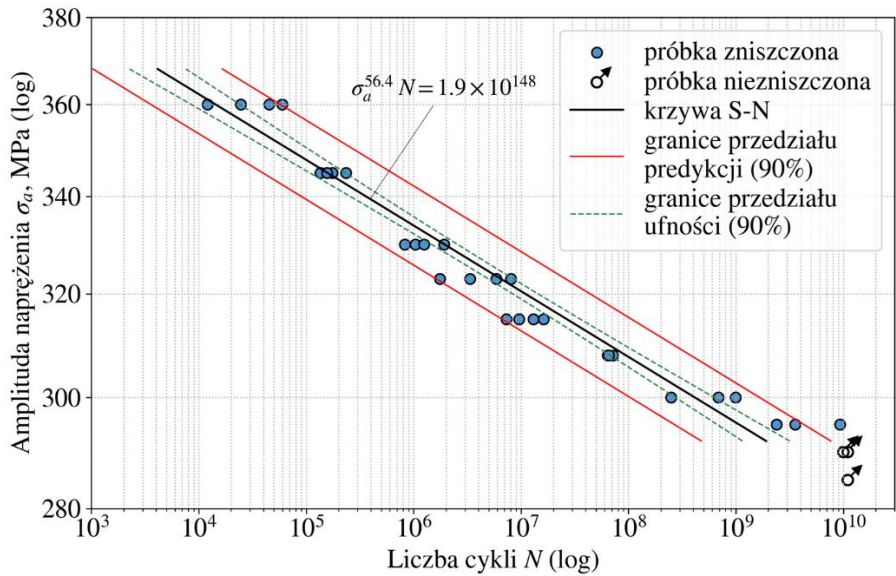
Oznaczenie	Zakres	Parametry			
		a_w	b_w	m	C
S-N (2R)	HCF	-44,7894	118,9382	44,7894	$8,6740 \cdot 10^{118}$
	VHCF	-94,9813	244,1449	94,9813	$1,3960 \cdot 10^{244}$



Rys. 6.1. Wykres zmęczeniowy Wöhlera (S-N (2R)), opracowany na podstawie wyników badań stali S355J2+N, z zaznaczonymi granicami 90 % obszaru predykcji oraz obszaru ufności

Tab. 6.3. Wyznaczone wartości liczby cykli do zniszczenia N na podstawie równania Basquina dla wykresu S-N (2R)

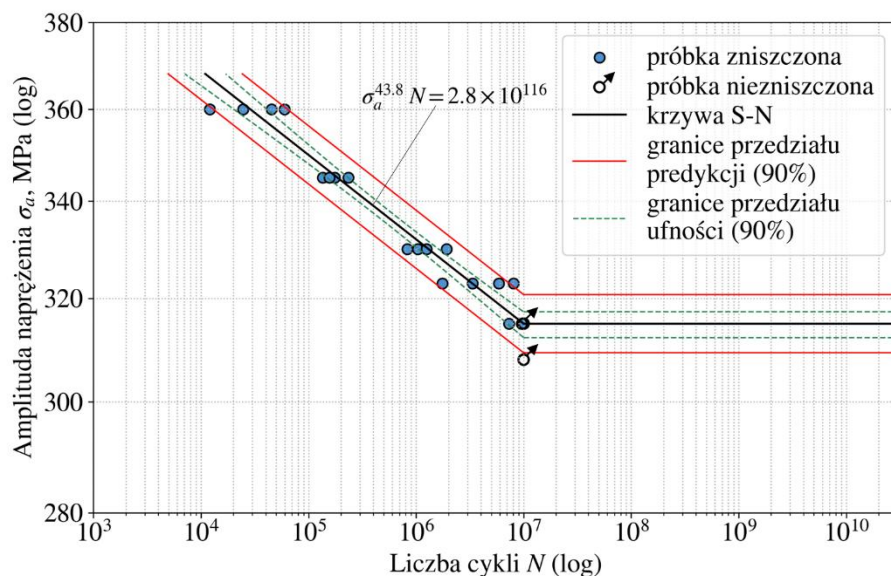
Zakres wysokocyklowy		Zakres gigacyklowy	
σ_a , MPa	Liczby cykli do zniszczenia N	σ_a , MPa	Liczby cykli do zniszczenia N
360	27 725	308	60 118 353
345	186 523	300	732 137 467
330	1 365 842	295	3 613 134 160
323	3 568 235	Punkt przecięcia linii regresji (ang. <i>knee point</i>)	
315	10 972 324	312,3	16 155 683



Rys. 6.2. Wykres zmęczeniowy Wöhlera (S-N (1R)) aproksymowany jedną linią regresji z zaznaczonymi granicami 90 % obszaru predykcji oraz obszaru ufności

Tab. 6.4. Parametry równań Wöhlera i Basquina dla dodatkowych wykresów

Oznaczenie	Parametry					
	a_w	b_w	m	C	Z_G , MPa	N_0
S-N (1R)	56,3774	148,2731	56,3774	$1,8753 \cdot 10^{148}$	-	-
S-N (K)	43,8119	116,4545	43,8119	$2,8478 \cdot 10^{116}$	315	9 973 835



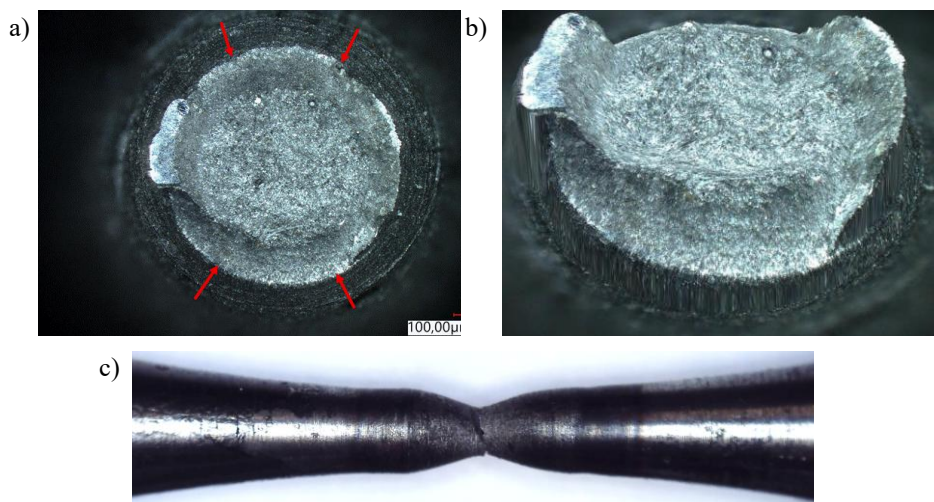
Rys. 6.3. Klasyczny wykres Wöhlera (S-N (K)) opracowany dla próbek o trwałości nieprzekraczającej 10^7 cykli z naniesionymi granicami 90 % obszaru predykcji oraz obszaru ufności

6.1.2. Analiza fraktograficzna przełomów

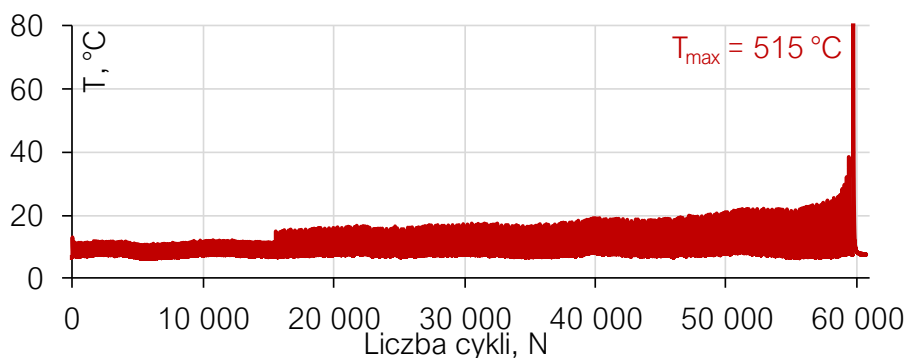
Przełomy zmęczeniowe uzyskane w trakcie badań przedstawiono w analizie faktograficznej zarówno w postaci obrazów 2D umożliwiających ocenę morfologii powierzchni, jak i w formie map 3D opracowanych na podstawie serii zdjęć pozwalającej na przestrzenną wizualizację topografii oraz dokładniejszą ocenę charakteru zniszczenia. Dla poszczególnych poziomów obciążeń wybrano charakterystyczną próbkę umożliwiającą analizę przełomu zmęczeniowego oraz ocenę mechanizmu pęknięcia, czerwoną strzałką oznaczono prawdopodobne miejsca inicjacji pęknięcia. Dla wybranych poziomów obciążeń przedstawiono ponadto widok prostopadły do przełomu, obejmujący fragment obszaru przewężenia próbki. Wszystkie próbki uległy pęknięciu w środku przewężenia, w obrębie objętości krytycznej V_{90} .

Na rysunku 6.4 przedstawiono fraktografię przełomu próbki poddanej najwyższej amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 360$ MPa. Inicjacja pęknięcia nastąpiła w kilku miejscach w pobliżu powierzchni próbki, w obszarze koncentracji naprężeń, a następnie pęknięcie propagowało się w głąb przekroju. W miejscu przełomu widoczne jest wyraźne przewężenie, a powierzchnia charakteryzuje się nierówną topografią. Na powierzchni przełomu dostrzegalne są także koncentryczne strefy rozwoju pęknięcia wskazujące na kierunek jego propagacji w kierunku centralnym próbki. W końcowej fazie pęknięcie propagowało bardzo gwałtownie, czemu towarzyszył intensywny wzrost temperatury. Morfologia przełomu wskazuje na zaawansowane procesy uplastycznienia, typowe dla dużych

odkształceń plastycznych rozwijających się w warunkach wysokiego poziomu naprężeń. Plastyczny charakter przełomu wynika jednak nie tylko z klasycznego mechanizmu uplastycznienia, lecz również z lokalnego, chwilowego wzrostu temperatury (sięgającego nawet 515 °C) w strefie wierzchołka pęknięcia, generowanego przez cykliczne obciążenia o dużej amplitudzie i wysokiej częstotliwości. W warunkach tak intensywnego wzrostu temperatury szybkość reakcji układu sterowania obciążeniem okazuje się niewystarczająca do jego natychmiastowego zatrzymania, co skutkuje powstaniem pęknięcia o charakterze plastycznym. Na rysunku 6.5 zaprezentowano przebieg zmian temperatury omawianej próbki w stosunku do liczby cykli.

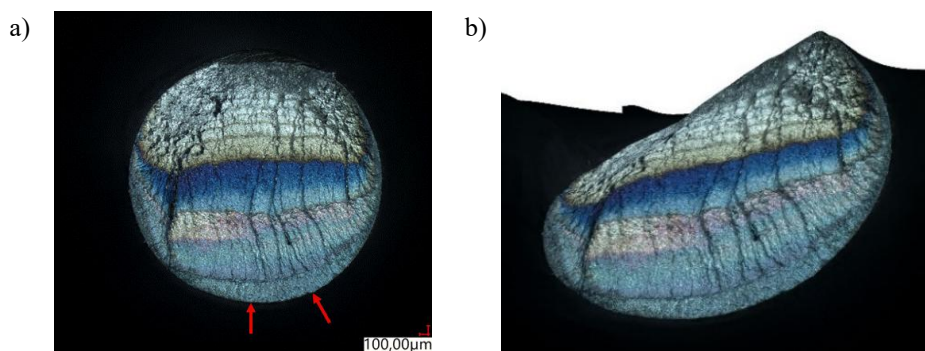


Rys. 6.4. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 360$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D, c) widok na geometrię przewężenia

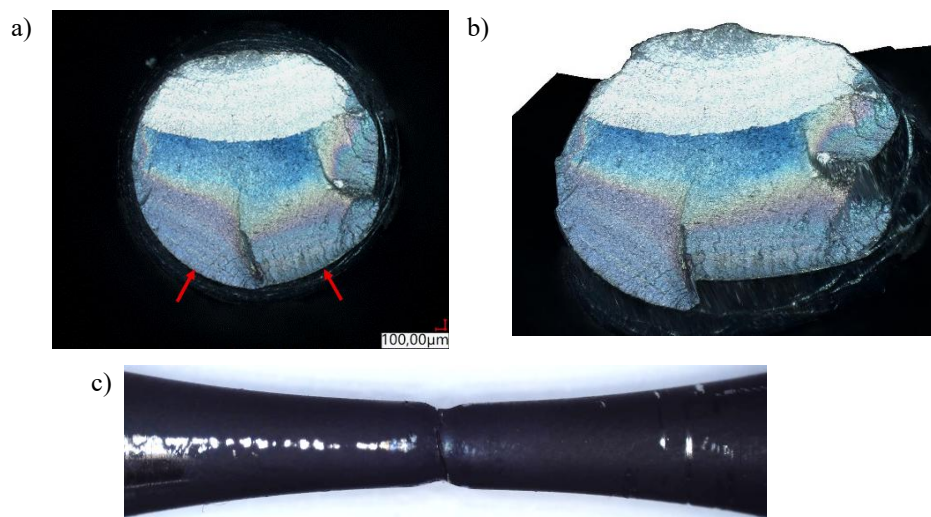


Rys. 6.5. Zmiana temperatury na powierzchni poddanej amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 360$ MPa aż do pełnego zniszczenia

Na rysunkach 6.6 i 6.7 przedstawiono powierzchnie przełamów próbek poddanych amplitudom naprężenia kolejno 345 MPa oraz 330 MPa. Inicjacja pęknięcia w obu przypadkach nastąpiła w pobliżu powierzchni próbki, nie można jednak wskazać jednoznacznie punktu inicjacji, a raczej obszar, z którego pęknięcie zaczęło propagować. Powierzchnie przełamów można podzielić na strefę stopniowej propagacji zmęczeniowej oraz strefę końcowego dołamania, które powstało gwałtownie. Obszar odpowiadający strefie propagacji pęknięcia wykazuje wyraźne pasma barwne w odcieniach żółto-złotych, niebieskich i fioletowych powstałe w wyniku utleniania materiału podczas końcowej fazy pęknięcia i dołamania. Zjawisku temu towarzyszyło również powstanie przewężenia (szyjki), którego intensywność zmniejszała się w zależności od poziomu naprężeń.



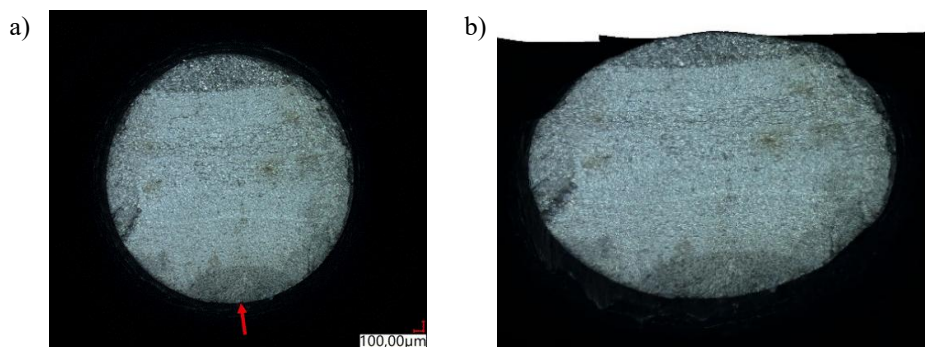
Rys. 6.6. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 345$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D



Rys. 6.7. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 330$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D, c) widok na geometrię przewężenia

W przypadku amplitudy 345 MPa powierzchnia przełomu jest bardziej zróżnicowana i nieregularna, a sam przełom wykazuje wyraźne odchylenie od płaszczyzny prostopadłej do osi próbki. Widoczne są liczne linie propagacji oraz lokalne przebarwienia, które wskazują na stopniowy rozwój pęknięcia. Dla amplitudy 330 MPa cechy te są obecne w mniejszym stopniu, a obraz powierzchni przełomu jest mniej zróżnicowany, ale za to jego topografia nie jest jednolita, występują na niej uskoki.

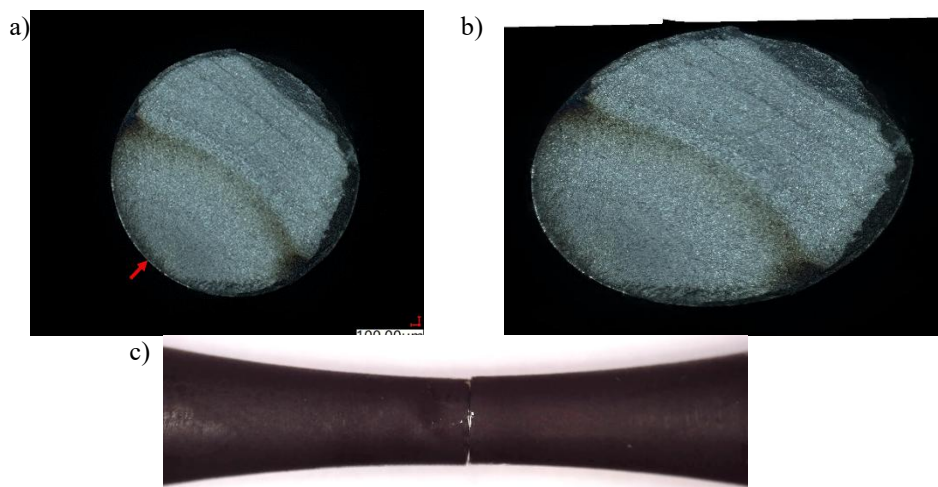
Przełomy próbek dla amplitud 323 MPa i 315 MPa wykazują bardzo podobną morfologię, dlatego omówiono jeden z tych poziomów widoczny na rysunku 6.8. Na podstawie przełomu można stwierdzić, że w próbce występował równomierny rozwój pęknięcia, typowy dla zmęczenia przy niższych poziomach obciążeń. Na powierzchniach przełomów widoczne są linie propagacji o dużym promieniu zakrzywienia co sugeruje, że pęknięcie rozwijało się stopniowo. Miejsce inicjacji jest wyraźniej widoczne niż w przypadku wyższych poziomów obciążenia. Dla tych poziomów efekt przewężenia w postaci szyjki w obrębie przełomu był niewielki bądź nie występował.



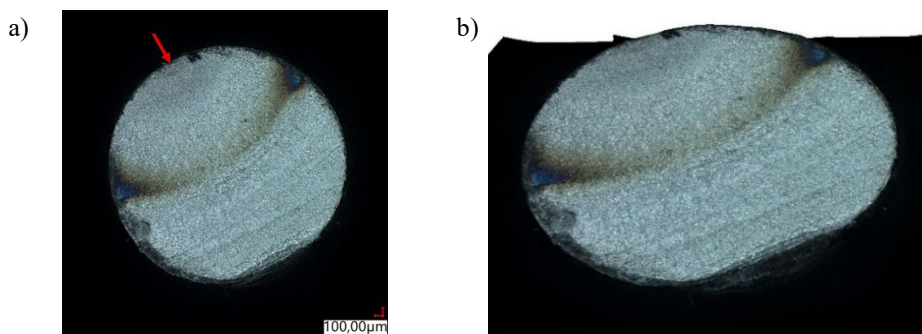
Rys. 6.8. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 315$ MPa o morfologii typowej również dla poziomu $\sigma_a = 323$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D

Przełomy próbek z zakresu gigacyklowego (Rys. 6.9, 6.10, 6.11) wykazują duże podobieństwo niezależnie od poziomu obciążenia. Koncentryczny układ linii propagacji wyraźnie wskazuje miejsce inicjacji pęknięcia, które rozwijało się bardzo powoli, co potwierdza równomierny charakter powierzchni przełomu w tej części. Granica pomiędzy strefą powolnej propagacji a strefą przyspieszonego wzrostu pęknięcia jest wyraźna i łatwa do identyfikacji na powierzchni przełomu. W dalszym etapie tempo propagacji uległo przyspieszeniu stopniowo prowadząc do dołamania próbek. W próbkach VHCF zdecydowaną większość powierzchni przełomu zajmuje strefa zmęczeniowa, a strefa końcowego dołamania pozostaje stosunkowo niewielka. Fraktografia jest typowa dla przełomów w zakresie gigacyklowym, gdzie dominującym mechanizmem niszczenia jest stopniowa propagacja zmęczeniowa. Dla tych poziomów obciążenia nie zaobserwowano występowania szyjki w obrębie przełomu.

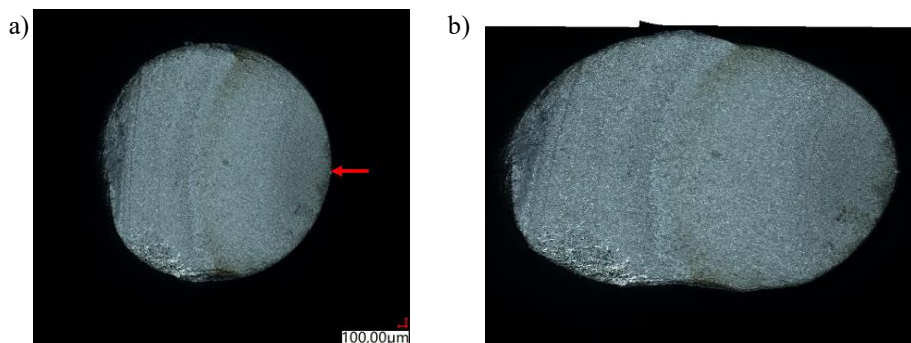
Analiza fraktografii próbek poddanych obciążeniu stałoamplitudowemu w zakresie wysokocyklowym (HCF) i gigacyklowym (VHCF) wskazuje na wyraźny związek charakteru przełomu z trwałością zmęczeniową. Przy najwyższych amplitudach (360–345 MPa) powierzchnie przełomów wykazują cechy gwałtownej końcowej propagacji, którym towarzyszą lokalne efekty cieplne, utlenianie i pasma barwne, a w przypadku 360 MPa także wyraźne uplastycznienie i przewężenie próbki. W zakresie średnich amplitud (330–315 MPa) przełomy pozostają bardziej jednorodne, widoczne są linie propagacji o dużym promieniu zakrzywienia, a efekty cieplne są ograniczone, co wskazuje na dominację klasycznego mechanizmu zmęczeniowego. W zakresie gigacyklowym (VHCF) przełomy są bardzo podobne niezależnie od obciążenia, dominuje w nich powolna, równomierna propagacja pęknięcia z dobrze widoczną strefą inicjacji i rozległą strefą zmęczeniową, podczas gdy strefa końcowego dołamania jest stosunkowo niewielka.



Rys. 6.9. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 308$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D, c) widok na geometrię przewężenia



Rys. 6.10. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 300$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D



Rys. 6.11. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki przy amplitudzie naprężenia $\sigma_a = 295$ MPa: a) widok 2D, b) widok 3D

6.2. Badania zmęczeniowe programowane

6.2.1. Program badań

Zgodnie z założeniami przedstawionymi w rozdziale 5.1.2 oraz na podstawie wyników badań stałoamplitudowych opracowano programy blokowe obciążeń dla prób programowanych. Opracowano pięć programów badań blokowych dwustopniowych (Tab. 6.5), trzy dla wariantu VH, w którym poziomy obciążen pochodziły z zakresu wysoko (Hi) oraz gigacyklowego (Lo).

Tab. 6.5. Zakres badań programowanych

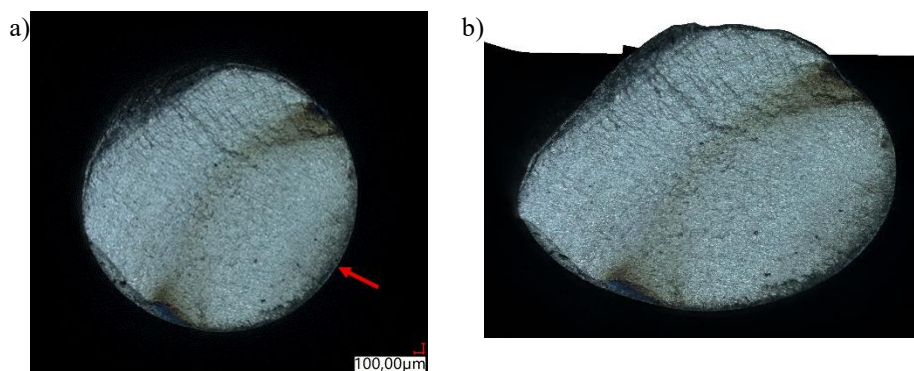
Oznaczenie	Zakres	Poziom bloku	σ_a , MPa	N	n_i	Udział cykli w bloku, %
VV	VHCF	Lo	295	3 613 134 160	1 200 000	98,36 %
	VHCF	Hi	308	60 118 353	20 000	1,64 %
VH ₁	VHCF	Lo	295	3 613 134 160	6 590 000	99,70 %
	HCF	Hi	315	10 972 324	20 000	0,30 %
VH ₂	VHCF	Lo	295	3 613 134 160	52 910 000	99,96 %
	HCF	Hi	330	1 365 842	20 000	0,04 %
VH ₃	VHCF	Lo	308	60 118 353	880 000	97,78 %
	HCF	Hi	330	1 365 842	20 000	2,22 %
HH	HCF	Lo	315	10 972 324	1 180 000	98,33 %
	HCF	Hi	345	186 523	20 000	1,67 %

6.2.2. Wyniki badań

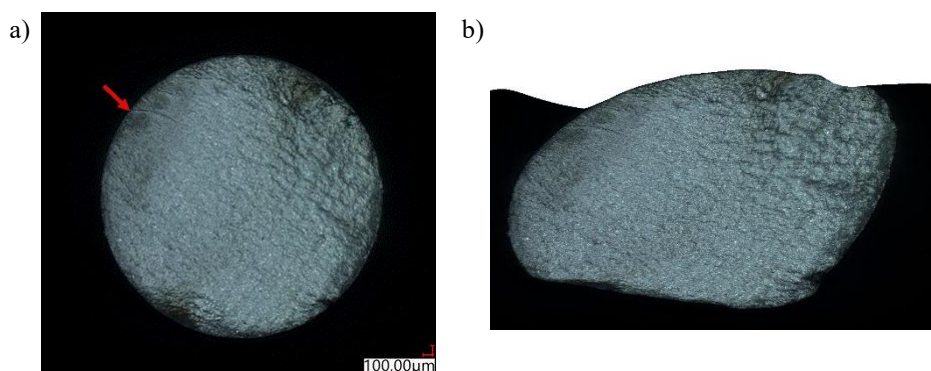
6.2.3. Analiza fraktograficzna przełomów

Podobnie jak w badaniach stałoamplitudowych z każdego programu badań wybrano próbkę z charakterystycznym dla niego przełomem i poddano analizie fraktograficznej. Wszystkie próbki uległy pęknięciu w objętości krytycznej V_{90} .

Przełomy próbek uzyskanych podczas prób zgodnych z programem VV (Rys. 6.13), w którym oba poziomy obciążenia mieściły się w zakresie gigacyklowym, oraz programu VH₁ (Rys. 6.13), w którym poziom wyższy odpowiadał najniższej wartości z zakresu HCF, wykazują morfologię typową dla przełomów obserwowanych w zakresie gigacyklowym podczas badań stałoamplitudowych.

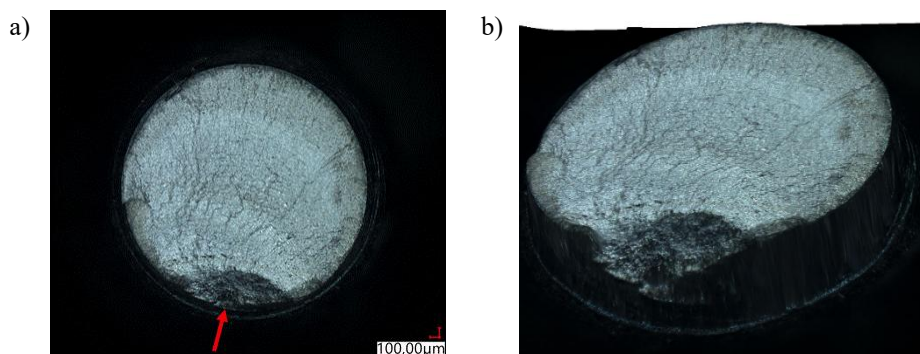


Rys. 6.12. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki z programu obciążenia VV ($\sigma_{a,L}=295$ MPa i $\sigma_{a,H}=308$ MPa): a) widok 2D, b) widok 3D



Rys. 6.13. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki z programu obciążenia VH₁ ($\sigma_{a,L}=295$ MPa i $\sigma_{a,H}=315$ MPa): a) widok 2D, b) widok 3D

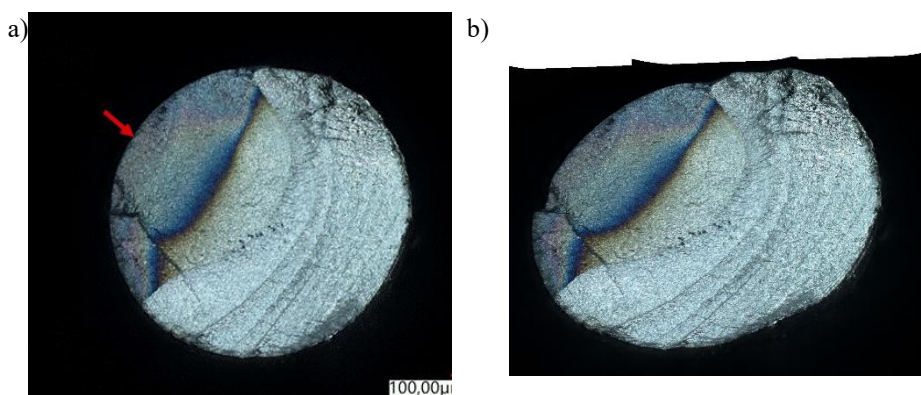
Powierzchnie przełomu zmęczeniowego próbek VH₂ (Rys. 6.14) i VH₃ charakteryzowały się dość podobną jednorodną strukturą typową dla zakresu wysokocyklowego przy średnim poziomie amplitudy naprężenia. Inicjacja pęknięcia nastąpiła w pobliżu powierzchni próbki. Pęknięcie propagowało stopniowo w głąb przekroju, co potwierdzają linie propagacji o dużym promieniu zakrzywienia. Na powierzchni przełomu nie zaobserwowano przebarwień, charakterystycznych dla prób stałoamplitudowych przy wyższych poziomach obciążenia. Wynika to prawdopodobnie z faktu, że inicjacja pęknięcia została zapoczątkowana przez wyższy poziom amplitudy, natomiast dalszy jego rozwój przebiegał głównie w warunkach obciążeń niższego poziomu. W konsekwencji wyższa amplituda nie doprowadziła do gwałtownego dołamania próbki ani do nadmiernego lokalnego nagrzewania, które mogłoby wytworzyć barwne pasma tlenkowe.



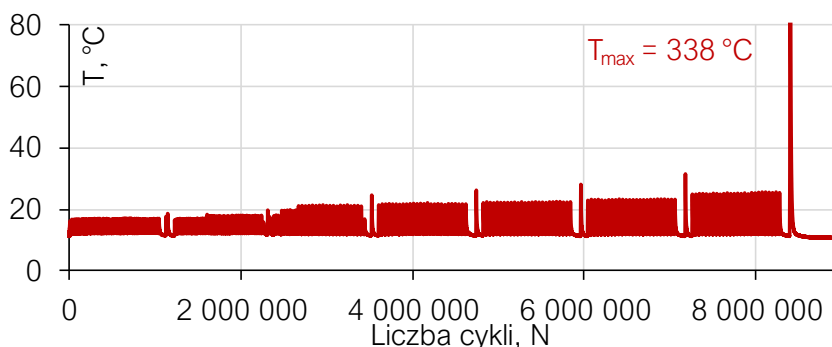
Rys. 6.14. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki z programu obciążenia VH₂ ($\sigma_{a,L}=308$ MPa i $\sigma_{a,H}=330$ MPa) o morfologii typowej również dla programu VH₃): a) widok 2D, b) widok 3D

Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki HH wykazuje wyraźne zróżnicowanie morfologiczne. Inicjacja pęknięcia nastąpiła w pobliżu powierzchni próbki, a pęknięcie rozwijało się w głąb przekroju. Na przełomie widoczne są linie propagacji zmęczeniowej o dużym promieniu zakrzywienia, świadczące o stabilnym wzroście pęknięcia w początkowej fazie. W części powierzchni obejmującej propagację pęknięcia obecne są barwne pasma w odcieniach niebieskich i fioletowych, powstałe w wyniku lokalnego utleniania materiału. Ich obecność wskazuje na podwyższenie temperatury w końcowej fazie propagacji związane z działaniem wyższego poziomu obciążenia. Strefa ta oddziela obszar stabilnej propagacji od strefy końcowego dołamania, które nastąpiło gwałtownie. Analiza fraktograficzna przełomu potwierdza, że mimo dominacji niższego poziomu amplitudy w programie obciążeń, wyższy poziom odegrał kluczową rolę w końcowej fazie niszczenia próbki przyspieszając propagację i generując lokalne efekty cieplno-mechaniczne. Znalazło to swoje odzwierciedlenie w wynikach, ponieważ $\frac{3}{4}$ próbki uległy zniszczeniu właśnie w trakcie trwania poziomu $\sigma_{a,H}$. Na rysunku 6.16 przedstawiono przebieg temperatury

zarejestrowany dla analizowanej próbki który potwierdza, że ostateczna faza pęknięcia nastąpiła w trakcie trwania wysokiego poziomu obciążenia.



Rys. 6.15. Powierzchnia przełomu zmęczeniowego próbki z programu obciążenia HH ($\sigma_{a,L}=315$ MPa i $\sigma_{a,H}=345$ MPa): a) widok 2D, b) widok 3D



Rys. 6.16. Zmiany temperatury na powierzchni próbki w trakcie obciążania programem HH aż do pełnego zniszczenia

Przełomy próbek obciążanych według programów VV, VH₁, VH₂, VH₃ i HH wykazują cechy charakterystyczne dla mechanizmu zmęczeniowego, przy czym morfologia powierzchni w zależności od konfiguracji poziomów obciążenia ma różny wpływ. W próbkach VV, w których oba poziomy obciążenia mieściły się w zakresie gigacyklowym, przełomy mają jednorodną strukturę i są zbliżone do obserwowanych w badaniach stałoodrzynowych z zakresu VHCF. Próbkę z programu VH₁, mimo obecności wyższego poziomu odpowiadającego najniższym wartościom z zakresu HCF, ze względu na dominację cykli z zakresu VHCF wykazały morfologię charakterystyczną właśnie dla tego zakresu. W próbkach VH₂ powierzchnia przełomu wskazuje na dominujący wpływ niższego poziomu amplitudy, natomiast krótkotrwałe epizody obciążeń wyższego poziomu przyspieszały propagację nie powodując jednak wyraźnych efektów

cieplnych. Największe zróżnicowanie morfologiczne wystąpiło w próbkach HH, gdzie wyższy poziom amplitudy doprowadził do lokalnego nagrzewania materiału, powstania barwnych pasm tlenkowych i gwałtownego dołamania w końcowej fazie pękania.

Analiza fraktografii próbek obciążanych stało- i zmiennieamplitudowo wykazała, że morfologia przełomów zależy od poziomu obciążenia, a wpływ obciążeń o zmiennej amplitudzie zależy od konfiguracji poziomów obciążeń w bloku. Dla najwyższych amplitud naprężenia widoczne były wyraźne efekty cieplno-mechaniczne takie jak lokalne przebarwienia i barwne pasma tlenkowe powstałe w wyniku podwyższonej temperatury w końcowej fazie propagacji, a także przewężenie i cechy intensywnego uplastycznienia. Wraz ze spadkiem amplitudy efekty cieplne stawały się coraz mniej istotne, a propagacja pęknięcia przyjmowała bardziej równomierny, typowo zmęczeniowy charakter. W zakresie gigacyklowym przełomy cechowały się dominacją rozległej strefy propagacji zmęczeniowej przy niewielkiej strefie końcowego dołamania, a ich morfologia była powtarzalna niezależnie od poziomu obciążenia.

We wszystkich analizowanych przypadkach inicjacja pęknięcia następowała w pobliżu powierzchni próbek. Jest to wynik odmienny od często obserwowanego w literaturze mechanizmu VHCF, w którym pęknięcia inicjują się podpowierzchniowo, zwykle w rejonie wtrąceń lub defektów wewnętrznych. W badanym materiale brak było jednak widocznych dużych wtrąceń mogących stanowić zarodki pęknięć, co wskazuje na wysoką czystość metalurgiczną. Dodatkowo, jak pokazano w rozdziale 5.3.6 w próbkach istniał gradient naprężenia w przekroju poprzecznym i jego wartość była większa przy powierzchni niż w osi próbki, co sprzyjało powierzchniowej inicjacji pęknięć.

Uzyskane wyniki jednoznacznie wskazują, że mechanizm niszczenia badanych próbek łączy klasyczne procesy propagacji zmęczeniowej z efektami cieplnymi występującymi przy wyższych amplitudach i wysokiej częstotliwości obciążenia. Dominacja inicjacji powierzchniowej oraz ograniczona rola defektów wewnętrznych podkreślają znaczenie czystości materiału i charakteru rozkładu naprężenia w kształtowaniu trwałości zmęczeniowej w zakresie wysoko- i gigacyklowym badanego materiału.

6.3. Wnioski z badań

Na podstawie zrealizowanych badań można sformułować następujące wnioski:

1. Badana stal S355J2+N nie ma nieograniczonej trwałości powyżej 10^7 cykli. Pęknięcie zmęczeniowe zaobserwowano nawet przy 9 mld cykli.
2. Ze względu na duży rozrzut wyników w badaniach zmęczeniowych prowadzonych przy użyciu systemów ultradźwiękowych wskazane jest wykonywanie większej liczby prób na danym poziomie obciążenia niż standardowe minimum wynoszące trzy próbki.

3. Charakterystykę trwałości badanej stali można opisać za pomocą dwóch linii regresji lub jednej. W krzywej dwustopniowej punkt przecięcia się linii regresji można przyjąć jako granicę między zakresem HCF i VHCF.
4. Przy opracowaniu na podstawie wyników stałoamplitudowych programów badań przyjęto proporcję zapewniającą równy udział poszczególnych poziomów w całkowitej sumie uszkodzenia. Takie podejście skutkowało jednak istotną dysproporcją w liczbie cykli, w której obciążenia niższego poziomu w większości programów wyraźnie dominowały w każdym z bloków.
5. Zgodnie z przewidywaniami zastosowanie próbek o geometrii klepsydrowej skutkowało wystąpieniem pęknięć w objętości krytycznej. Czystość metalurgiczna materiału w połączeniu z gradientem naprężenia w obszarze środkowym spowodowały, że inicjacja pęknięć następowała wyłącznie na powierzchni próbek.
6. Charakter przełomu badanych próbek wykazuje wyraźną zależność od poziomu amplitudy obciążenia. Przy wysokich poziomach dominuje oddziaływanie efektów ciepno-mechanicznych prowadzących do gwałtownego dołamania, natomiast wraz ze zmniejszaniem amplitudy zwiększa się udział stabilnej propagacji pęknięcia zmęczeniowego.
7. Analiza przełomów w zakresie gigacyklowym (VHCF) wykazała ich powtarzalny charakter z dominującą strefą propagacji zmęczeniowej oraz ograniczoną strefą końcowego dołamania. Obserwacja ta pozostaje niezmienna niezależnie od wartości amplitudy obciążenia.
8. W programach zmiennoamplitudowych morfologia przełomów zależy od konfiguracji poziomów obciążeń. Przy dominacji cykli VHCF powierzchnie są zbliżone do obserwowanych w badaniach stałoamplitudowych VHCF, natomiast krótkotrwałe epizody wyższych obciążeń powodują przyspieszenie propagacji pęknięcia.
9. Analiza przełomów wykazała, że mechanizm niszczenia badanych próbek stanowi kombinację klasycznej propagacji zmęczeniowej oraz efektów ciepłych generowanych podczas cyklicznego obciążania, przy czym udział tych ostatnich wyraźnie rośnie przy wysokiej amplitudzie i częstotliwości.

7. WERYFIKACJA WYBRANYCH LINIOWYCH HIPOTEZ KUMULACJI USZKODZEŃ ZMĘCZENIOWYCH

Na podstawie wyników badań stałoamplitudowych i uzyskanych na ich podstawie wykresów zmęczeniowych dokonano estymacji trwałości zmęczeniowej N_p przy zastosowaniu wybranych liniowych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych:

- Palmgrena-Minera (PM, PM-H, PM-VH, PM-1R),
- Palmgrena-Minera z aproksymacją na zakres poniżej granicy zmęczenia (MPM, MPM-H),
- Palmgrena-Minera z modyfikacją Haibacha (H, H-H),
- Palmgrena-Minera z modyfikacją Serensena (S, S-H, S-VH, S-1R).

Dla przejrzystości dalszych analiz w tabeli 7.1 zestawiono pełne nazwy wybranych hipotez oraz wariantów ich zastosowania wraz z odpowiadającymi im skrótami, które zastosowano w dalszej części pracy.

7.1. Wyniki obliczeń

Postać równań wybranych hipotez omówionych w rozdziale 2.3.1 została określona na podstawie danych opracowanych dla klasycznego oraz dwustopniowego wykresu trwałości zmęczeniowej przedstawionego w rozdziale 6.1.1. Dla wykresu opracowanego na podstawie pojedynczej regresji liniowej obejmującej cały zakres danych obliczenia przeprowadzono wyłącznie z zastosowaniem hipotezy Palmgrena-Minera oraz modyfikacji współczynnika korekcyjnego wg Serensena. Do końcowych obliczeń wykorzystano wartości przyjęte zgodnie z programem badań zaprezentowanym w rozdziale 6.2.1.

We wszystkich przypadkach modyfikacji Sorensena współczynnik uwzględniający wpływ naprężeń poniżej granicy zmęczenia Z_G przyjęto na poziomie $c = 0,6$. Pozwoliło to, zgodnie z założeniami metody, w maksymalnym stopniu uwzględnić oddziaływanie naprężeń niższych od Z_G .

Tab. 7.1. Oznaczenia zastosowanych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych oraz ich wariantów wykorzystania

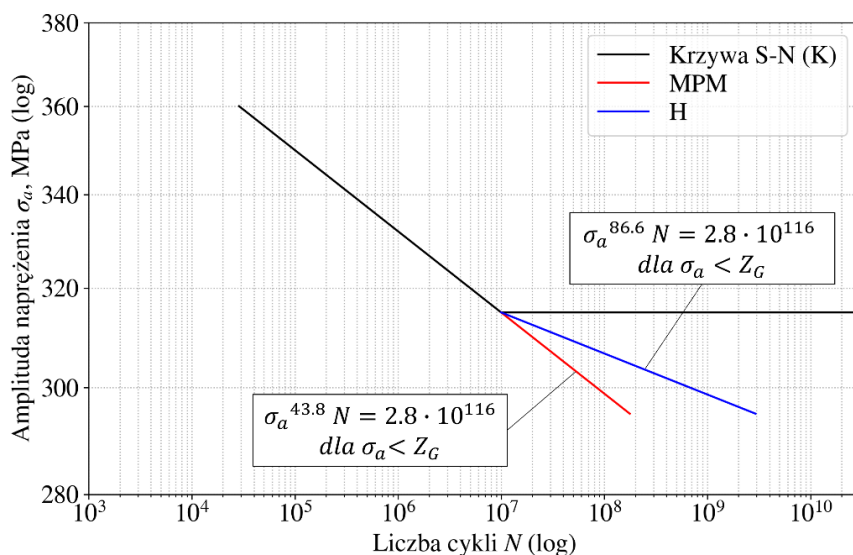
Hipoteza / wariant użycia hipotezy	Oznaczenie
Wykres klasyczny	S-N (K)
Palmgren-Miner	PM
Modyfikacja Palmgrena-Minera poprzez ekstrapolację zakresu o ograniczonej trwałości na zakres poniżej granicy zmęczenia	MPM
Modyfikacja wg Haibacha	H
Modyfikacja współczynnika korekcyjnego wg Serensena	S
Wykres dwustopniowy	S-N (2R)
Palmgren-Miner dla zakresu HCF wykresu dwustopniowego	PM-H
Palmgren-Miner uwzględniający zakres HCF i VHCF wykresu dwustopniowego	PM-VH
Modyfikacja Palmgrena-Minera poprzez ekstrapolację krzywej opisującej zakres HCF	MPM-H
Modyfikacja wg Haibacha wykorzystująca krzywą opisującą zakres HCF	H-H
Modyfikacja współczynnika korekcyjnego wg Serensena wykorzystująca krzywą opisującą zakres HCF oraz punkt przecięcia krzywych S-N	S-H
Modyfikacja współczynnika korekcyjnego wg Serensena wykorzystująca krzywą opisującą zakres HCF i VHCF oraz punkt przecięcia krzywych S-N	S-VH
Wykres z pojedynczą krzywą S-N	S-N (1R)
Palmgren-Miner	PM-1R
Modyfikacja wg Serensena przy $Z_G = 0$	S-1R

7.1.1. Obliczenia na podstawie klasycznego wykresu trwałości zmęczeniowej

Na podstawie klasycznie wyznaczonego wykresu trwałości zmęczeniowej (S-N (K)) oraz odpowiadających mu parametrów, przy wykorzystaniu wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń, obliczono szacunkową trwałość, którą zestawiono w tabeli 7.2. Na rysunku 7.1 przedstawiono schematycznie modyfikacje wykresu S-N wynikające z zastosowanych hipotez.

Tab. 7.2. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej (w cyklach)
na podstawie klasycznego wykresu Wöhlera oraz parametry
zastosowane w obliczeniach

	VV	VH ₁	VH ₂	VH ₃	HH
PM	∞	3 228 530 000	3 404 050 000	58 500 000	5 304 296
MPM	161 716 739	168 105 360	168 036 414	18 612 147	5 304 296
H					
($m_H =$ $=86,6237$)	1 752 852 240	1 553 267 890	1 581 889 080	32 157 313	5 304 296
ζ	-	0,937	0,894	0,935	0,914
h (c = 0,6)	-	0,842	0,752	0,847	0,811
S	-	3 049 829 013	2 756 268 664	49 575 177	4 530 818



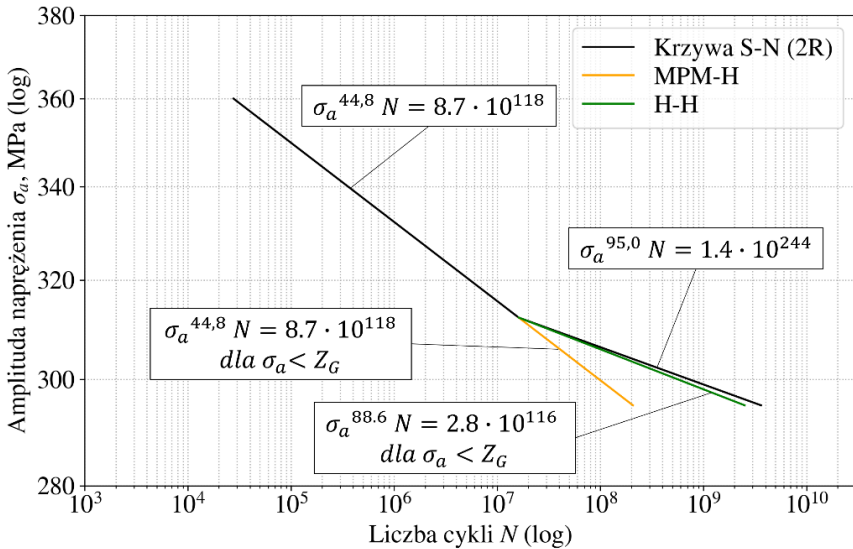
Rys. 7.1. Przedstawienie modyfikacji klasycznej krzywej S-N (K)
zastosowanych w obliczeniach trwałości zmęczeniowej

7.1.2. Obliczenia na podstawie dwustopniowego wykresu trwałości zmęczeniowej

Korzystając z danych opisanych wykresem dwustopniowym przeprowadzono obliczenia trwałości za pomocą wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych oraz ich wariantów. We wzorach, w których wymagane były wartości dla punktu (Z_G , N_0) zastosowano odpowiadające im wartości punktu przegięcia krzywej dwustopniowej z tabeli 6.3. Wyniki obliczeń zestawiono w tabeli 7.3. Na wykresie 7.2 przedstawiono zastosowane modyfikacje krzywej S-N.

Tab. 7.3. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej (w cyklach)
na podstawie dwustopniowego wykresu Wöhlera
oraz parametry zastosowane w obliczeniach

	VV	VH ₁	VH ₂	VH ₃	HH
PM-H	∞	3 623 200 000	3 665 900 000	84 180 000	5 587 412
PM-VH	1 835 141 861	1 812 613 001	1 807 299 921	30 736 887	5 587 412
MPM-H	188 880 889	196 518 447	195 991 880	20 475 462	5 587 412
H-H					
($m_H =$ $=86,6237$)	1 449 342 028	1 485 633 578	1 481 354 571	29 376 724	5 587 412
ζ	0,958	0,937	0,894	0,935	0,914
h (c = 0,6)	0,894	0,844	0,755	0,849	0,813
S-H	-	3 057 132 056	2 766 636 159	71 483 782	4 541 715
S-VH	1 640 608 079	1 529 420 764	1 363 960 095	26 101 080	4 541 715



Rys. 7.2. Przedstawienie modyfikacji dwustopniowej krzywej S-N (2R)

7.1.3. Obliczenia na podstawie wykresu trwałości zmęczeniowej aproksymowanego jedną linią regresji

Aproksymacja wyników za pomocą pojedynczej regresji liniowej obejmującej cały zakres danych umożliwia jedynie szacowanie z zastosowaniem hipotezy Palmgrena–Minera oraz modyfikacji wg Serensena przy $Z_G = 0$. Otrzymane w ten sposób wyniki zestawiono w tabeli 7.4.

Tab. 7.4. Wyniki obliczeń trwałości zmęczeniowej (w cyklach) na podstawie wykresu Wöhlera aproksymowanego jedną linią regresji oraz parametry zastosowane w obliczeniach

	VV	VH ₁	VH ₂	VH ₃	HH
PM-1R	925 596 539	967 694 027	894 818 616	46 007 157	7 032 286
ζ	0,958	0,937	0,894	0,935	0,914
h (c = 0,6)	0,958	0,937	0,894	0,935	0,914
S-1R	887 169 602	906 439 039	799 949 472	43 008 172	6 430 975

7.2. Wnioski z weryfikacji

Na podstawie przedstawionych wyników szacowania trwałości zmęczeniowej według wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych można sformułować następujące wnioski:

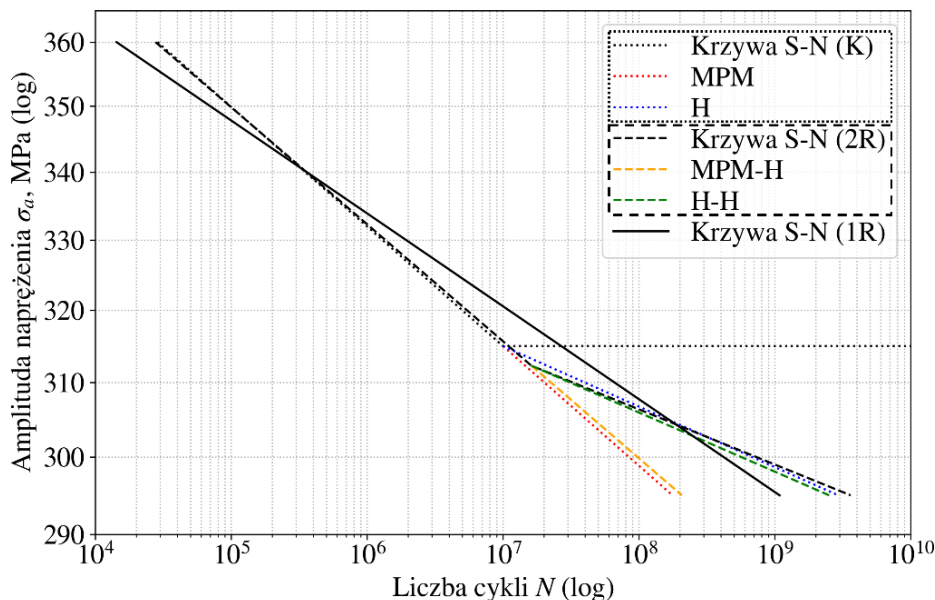
1. Stwierdzone różnice pomiędzy wynikami uzyskanymi w poszczególnych wariantach wskazują, że zastosowanie niewłaściwej metody szacowania trwałości zmęczeniowej może prowadzić do istotnych błędów prognostycznych mających potencjalnie negatywne konsekwencje inżynierskie.
2. Obliczenia wykazały, że modyfikacja Serensena powoduje systematyczne, niewielkie zaniżenie prognozowanej trwałości w stosunku do wartości wyznaczonych za pomocą hipotezy Palmgrena–Minera.
3. Stwierdzono, że uwzględnienie zakresu VHCF w szacowaniu trwałości za pomocą hipotezy Palmgrena–Minera prowadzi do istotnego obniżenia szacowania trwałości zmęczeniowej – w analizowanych programach obciążeń (HCF + VHCF) wartości prognozowanej trwałości były niemal dwukrotnie niższe.
4. Hipoteza Haibacha lepiej odwzorowuje rzeczywisty przebieg trwałości eksperymentalnej dla wykresu dwustopniowego niż MPM.

8. ANALIZA WYNIKÓW BADAŃ I OBLICZEŃ

Rozdział ten przedstawia zestawienie wyników badań eksperymentalnych oraz obliczeń trwałości zmęczeniowej dla stali S355J2+N zrealizowanych w oparciu o programy badań opisane w rozdziale 6.2.1. Celem analizy wyników była ocena metodyki opracowania krzywej S-N oraz wyboru hipotezy umożliwiającej możliwie najdokładniejsze prognozowanie trwałości wybranej stali.

Uzyskane wyniki wskazują, że badany materiał charakteryzuje się ograniczoną trwałością w zakresie gigacyklowym, co czyni klasyczne ujęcie, zakładające nieograniczoną trwałość (Rys. 6.3) nieadekwatnym uproszczeniem. Za podejście najbardziej uzasadnione należy uznać eksperymentalne wyznaczenie pełnego zakresu trwałości zmęczeniowej obejmującego zarówno obszar wysokocyklowy, jak i gigacyklowy. Właściwe opisanie zakresu VHCF może mieć kluczowe znaczenie w prognozowaniu trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych poddanych działaniu obciążeń niższych niż granica zmęczenia. Jednocześnie przybliżenie wykresu zmęczeniowego w zakresie VHCF na podstawie opisanych wcześniej hipotez bez przeprowadzenia badań eksperymentalnych może stanowić rozwiązanie alternatywne, praktyczne i potencjalnie efektywne.

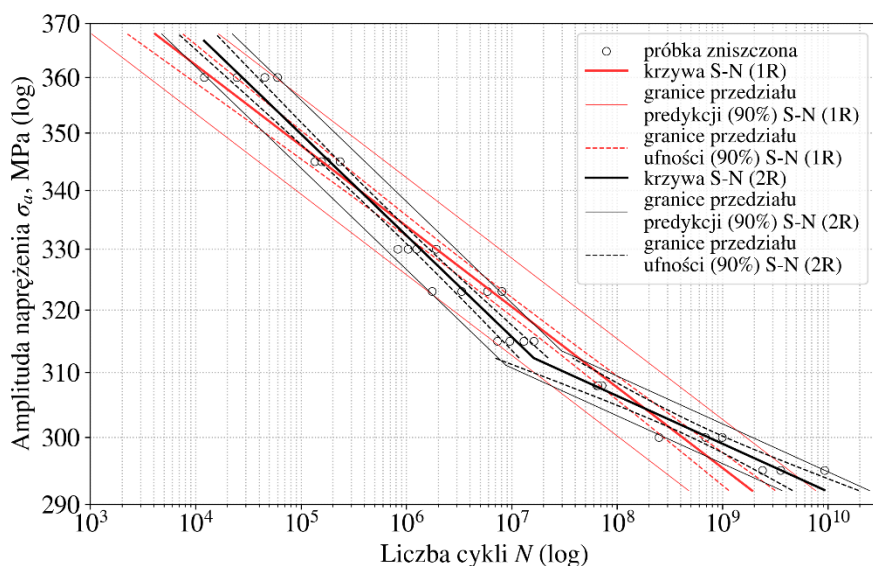
Opracowane w trakcie badań wykresy trwałości zmęczeniowej wraz z modyfikacjami wybranych hipotez zestawiono na rysunku 8.1, co pozwoliło na sformułowanie pierwszych spostrzeżeń.



Rys. 8.1. Warianty przebiegu krzywej trwałości zmęczeniowej S-N oraz jej obliczeniowe modyfikacje pozwalające na uwzględnienie cykli poniżej klasycznej granicy zmęczenia zastosowane w obliczeniach

Na podstawie rysunku 8.1 można zauważyć, że w zakresie HCF przebieg klasycznej krzywej S–N (K) pokrywa się z wykresem opracowanym na podstawie badań eksperymentalnych w pełnym zakresie obciążenia oznaczonym jako S–N (2R). W zakresie VHCF podobny przebieg jak wykres S–N (2R) mają modyfikacje Haibacha zarówno krzywej S–N (K), jak i górnej krzywej wykresu S–N (2R). Wstępnie można więc stwierdzić, że modyfikacja Haibacha dobrze odwzorowuje przebieg trwałości zmęczeniowej w zakresie VHCF dla badanej stali.

Aproksymacja pełnego zakresu danych za pomocą wykresu dwustopniowego S–N (2R) lepiej odzwierciedla charakterystykę trwałości w stosunku do modelu z jedną linią regresji S–N (1R). Na rysunku 8.2 można zauważyć, że obszar predykcji dla regresji jednoliniowej jest znacznie szerszy niż w przypadku modelu dwustopniowego, co świadczy o większej niepewności prognoz. Dla pełniejszej oceny w tabeli 8.1 zestawiono miary statystyczne dopasowania oraz wskaźniki jakości prognoz. Uwzględniono współczynnik determinacji R^2 , który opisuje proporcję wariancji wyjaśnionej przez model, RMSE i MAE, mierzące odpowiednio średni błąd kwadratowy i bezwzględny w jednostkach analizowanej zmiennej, MAPE, określający średni błąd względny w procentach oraz kryteria informacyjne AIC i BIC, które pozwalają ocenić jednocześnie jakość dopasowania oraz złożoność modeli. Łączne zastosowanie tych miar umożliwia kompleksową ocenę jakości aproksymacji.



Rys. 8.2. Zestawienie aproksymacji krzywej S–N w postaci dwustopniowej (S–N (2R)) oraz jednoliniowej (S–N (1R)) wraz z wyznaczonymi przedziałami ufności i predykcji, obrazujące różnice w dopasowaniu modeli do danych eksperymentalnych

Tab. 8.1. Miary dopasowania i jakości prognoz dla aproksymacji krzywej S–N

Wartość statystyczna	S–N (2R)			S–N (1R)
	HCF	VHCF	globalnie	
R^2	0,958	0,916	0,984	0,951
$RMSE$	0,193	0,222	0,203	0,353
MAE	0,161	0,152	0,158	0,281
$MAPE, \%$	2,864	1,684	2,498	4,257
AIC	-61,746	-23,059	-88,553	-56,329
BIC	-59,755	-22,664	-85,818	-53,595

Wyniki analizy statystycznej wskazują, że model dwustopniowy charakteryzuje się lepszym dopasowaniem do danych eksperymentalnych. Uzyskano dla niego wysoki globalny współczynnik determinacji $R^2 = 0,984$. Dla porównania, dla danych odwzorowanych jedną linią (S–N (1R)) osiągnięto wartość $R^2 = 0,951$ zbliżoną, lecz niewystarczającą do wiernego odwzorowania lokalnych trendów, szczególnie w zakresie przejściowym pomiędzy HCF i VHCF. Obie aproksymacje zapewniają stosunkowo dobre odwzorowanie danych, jednak opis dwustopniowy lepiej odzwierciedla zróżnicowanie przebiegu krzywej S–N.

Analiza wskaźników błędu jednoznacznie potwierdza przewagę modelu dwustopniowego. Błąd średniokwadratowy $RMSE$ wyniósł odpowiednio 0,193 (HCF) i 0,222 (VHCF), a globalnie 0,203, podczas gdy dla modelu jednoliniowego osiągnął 0,353. Podobnie wartości MAE wskazują na mniejsze odchylenia w modelu dwustopniowym (ok. 0,16) w porównaniu z 0,28 w modelu jednoliniowym. Również globalny wskaźnik $MAPE$ przyjmuje niższą wartość (2,5 % wobec 4,2 %), co oznacza, że średni błąd prognozy w regresji jednoliniowej jest prawie dwukrotnie wyższy. Dodatkowo, kryteria informacyjne AIC i BIC , które uwzględniają zarówno jakość dopasowania, jak i złożoność modeli, wskazują na przewagę opisu dwustopniowego. Niższe wartości tych kryteriów potwierdzają, że taki sposób aproksymacji jest statystycznie bardziej adekwatny.

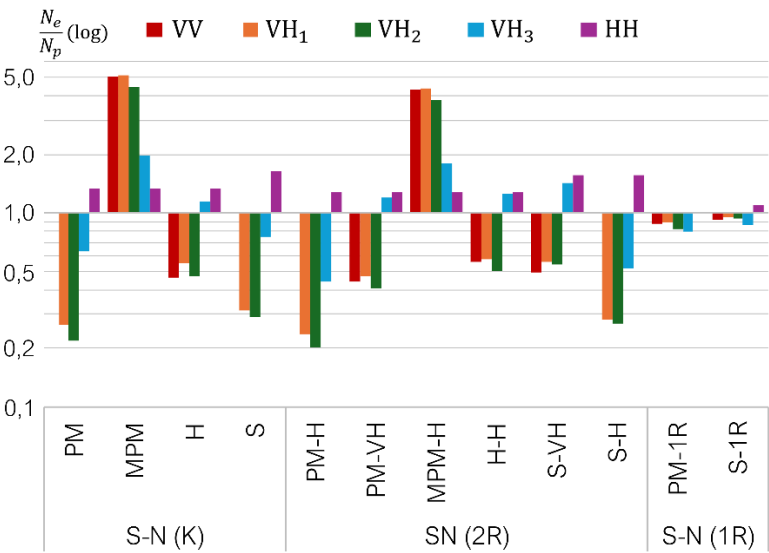
W badaniach zmęczenia istotne jest nie tylko uzyskanie wysokiego dopasowania ogólnego, ale także dobre odwzorowanie lokalnych trendów w poszczególnych zakresach trwałości. Regresja jednoliniowa, mimo mniej złożonego sposobu wyznaczania i porównywalnego globalnego współczynnika determinacji, nie odtwarza zmiany nachylenia charakterystycznej dla przejścia od zakresu HCF do VHCF. Niemniej jednak, ze względu na dobre dopasowanie do danych, może być traktowana jako alternatywny, uproszczony model.

Aby określić, która z aproksymacji krzywej S–N oraz które z zastosowanych modeli hipotez umożliwiają dokładniejsze oszacowanie trwałości zmęczeniowej, w tabeli 8.2 zestawiono wyniki badań eksperymentalnych oraz prognoz w postaci stosunku średnich trwałości eksperymentalnych N_e do prognozowanych N_p . Na rysunku 8.3 wartości te przedstawiono w formie wykresu kolumnowego w skali logarytmicznej (bez uwzględniania tych wyników, dla których $N_p = \infty$). Taki

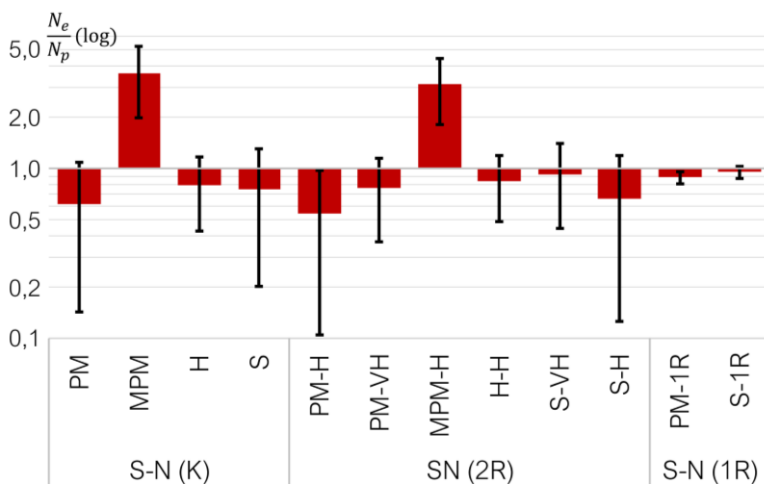
sposób prezentacji pozwala w sposób bardziej czytelny ukazać różnice pomiędzy poszczególnymi metodami prognozowania, zwłaszcza w sytuacjach, gdy wartości znacząco odbiegają od jedności. W tabeli 8.2 zaprezentowano również obliczone wartości średnie $\bar{x}_N$ oraz odchylenia standardowe s_N dla poszczególnych wariantów hipotez, które również zobrazowano w skali logarytmicznej na rysunku 8.4.

Tab. 8.2. Stosunek trwałości eksperymentalnej do prognozowanej N_e/N_p dla różnych hipotez kumulacji uszkodzeń i krzywych S–N

Lp.		S-N (K)				S-N (2R)						S-N (1R)	
		PM	MPM	H	S	PM-H	PM-VH	MPM-H	H-H	S-VH	S-H	PM-1R	S-1R
		N_e/N_p											
1.	VV	-	5,04	0,47	-	-	0,44	4,32	0,56	0,50	-	0,88	0,92
2.	VH ₁	0,27	5,11	0,55	0,32	0,24	0,47	4,37	0,58	0,56	0,28	0,89	0,95
3.	VH ₂	0,22	4,42	0,47	0,29	0,20	0,41	3,79	0,50	0,54	0,27	0,83	0,93
4.	VH ₃	0,63	1,99	1,15	0,75	0,44	1,20	1,81	1,26	1,42	0,52	0,80	0,86
5.	HH	1,34	1,34	1,34	1,65	1,27	1,27	1,27	1,27	1,56	1,56	1,01	1,10
	$\bar{x}_N$	0,61	3,58	0,79	0,75	0,54	0,76	3,11	0,83	0,92	0,66	0,88	0,95
	s_N	0,47	1,60	0,37	0,58	0,43	0,39	1,31	0,35	0,47	0,53	0,07	0,08



Rys. 8.3. Porównanie wyników prognozowania N_p z wartościami średnimi uzyskanymi w badaniach eksperymentalnych N_e , gdzie wartość równa 1 odpowiada najlepszej zgodności wyników



Rys. 8.4. Porównanie wyników wartości średnich szacowania dla wszystkich wariantów N_p z wartościami średnimi uzyskanymi w badaniach eksperymentalnych N_e , gdzie wartość równa 1 odpowiada najlepszej zgodności wyników

Na podstawie wyników zestawionych w tabeli 8.2 można w pierwszej kolejności zauważyć, że dla programu z dwoma poziomami obciążenia mieszczącymi się w zakresie gigacyklowym metoda PM oraz jej wariant PM-H, a tym samym także S i S-H dały wartości równe zero. Wynika to z niedoskonałości przyjętego założenia, że powyżej 10^7 cykli trwałość prognozowana przyjmuje wartość $N_p = \infty$. W programach, w których niższy poziom amplitudy naprężeń należał do zakresu gigacyklowego, pomijanie cykli z tego przedziału w sumarycznym uszkodzeniu D_{N_c} prowadziło do zawyżenia prognozowanej trwałości zmęczeniowej. Potwierdza to niewielką praktyczną przydatność tego podejścia.

Dane zaprezentowane na wykresie (Rys. 8.3) pokazują duże zróżnicowanie prognozowanej trwałości względem wyników eksperymentalnych. Średnie wartości przedstawione na rysunku 8.4 uwidaczniają ogólne tendencje oraz przewidywaną dokładność poszczególnych metod w zależności od programu obciążania. Ogólnie dwie metody będące modyfikacjami hipotezy Palmgrena–Minera oparte na ekstrapolacji krzywej S–N na zakres poniżej granicy zmęczenia, tj. MPM oraz MPM-H okazały się wyraźnie zbyt konserwatywne, gdyż prognozowały znacząco krótszą trwałość zmęczeniową niż uzyskana doświadczalnie. Niedoszacowanie to obserwowano także w przypadku wszystkich metod prognozujących trwałość w programie obciążenia, w którym oba poziomy amplitud naprężeń mieściły się w zakresie wysokocyklowym (HH).

Liniowe hipotezy korzystające z tej samej krzywej trwałości z zakresu wysokocyklowego, ze względu na ich charakter przy występowaniu poziomów obciążeń opisanych tą samą krzywą, nie obejmującą zakresu modyfikacji zawsze będą dawały identyczną prognozę. Potwierdzają to wyniki programu HH.

Zwiększenie dokładności szacowania uzyskano stosując hipotezę kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych (PM-VH) uwzględniającą zakres gigacyklowy w przypadku jednoczesnego wykorzystania wyznaczonej eksperymentalnie dwustopniowej krzywej S–N (2R) zamiast jej wariantu PM-H, który nie uwzględnia przedziału VHCF. Analizując wartość średnią stwierdzić można, że zastosowanie modyfikacji Serensena jeszcze bardziej zwiększyło precyzję prognoz.

Zgodnie z wcześniejszymi spostrzeżeniami oraz przedstawionymi wynikami można potwierdzić, że modyfikacja Haibacha dobrze odwzorowuje zakres trwałości gigacyklowej zarówno bazując na klasycznej krzywej S–N (K), jak i pierwszym stopniu krzywej dwustopniowej S–N (2R). Wyniki te sugerują, że w przypadku badanej stali zastosowanie modyfikacji Haibacha w zakresie gigacyklowym może przynieść podobne rezultaty jak realizacja badań eksperymentalnych w zakresie VHCF.

Hipoteza Serensena prowadziła we wszystkich przypadkach do zmniejszenia prognozowanej trwałości względem klasycznej hipotezy PM. Dla części programów (VV, VH₁, VH₂, VH₃ w przypadku metod S i S-H oraz VV, VH₁, VH₂ w przypadku S-VH) poprawiało to trafność predykcji, natomiast dla pozostałych programów skutkowało zwiększeniem niedoszacowania.

Metody bazujące na krzywych S–N (K) oraz S–N (2R) charakteryzowały się przeszacowaniem trwałości dla programów VV, VH₁ i VH₂, a z wyłączeniem metod PM, PM-H, S i S-H niedoszacowaniem dla programów VH₃ oraz HH, gdzie występowały wyższe amplitudy naprężeń. Można więc stwierdzić, że o znaku błędu względnego prognozy (przeszacowanie lub niedoszacowanie) decyduje amplituda niższego poziomu w bloku obciążenia. Widać to na przykładzie metody PM-VH dla programów VV, VH₁ i VH₂, w których $\sigma_{a,L}=295$ MPa stosunek N_e/N_p miał podobne wartości, natomiast w programach VH₃ i HH, gdzie $\sigma_{a,L}$ było większe, uzyskano analogicznie wyższe wartości N_e/N_p .

Hipotezy bazujące na krzywej z jedną linią regresji wykazały wysoką dokładność niezależnie od programu obciążenia. Pomimo że sama krzywa nie odwzorowywała najlepiej trwałości w próbach stałoamplitudowych, to jej użycie zapewniło dużą dokładność szacowania. Dodatkowe wprowadzenie współczynnika korekcyjnego pozwoliło uzyskać jeszcze lepszą średnią wartość N_e/N_p przy jednocześnie niewielkim odchyleniu względem analizowanych programów.

Aby sklasyfikować przedstawione warianty hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych określono wskaźnik jakości Q, który łączy w sobie ocenę dokładności średniej wartości względem badań eksperymentalnych (wartość 1) oraz stabilności wyników. Jako miarę dokładności przyjęto odchylenie średniej w skali logarytmicznej $\log|\bar{x}_N|$, natomiast stabilność scharakteryzowano poprzez współczynnik zmienności $s_N/\bar{x}_N$ w formie logarytmicznej transformacji $\log\left|1 - \frac{s_N}{\bar{x}_N}\right|$. Ostatecznie wskaźnik zdefiniowano jako:

$$Q = v_1 \cdot \log|\bar{x}_N| + v_2 \cdot \log\left|1 - \frac{s_N}{\bar{x}_N}\right|, \quad (8.1)$$

gdzie v_1 oraz v_2 są współczynnikami wagowymi, umożliwiającymi nadanie odpowiedniego znaczenia dokładności średniej (v_1) oraz stabilności wyników (v_2). Z racji tego, że w szacowaniu trwałości zmęczeniowej kluczowe znaczenie ma powtarzalność i stabilność uzyskiwanych rezultatów, przyjęto $v_1 = 1$ oraz $v_2 = 2$, co odpowiada dwukrotnie większej wadze przypisanej stabilności. Niższe wartości wskaźnika oznaczają lepsze dopasowanie i większą stabilność metody. Wskaźnik Q ma charakter autorski i pełni funkcję pomocniczą w klasyfikacji, a jego wartości należy interpretować wyłącznie porównawczo. Uzyskaną klasyfikację przedstawiono w tabeli 8.3.

Tab. 8.3. Klasyfikacja hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w różnych wariantach ich zastosowania na podstawie przyjętego wskaźnika Q

Miejsce w klasyfikacji	Zastosowana krzywa	Hipoteza	$\bar{x}_N$	s_N	Q
1	S-N (1R)	S-1R	0,95	0,08	0,09
2	S-N (1R)	PM-1R	0,88	0,07	0,12
3	SN (2R)	H-H	0,83	0,35	0,38
4	SN (2R)	S-VH	0,92	0,47	0,40
5	S-N (KR)	H	0,79	0,37	0,43
6	SN (2R)	PM-VH	0,76	0,39	0,48
7	S-N (K)	S	0,75	0,55	0,60
8	SN (2R)	S-H	0,66	0,53	0,70
9	S-N (K)	PM	0,61	0,47	0,71
10	SN (2R)	PM-H	0,54	0,43	0,78
11	SN (2R)	MPM-H	3,11	1,31	0,80
12	S-N (K)	MPM	3,58	1,60	0,87

Zgodnie z przedstawioną klasyfikacją, a także na podstawie wcześniejszych spostrzeżeń wykazano, że najlepszą metodą do szacowania trwałości zmęczeniowej stali S355J2+N w warunkach obciążeń obejmujących zarówno zakres HCF, jak i VHCF, jest hipoteza Palmgrena–Minera w dwóch wariantach: modyfikacja według Serensena oraz pierwotna postać tej hipotezy. Oba podejścia bazują na wykresie S–N opisanym jedną linią regresji wyznaczoną na podstawie danych uzyskanych przy użyciu ultradźwiękowego systemu do badań zmęczeniowych obejmującą pełny zakres trwałości (HCF i VHCF).

9. PODSUMOWANIE

Przeprowadzone badania oraz analiza ich wyników pozwoliły potwierdzić hipotezę badawczą, zgodnie z którą uwzględnienie w liniowych hipotezach kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych charakterystyki obejmującej zarówno zakres wysokocyklowy (HCF), jak i gigacyklowy (VHCF), wyznaczonej na podstawie badań z zastosowaniem układów ultradźwiękowych, umożliwia zwiększenie dokładności szacowania trwałości zmęczeniowej w przypadku stali S355J2+N. Uzyskane wyniki dowodzą, że włączenie do obliczeń danych z zakresu trwałości gigacyklowej pozwala na lepsze odwzorowanie rzeczywistego przebiegu procesów prowadzących do uszkodzenia materiału, a w konsekwencji umożliwia formułowanie bardziej wiarygodnych prognoz jego trwałości.

Zrealizowane zostały również wszystkie założone cele pracy. Opracowano i zweryfikowano procedurę badań zmęczeniowych z zastosowaniem ultradźwiękowego systemu badawczego uwzględniającą m.in. aspekty związane z wyznaczeniem właściwości materiałowych, projektowaniem próbek, kalibracją układu obciążania oraz jego weryfikacją. W ramach przeprowadzonych eksperymentów wyznaczono wybrane właściwości statyczne oraz charakterystyki zmęczeniowe stali S355J2+N w zakresie HCF i VHCF. Dane te wzbogacają dotychczasową wiedzę dotyczącą właściwości materiałów konstrukcyjnych i stanowią punkt odniesienia dla dalszych badań.

Dokonano weryfikacji wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych analizując ich zdolność do szacowania trwałości w warunkach obciążeń o zmiennych amplitudach obejmujących zakres wysoko- i gigacyklowy. Analiza wyników wykazała, że zastosowanie charakterystyk zmęczeniowych opracowanych na podstawie danych eksperymentalnych uzyskanych w badaniach realizowanych z częstotliwością ultradźwiękową pozwala zwiększyć trafność prognozowania trwałości w odniesieniu do analizowanego materiału.

Zrealizowane prace badawcze oraz analizy ich wyników potwierdziły zasadność prowadzenia badań zmęczeniowych z zastosowaniem ultradźwiękowych systemów badawczych oraz wykazały, że mogą one stanowić istotne uzupełnienie stosowanych w praktyce inżynierskiej metod prognozowania trwałości zmęczeniowej, szczególnie w przypadku widm obciążenia z zakresu klasycznie pojmowanej nieograniczonej trwałości zmęczeniowej.

Jako oryginalne osiągnięcia autora, wynikające z przeprowadzonych prac badawczych można wyróżnić:

- Opracowanie i walidacja procedury ultradźwiękowych badań zmęczeniowych w zakresie HCF i VHCF obejmującej wyznaczenie niezbędnych właściwości materiałowych, kalibrację systemu badawczego, numeryczno-eksperymentalne opracowanie geometrii próbek z uwzględnieniem autorskiego podejścia do modelowania tłumienia materiałowego oraz weryfikację naprężeń w próbkach przy użyciu opracowanego dedykowanego układu pomiarowego opartego na tensometrii oporowej.

- Eksperymentalne wyznaczenie właściwości zmęczeniowych stali S355J2+N w pełnym zakresie HCF–VHCF, które potwierdziło opisywany w literaturze brak granicy zmęczenia dla tego materiału. Jednocześnie pozyskano nowe dane z zakresu gigacyklowego.
- Weryfikacja liniowych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych zrealizowana na przykładzie stali S355J2+N dla obciążeń programowych obejmujących poziomy naprężenia zarówno z zakresu HCF, jak i VHCF. Zastosowano przy tym odmienne opisy wykresów zmęczeniowych oraz hipotezę Palmgrena–Minera i jej modyfikacje pozwalające na uwzględnienie zakresu gigacyklowego. Ostatecznie wskazano na metodę opracowania wykresu Wöhlera uwzględniającą zakres VHCF, która w połączeniu ze wskazaną hipotezą kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych pozwala zwiększyć trafność prognozowania trwałości w odniesieniu do analizowanego materiału

Uzyskane rezultaty oraz ich analiza pozwoliły na opracowanie wniosków, które podsumowują całość przeprowadzonych badań i stanowią punkt wyjścia do dalszych rozważań. Obejmują one zarówno opracowaną oryginalną metodykę badań, jak i zrealizowany szeroki program prac eksperymentalnych, a także obliczeń analitycznych i numerycznych. Wnioski te odnoszą się zarówno do aspektów metodycznych, jak i poznawczych wskazując na praktyczną użyteczność wypracowanych rozwiązań oraz ich znaczenie w zakresie oceny trwałości zmęczeniowej stali konstrukcyjnych.

9.1. Wnioski z pracy

1. Wyniki analizy wybranych hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych wykazały, że najbardziej trafne prognozy trwałości uzyskano przy zastosowaniu hipotezy Palmgrena–Minera z modyfikacją zaproponowaną przez Serensena oraz w jej pierwotnej postaci. Oba podejścia bazują na krzywej S–N opisanej jedną linią regresji, wyznaczoną w pełnym zakresie danych zmęczeniowych obejmujących zarówno obszar HCF, jak i VHCF. Metody te dawały wartości stosunku N_e/N_p najbliższe jedności oraz cechowały się najmniejszą zmiennością pomiędzy programami, co czyni je najbardziej uzasadnionym wyborem do praktycznych oszacowań trwałości stali S355J2+N w warunkach zmiennych obciążeń.
2. Badania wykazały, że stal S355J2+N nie posiada nieograniczonej trwałości w zakresie gigacyklowym. Pęknięcia zmęczeniowe występowały nawet przy liczbie cykli rzędu $9 \cdot 10^9$ co oznacza, że klasyczne podejście zakładające istnienie granicy zmęczenia na poziomie 10^7 cykli nie znajduje potwierdzenia w przypadku tego materiału. W konsekwencji zakres VHCF należy zawsze traktować jako obszar o skończonej trwałości, który powinien być uwzględniany w prognozach.
3. Na podstawie przedstawionych analiz można stwierdzić, że klasyczne podejście dotyczące szacowania trwałości zmęczeniowej nieuwzględniające obszaru gigacyklowego dla obciążeń z tego zakresu może prowadzić do znaczących

błędów przeszacowując (nawet 5-krotne) lub prognozując nieskończoną trwałość. Stąd też zakres VHCF powinien być uwzględniany przy sumowaniu uszkodzeń zmęczeniowych poprzez wyznaczenie eksperymentalnej krzywej S–N lub zastosowanie właściwej hipotezy uwzględniającej ten zakres.

4. Uwzględnienie przy szacowaniu trwałości zmęczeniowej zakresu VHCF poprzez przedłużenie na ten obszar charakterystyki z zakresu wysokocyklowego może powodować nawet 5-krotne niedoszacowanie.
5. Modyfikacja Haibacha umożliwiała odwzorowanie zakresu VHCF dla stali S355J2+N bez konieczności przeprowadzania pełnych badań w tym obszarze. Uzyskane wyniki wskazują, że w przypadkach braku danych eksperymentalnych wprowadzenie korekty Haibacha może stanowić skuteczną i praktyczną alternatywę, zwłaszcza dla zastosowań inżynierskich.
6. Analiza porównawcza aproksymacji krzywej S–N dla stali S355J2+N i odpowiednich wskaźników statystycznych wykazała, że opis dwustopniowy S–N (2R) lepiej odwzorowuje dane eksperymentalne zapewniając wyższe dopasowanie i wierniejsze uchwycenie przejścia między zakresem VHCF i HCF. Z kolei aproksymacja jednoliniowa S–N (1R), choć prostsza, to w połączeniu z hipotezą Palmgren–Minera i jej modyfikacjami dawała bardzo dobre wyniki szacowania trwałości w przypadku obciążeń zmiennoamplitudowych. Dobór rodzaju krzywej powinien zatem zależeć od celu: dane doświadczalne lepiej opisuje wykres S–N (2R), natomiast praktyczne prognozy mogą być z powodzeniem oparte na wykresie S–N (1R).
7. Badania cykliczne prowadzone przy wykorzystaniu ultradźwiękowego systemu do badań zmęczeniowych pozwalają na relatywnie szybkie wyznaczenie zarówno zakresu wysoko-, jak i gigacyklowego trwałości materiałów metalowych umożliwiając lepsze poznanie właściwości zmęczeniowych, zwłaszcza na skutek oddziaływania dużej liczby cykli.
8. Analiza przełomów potwierdziła zależność mechanizmu zniszczenia od amplitudy obciążenia. Przy wysokich poziomach obserwowano dominację efektów cieplno-mechanicznych prowadzących do gwałtownego dołamania, natomiast przy niższych amplitudach udział stabilnej propagacji pęknięcia znacząco wzrastał, a miejsce inicjacji pęknięcia było znacznie łatwiejsze do wyznaczenia. W zakresie gigacyklowym przełomy miały zbliżony charakter obejmując rozległą strefę propagacji i niewielką strefę końcowego dołamania. W programach zmiennoamplitudowych krótkotrwałe epizody wysokich obciążeń wyraźnie przyspieszały propagację pęknięcia. Wszystkie pęknięcia inicjowały się na powierzchni próbek, co wynikało z ich geometrii klepsydrowej oraz wysokiej czystości metalurgicznej materiału. Rozkład naprężeń w przekroju próbki skutecznie ograniczał ryzyko inicjacji podpowierzchniowej.
9. Zastosowanie modyfikacji Serensena w hipotezie Palmgren–Minera powodowało obniżanie prognozowanej trwałości zmęczeniowej wynikające z przyjmowania jako sumy uszkodzenia wartości mniejszej niż 1. W części przypadków poprawiało to zgodność z wynikami eksperymentalnymi,

w innych natomiast skutkowało nadmiernym niedoszacowaniem. Wskazuje to na konieczność świadomego stosowania tego podejścia zależnie od charakterystyki analizowanego widma obciążeń.

10. Badania programowane zrealizowano w układzie Lo–Hi, obejmującym trzy konfiguracje poziomów obciążeń z zakresu wysokocyklowego i gigacyklowego, przy czym proporcje cykli dobrano zgodnie z hipotezą Palmgren–Minera rozszerzoną o zakres VHCF tak, aby każdy poziom wprowadzał porównywalny stopień uszkodzenia. Przyjęte podejście umożliwiło uzyskanie wartościowych danych weryfikacyjnych stanowiących podstawę do analiz hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.
11. Programy zmiennoamplitudowe oparte na założeniu równych udziałów uszkodzeń dla poszczególnych poziomów obciążenia prowadziły do wyraźnej dysproporcji liczby cykli na tych poziomach z dominacją poziomu o niższej amplitudzie. Wskazuje to, że projektując przebiegi obciążeń należy kontrolować nie tylko udział w uszkodzeniu, ale także proporcje liczby cykli przypadających na poszczególne poziomy.
12. Analizy MES wykazały obecność lokalnych efektów wynikających z geometrii próbki, takich jak asymetria drgań jej końców czy gradient naprężeń w przewężeniu, w którym naprężenia na powierzchni było większe o około 2,2 % niż w jej osi. Zjawiska te zostały ocenione i uznane za nieistotne dla poprawności wyników. Jednocześnie wyznaczona objętość krytyczna próbki ($V_{90} = 41,58 \text{ mm}^3$), typowa dla geometrii klepsydrowej i zgodna z danymi literaturowymi, potwierdza poprawność przyjętego projektu oraz adekwatność zastosowanego podejścia metodycznego.
13. Opracowana procedura weryfikacji numeryczno-eksperymentalnej, uwzględniająca korektę modelu MES poprzez zastosowanie modelu tłumienia Rayleigh’a pozwoliła uzyskać zgodność pomiędzy wynikami obliczeń i pomiarów tensometrycznych na poziomie błędu około 1%. Tak wysoka dokładność potwierdza, że przyjęta metodologia umożliwia wiarygodne przeniesienie wyników analiz numerycznych na rzeczywiste warunki badań.
14. W ramach prac badawczych opracowano i zweryfikowano geometrię próbki typu hourglass dostosowaną do specyfiki badań ultradźwiękowych. Jej projekt został zweryfikowany z zastosowaniem analizy numerycznej MES oraz zweryfikowany eksperymentalnie. Ustalono optymalne parametry geometryczne oraz współczynnik k_σ , co umożliwia prowadzenie badań w zakresie amplitud odpowiednich dla tej metody.
15. W ramach opracowanego programu badań zastosowano obciążenia blokowe wynikające z konieczności kontrolowania temperatury próbek, przy czym każdy blok obejmował 20 000 cykli, a czas przerw dostosowywano do warunków prób. Pozwoliło to na prowadzenie badań w stabilnych warunkach termicznych, co znacząco zwiększyło ich jakość i powtarzalność.
16. System badawczy zastosowany w trakcie realizacji pracy został odpowiednio wyposażony i skalibrowany, m.in. poprzez wprowadzenie pirometru do kontroli temperatury, na potrzeby którego napisano dedykowane oprogramowanie.

17. W pracy przeprowadzono badania obejmujące próby monotonicznego rozciągania, wyznaczenie parametrów materiałowych, kalibrację systemu ultradźwiękowego oraz analizy numeryczne. Tak kompleksowe podejście umożliwiło z jednej strony dokładne określenie właściwości mechanicznych stali S355J2+N, a z drugiej dostosowanie procedury badań zmęczeniowych do specyfiki materiału i aparatury. Osiągnięta spójność wyników analitycznych, numerycznych i eksperymentalnych potwierdza poprawność przyjętej metodologii.
18. Na potrzeby badań opracowano i zweryfikowano dedykowany układ pomiarowy oparty na tensometrii oporowej umożliwiający precyzyjne wyznaczanie amplitudy naprężeń w próbkach obciążanych z częstotliwością 20 kHz. Zbudowany system charakteryzuje się wysoką dokładnością i powtarzalnością (błąd względny poniżej 1 %), co potwierdzono w trakcie walidacji. Opracowana metodyka analizy sygnału uzyskanego za pomocą tensometru pozwala na jego jednoznaczną interpretację, co znacząco zwiększa wiarygodność uzyskiwanych wyników
19. W pracy opracowano i wdrożono autorską procedurę prowadzenia badań zmęczeniowych przy zastosowaniu systemu ultradźwiękowego. Procedura ta obejmuje wszystkie etapy przygotowania i realizacji badań, począwszy od wyznaczenia niezbędnych parametrów materiałowych, analizy numerycznej służącej zaprojektowaniu i weryfikacji geometrii próbek, poprzez kalibrację aparatury i układów pomiarowych, aż po wyznaczenie parametrów niezbędnych do realizacji badań zmęczeniowych. Stanowi ona istotny wkład praktyczny umożliwiając prowadzenie badań zmęczeniowych w zakresie HCF i VHCF w przypadku braku norm lub zaleceń. Procedura ta została zweryfikowana eksperymentalnie i obecnie stosowana jest w Laboratorium Badań Materiałów i Konstrukcji Politechniki Bydgoskiej, stanowiąc istotne osiągnięcie metodyczne tej rozprawy.

9.2. Wnioski do dalszych badań

Uzyskane w ramach realizacji wyniki oraz doświadczenie stanowią podstawę do dalszych analiz oraz pogłębionych prac eksperymentalnych. W szczególności wskazują one na potrzebę kontynuacji badań w następujących obszarach:

1. Dalsze badania powinny w pierwszej kolejności objąć rozszerzenie programów obciążeń na bardziej złożone przebiegi niż dwustopniowe układy Lo–Hi. Zasadne jest włączenie zarówno sekwencji wieloblokowych, jak i przebiegów losowych, które lepiej odwzorowują rzeczywiste warunki eksploatacji konstrukcji. Pozwoli to na szerszą weryfikację skuteczności hipotez kumulacji uszkodzeń dla obciążeń zmiennieamplitudowych.
2. Ważnym kierunkiem dalszych badań jest analiza wpływu proporcji poziomów obciążeń Lo i Hi na trwałość zmęczeniową. Wyniki dotychczasowych badań sugerują, że klasyczne hipotezy liniowe, takie jak Palmgrena–Minera, mogą nie odzwierciedlać rzeczywistego procesu

kumulacji uszkodzeń w zakresie gigacyklowym, zwłaszcza gdy zmienia się kolejność i udział cykli na poszczególnych poziomach. Z tego względu konieczne jest porównanie skuteczności liniowych, a także nieliniowych modeli sumowania uszkodzeń oraz sprawdzenie ich przydatności w prognozowaniu trwałości.

3. Celowe jest przeprowadzenie weryfikacji opracowanej procedury badawczej oraz zastosowanych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych dla innych gatunków materiałów konstrukcyjnych poddanych bardzo dużej liczbie cykli o zmiennej amplitudzie obciążenia. Szczególnie istotne jest określenie jak na trafność prognozowania trwałości zmęczeniowej wpłyną modyfikacje krzywych S–N wynikające zarówno z odmiennej interpretacji danych eksperymentalnych, jak i z zastosowania podejścia Haibacha.
4. Kolejnym istotnym zagadnieniem jest wpływ częstotliwości obciążenia na mechanizmy zmęczeniowe i skuteczność weryfikowanych hipotez. Badania prowadzone przy 20 kHz umożliwiają osiągnięcie bardzo wysokiej liczby cykli w krótkim czasie, jednak wymagają potwierdzenia, że obserwowane zjawiska są zgodne z tymi, które zachodzą przy częstotliwościach konwencjonalnych. Analizy porównawcze z zastosowaniem klasycznych maszyn wytrzymałościowych pozwolą zweryfikować wpływ takich czynników jak efekt skali czy geometria próbki na trwałość zmęczeniową i stopień odniesienia wyników badań ultradźwiękowych do rzeczywistych warunków eksploatacji konstrukcji.
5. Zasadne jest również rozwinięcie badań w kierunku analizy mechanizmów inicjacji i propagacji pęknięć, a także ocenę wpływu mikrostruktury, czystości materiału i orientacji walcowania na mechanizmy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych szczególnie w zakresie gigacyklowym, gdzie obserwuje się zmianę dominujących mechanizmów uszkodzeń od powierzchniowych do podpowierzchniowych. Połączenie badań ultradźwiękowych z technikami nieniszczącymi, takimi jak emisja akustyczna, termografia, tomografia rentgenowska czy cyfrowa korelacja obrazu może umożliwić monitorowanie procesów uszkodzeń i stanowić wartościowe uzupełnienie podstawowej analizy fraktograficznej.
6. Kierunkiem badań wartym zainteresowania wydaje się być dokładniejsza analiza wpływu tłumienia materiałowego na procesy zmęczeniowe przy obciążeniach z częstotliwością 20 kHz. Wyniki przeprowadzonych badań wykazały, że uwzględnienie tłumienia w modelu numerycznym pozwala lepiej odwzorować rozkład naprężeń i amplitudy drgań w próbce, a uzyskane wartości były zgodne z wynikami pomiarów tensometrycznych w granicach błędu rzędu kilku procent. Zjawisko to może odgrywać istotną rolę w długotrwałej eksploatacji elementów poddanych cyklicznemu obciążeniu, ponieważ prowadzi do lokalnej redukcji naprężeń, ale jednocześnie może powodować przesunięcie częstotliwości rezonansowych.
7. System do zmęczeniowych badań ultradźwiękowych oraz opracowana procedura badawcza umożliwia analizę wpływu warunków środowiskowych

i eksploatacyjnych, takich jak podwyższona temperatura, środowisko korozyjne czy obecność naprężeń średnich lub obciążeń wieloosiowych na trwałość zmęczeniową w zakresie gigacyklowym. Tego typu czynniki mają istotny wpływ na rzeczywiste warunki pracy elementów konstrukcyjnych i mogą znacząco zmieniać wyniki weryfikacji hipotez kumulacji uszkodzeń.

8. Kolejnym etapem realizacji badań przy zastosowaniu systemu ultradźwiękowego powinna być walidacja zaproponowanych procedur oraz hipotez na poziomie elementów rzeczywistych, takich jak spoiny, połączenia konstrukcyjne czy fragmenty kształtowników i rur. Tego typu badania umożliwią ocenę przydatności hipotez w praktyce inżynierskiej oraz ich potencjalne wdrożenie do procedur projektowych i eksploatacyjnych.

LITERATURA

- [1] Abbasi, M., and Moustafa, M. A., 2021. Effect of Damping Modeling and Characteristics on Seismic Vulnerability Assessment of Multi-Frame Bridges, *J. Earthq. Eng.*, 25(8), pp. 1616–1643.
- [2] Ahlqvist, M., Weddfelt, K., Norman, V., and Leidermark, D., 2024. Accounting for Defect Position in Ultrasonic Fatigue Test Specimen with Heterogeneous Stress Distribution, *Eng. Fract. Mech.*, 308, p. 110342.
- [3] V. Anes, D. Montalvão, A. Ribeiro, M. Freitas, M. F., 2011. Design and Instrumentation of an Ultrasonic Fatigue Testing, *Fifth Int. Conf. Very High Cycle Fatigue*.
- [4] Arcari, A., Apetre, N., Dowling, N., Meischel, M., Stanzl-Tschegg, S., Iyyer, N., and Phan, N., 2015. Variable Amplitude Fatigue Life in VHCF and Probabilistic Life Predictions, *Procedia Eng.*, 114, pp. 574–582.
- [5] Arendarski, J., 2006. Niepewność Pomiarów.
- [6] Bach, C., 1896. *Maschinen Elemente*, Stuttgart.
- [7] Bach, J., Höppel, H. W., Bitzek, E., and Göken, M., 2013. Influence of Specimen Geometry on Temperature Increase during Ultrasonic Fatigue Testing, *Ultrasonics*, 53(8), pp. 1412–1416.
- [8] Bathias, C.; Paris, P. ., 2004. *Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice*, Marcel Dekker New York.
- [9] Bathias, C., 1999. There Is No Infinite Fatigue Life in Metallic Materials, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 22(7), pp. 559–565.
- [10] Bathias, C., Ni, J., Wu, T., International, A., for Testing, A. S., and Materials, 1994. *An Automatic Ultrasonic Fatigue Testing System for Studying Low Crack Growth at Room and High Temperatures*, ASTM International.
- [11] Bathias, C., and Pineau, A. (André), 2011. *Fatigue of Materials and Structures : Application to Design and Damage*, ISTE.
- [12] Bayraktar, E., Garcias, I. M., and Bathias, C., 2006. Failure Mechanisms of Automotive Metallic Alloys in Very High Cycle Fatigue Range, *Int. J. Fatigue*, 28(11), pp. 1590–1602.
- [13] Berger, G., Pyttel, B., and Schwerdt, D., 2008. Beyond HCF - Is There a Fatigue Limit?, *Materwiss. Werksttech.*, 39(10), pp. 769–776.
- [14] Blanter, M. S., Golovin, I. S., Neuhäuser, H., and Sinning, H.-R., 2007. Internal Friction in Metallic Materials, 90.
- [15] Carter, T. J., 2005. Common Failures in Gas Turbine Blades, *Eng. Fail. Anal.*, 12(2), pp. 237–247.
- [16] Černý, I., Sís, J., and Zháňal, P., 2016. Fatigue Resistance of Laser Welded S355 Steel Sheet, *Key Eng. Mater.*, 665, pp. 69–72.
- [17] Costa, P., Nwawe, R., Soares, H., Reis, L., Freitas, M., Chen, Y., and Montalvão, D., 2020. Review of Multiaxial Testing for Very High Cycle Fatigue: From “Conventional” to Ultrasonic Machines, *Mach.* 2020, Vol. 8, Page 25, 8(2), p. 25.

- [18] Crupi, V., Epasto, G., Guglielmino, E., and Risitano, G., 2015. Analysis of Temperature and Fracture Surface of AISI4140 Steel in Very High Cycle Fatigue Regime, *Theor. Appl. Fract. Mech.*, 80, pp. 22–30.
- [19] Dobberke, D., Leitner, M., Wiebesiek, J., and Fröschl, J., 2024. Layer Approach to Model Fatigue Strength of Surface-Hardened Components, *Met.* 2024, Vol. 14, Page 754, 14(7), p. 754.
- [20] England, A., Toupis, A., and Gorash, Y., 2023. Very High Cycle Fatigue of Welds: A Review, *Met.* 2023, Vol. 13, Page 1860, 13(11), p. 1860.
- [21] Espadafor, F. J., Villanueva, J. B., and García, M. T., 2009. Analysis of a Diesel Generator Crankshaft Failure, *Eng. Fail. Anal.*, 16(7), pp. 2333–2341.
- [22] Feng, N., Wang, X., Guo, J., Li, Q., Yu, J., and Zhang, X., 2022. Design Theory and Experimental Research of Ultrasonic Fatigue Test, *Mach.* 2022, Vol. 10, Page 635, 10(8), p. 635.
- [23] Filgueiras, P. F., Bathias, C., Palma, E. S., and Wang, C., 2014. Inducing Very High Cycle Fretting-Fatigue in the Ultrasonic Regime, *Tribol. Int.*, 76, pp. 57–62.
- [24] Fisher, J. W., and Roy, S., 2015. FATIGUE DAMAGE IN STEEL BRIDGES AND EXTENDING THEIR LIFE, *Adv. Steel Constr.*, 11(3), pp. 250–268.
- [25] Fitzka, M., Schönbauer, B. M., Rhein, R. K., Sanaei, N., Zekriardehani, S., Tekalur, S. A., Carroll, J. W., and Mayer, H., 2021. Usability of Ultrasonic Frequency Testing for Rapid Generation of High and Very High Cycle Fatigue Data, *Materials (Basel)*, 14(9), p. 2245.
- [26] Furuya, Y., 2008. Specimen Size Effects on Gigacycle Fatigue Properties of High-Strength Steel under Ultrasonic Fatigue Testing, *Scr. Mater.*, 58(11), pp. 1014–1017.
- [27] Furuya, Y., Matsuoka, S., Abe, T., and Yamaguchi, K., 2002. Gigacycle Fatigue Properties for High-Strength Low-Alloy Steel at 100 Hz, 600 Hz, and 20 KHz, *Scr. Mater.*, 46(2), pp. 157–162.
- [28] Furuya, Y., 2009. Specimen Size Effect on Gigacycle Fatigue Properties of SUP7 Spring Steels, *Tetsu-to-Hagane*, 95(5), pp. 426–433.
- [29] GABAUER, W., 2000. Manual of Codes of Practice for the Determination of Uncertainties in Mechanical Tests on Metallic Materials., *Code Pract.* No. 07 - Determ. Uncertainties Tensile Testing., (1).
- [30] Gao, W., Wang, D., Cheng, F., Di, X., Deng, C., and Xu, W., 2016. Microstructural and Mechanical Performance of Underwater Wet Welded S355 Steel, *J. Mater. Process. Technol.*, 238, pp. 333–340.
- [31] Giertler, A., and Krupp, U., 2021. Investigation of Fatigue Damage of Tempered Martensitic Steel during High Cycle Fatigue and Very High Cycle Fatigue Loading Using In Situ Monitoring by Scanning Electron Microscope and High-Resolution Thermography, *Steel Res. Int.*, 92(12), pp. 0–9.
- [32] Golos, K., and Ellyin, F., 1987. Generalization of Cumulative Damage

- Criterion to Multilevel Cyclic Loading, *Theor. Appl. Fract. Mech.*, 7(3), pp. 169–176.
- [33] Guennec, B., Kinoshita, T., Horikawa, N., Oguma, N., and Sakai, T., 2023. Loading Frequency Effect on the Fatigue Endurance of Structural Carbon Steels: Estimation Based on Dislocation Motion Theory and Experimental Verification of the Model, *Int. J. Fatigue*, 172, p. 107634.
 - [34] Guennec, B., Ueno, A., Sakai, T., Takanashi, M., and Itabashi, Y., 2014. Effect of the Loading Frequency on Fatigue Properties of JIS S15C Low Carbon Steel and Some Discussions Based on Micro-Plasticity Behavior, *Int. J. Fatigue*, 66, pp. 29–38.
 - [35] Guennec, B., Ueno, A., Sakai, T., Takanashi, M., Itabashi, Y., and Ota, M., 2015. Dislocation-Based Interpretation on the Effect of the Loading Frequency on the Fatigue Properties of JIS S15C Low Carbon Steel, *Int. J. Fatigue*, 70, pp. 328–341.
 - [36] Haibach, E., 1970. Modified Linear Damage Accumulation Hypothesis Accounting for a Decreasing Fatigue Strength during Increasing Fatigue Damage (in German), Lab. für Betriebsfestigkeit, LBF, Darmstadt, TM Nr.50.
 - [37] Hectors, K., and De Waele, W., 2021. Cumulative Damage and Life Prediction Models for High-Cycle Fatigue of Metals: A Review, *Met.* 2021, Vol. 11, Page 204, 11(2), p. 204.
 - [38] Hoffmann, K., 2012. An Introduction to Stress Analysis and Transducer Design Using Strain Gauges, *HBM Test Meas.*, p. 257.
 - [39] Hong, Y., Hu, Y., and Zhao, A., 2023. Effects of Loading Frequency on Fatigue Behavior of Metallic Materials—A Literature Review, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 46(8), pp. 3077–3098.
 - [40] Hottinger Brüel & Kjær., 2024. Y Series - Strain Gages for Experimental Stress Analysis - Data Sheet, pp. 5–7.
 - [41] Hu, W., Liu, Z., Liu, D., and Hai, X., 2017. Fatigue Failure Analysis of High Speed Train Gearbox Housings, *Eng. Fail. Anal.*, 73, pp. 57–71.
 - [42] Hu, Y., Sun, C., Xie, J., and Hong, Y., 2018. Effects of Loading Frequency and Loading Type on High-Cycle and Very-High-Cycle Fatigue of a High-Strength Steel, *Materials (Basel)*, 11(8).
 - [43] Huang, Z. Y., Wagner, D., Bathias, C., and Chaboche, J. L., 2010. Cumulative Fatigue Damage in Low Cycle Fatigue and Gigacycle Fatigue for Low Carbon-Manganese Steel.
 - [44] Invernizzi, S., Montagnoli, F., and Carpinteri, A., 2021. Experimental Evidence of Specimen-Size Effects on EN-AW6082 Aluminum Alloy in VHCF Regime, *Appl. Sci.* 2021, Vol. 11, Page 4272, 11(9), p. 4272.
 - [45] Jadhav, A., and Gaikwad, P., Fatigue Failure Analysis Of Marine Engine Crankshaft.
 - [46] De Jesus, A. M. P., Matos, R., Fontoura, B. F. C., Rebelo, C., Simões Da Silva, L., and Veljkovic, M., 2012. A Comparison of the Fatigue Behavior between S355 and S690 Steel Grades, *J. Constr. Steel Res.*, 79, pp. 140–

- 150.
- [47] Jimenez-Martinez, M., 2020. Fatigue of Offshore Structures: A Review of Statistical Fatigue Damage Assessment for Stochastic Loadings, *Int. J. Fatigue*, 132, p. 105327.
 - [48] Junak, G., and Markowicz, J., 2010. Niskocyklowa Trwałość Zmęczeniowa Materiałów Stosowanych Na Elementy Sekcji Obudowy Zmechanizowanej, *Mech. i Autom. Górnictwa*, 48(9), pp. 17–22.
 - [49] Kazymyrovych, V., Bergström, J., and Thuvander, F., 2010. Local Stresses and Material Damping in Very High Cycle Fatigue, *Int. J. Fatigue*, 32(10), pp. 1669–1674.
 - [50] Kermanpur, A., Sepehri Amin, H., Ziaei-Rad, S., Nourbakhshnia, N., and Mosaddeghfar, M., 2008. Failure Analysis of Ti6Al4V Gas Turbine Compressor Blades, *Eng. Fail. Anal.*, 15(8), pp. 1052–1064.
 - [51] Klein Fiorentin, F., Dantas, R., Wolfs Gil, J., Piga Carboni, A., Fiorentin, T. A., and de Jesus, A. M. P., 2025. On the Specimen Design, Physical Properties and Geometry Effect on Heat Generation and Thermal Gradient in Ultrasonic Fatigue, *Mach.* 2025, Vol. 13, Page 380, 13(5), p. 380.
 - [52] Klusák, J., Horník, V., Lesiuk, G., and Seitzl, S., 2021. Comparison of High- and Low-Frequency Fatigue Properties of Structural Steels S355J0 and S355J2, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 44(11), pp. 3202–3213.
 - [53] Klusák, J., and Seitzl, S., 2019. Very High Cycle Fatigue Tests of High Strength Steels S355 J0 and S355 J2, *Procedia Struct. Integr.*, 17, pp. 576–581.
 - [54] Knysh, V. V., Mordiyuk, B. N., Solovei, S. O., Savitsky, V. V., Mikhodui, O. L., Lesyk, D. A., and Motrunich, S. I., 2024. HFMI-Induced Fatigue Strength Improvement of S355 Steel Transverse Non-Load-Carrying Attachments with Lack of Fusion in the Weld Root, *Int. J. Fatigue*, 181, p. 108147.
 - [55] Kocańda, S. ., and Szala, J., 1997. *Podstawy Obliczeń Zmęczeniowych*, PWN Warszawa.
 - [56] Krupp, U., Giertler, A., and Koschella, K., 2017. Microscopic Damage Evolution during Very-High-Cycle Fatigue (VHCF) of Tempered Martensitic Steel, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 40(11), pp. 1731–1740.
 - [57] Lage, Y., Cachão, H., Reis, L., Fonte, M., De Freitas, M., and Ribeiro, A., 2014. A Damage Parameter for HCF and VHCF Based on Hysteretic Damping, *Int. J. Fatigue*, 62, pp. 2–9.
 - [58] Lage, Y., Ribeiro, A. M. R., Montalvão, D., Reis, L., and Freitas, M., 2014. Automation in Strain and Temperature Control on VHCF with an Ultrasonic Testing Facility, *ASTM Spec. Tech. Publ.*, STP 1571, pp. 80–100.
 - [59] Lee, H. W., Basaran, C., Egner, H., Lipski, A., Piotrowski, M., Mroziński, S., Bin Jamal M, N., and Lakshmana Rao, C., 2022. Modeling Ultrasonic Vibration Fatigue with Unified Mechanics Theory, *Int. J. Solids Struct.*,

- 236–237, p. 111313.
- [60] Lewandowski, J., and Rozumek, D., 2021. Fatigue Crack Growth in Welded S355 Samples Subjected to Bending Loading, *Met.* 2021, Vol. 11, Page 1394, 11(9), p. 1394.
 - [61] Li, X., He, C., Wang, X., Chen, Y., Wang, C., Zhang, H., Li, L., Liu, Y., and Wang, Q., 2023. Effects of Microstructure on Crack Initiation in Super Martensitic Stainless Steel under Very-High-Cycle Fatigue at Elevated Temperature, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 46(3), pp. 1060–1077.
 - [62] Lord, J.D.; Morrell, R., 2007. *Measurement Good Practice Guide No. 98 Elastic Modulus Measurement*.
 - [63] LU, S., LIANG, T., BAO, R., and LIU, B., 2025. Effect of Residual Fatigue Quality on Fatigue Damage Accumulated by VHCF Loads in Variable-Amplitude Loads, *Chinese J. Aeronaut.*, p. 103712.
 - [64] Manson, S. S., and Halford, G. R., 1981. Practical Implementation of the Double Linear Damage Rule and Damage Curve Approach for Treating Cumulative Fatigue Damage, *Int. J. Fract.*, 17(2), pp. 169–192.
 - [65] Manson, S. S., and Halford, G. R., 1986. Re-Examination of Cumulative Fatigue Damage Analysis—an Engineering Perspective, *Eng. Fract. Mech.*, 25(5–6), pp. 539–571.
 - [66] Marines-Garcia, I., Doucet, J. P., and Bathias, C., 2007. Development of a New Device to Perform Torsional Ultrasonic Fatigue Testing, *Int. J. Fatigue*, 29(9–11), pp. 2094–2101.
 - [67] Marines, I., Dominguez, G., Baudry, G., Vittori, J. F., Rathery, S., Doucet, J. P., and Bathias, C., 2003. Ultrasonic Fatigue Tests on Bearing Steel AISI-SAE 52100 at Frequency of 20 and 30 KHz, *Int. J. Fatigue*, 25(9–11), pp. 1037–1046.
 - [68] Mason, W. P., 1950. *Piezoelectric Crystals and Their Application to Ultrasonics.*, pp. xi, 508 p.
 - [69] Mason, W. P., 1956. Internal Friction and Fatigue in Metals at Large Strain Amplitudes, *J. Acoust. Soc. Am.*, 28(6), p. 1207.
 - [70] Mayer, H., 2016. Recent Developments in Ultrasonic Fatigue, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 39(1), pp. 3–29.
 - [71] Mayer, H., 2006. Ultrasonic Torsion and Tension–Compression Fatigue Testing: Measuring Principles and Investigations on 2024-T351 Aluminium Alloy, *Int. J. Fatigue*, 28(11), pp. 1446–1455.
 - [72] Mayer, H., Ede, C., and Allison, J. E., 2005. Influence of Cyclic Loads below Endurance Limit or Threshold Stress Intensity on Fatigue Damage in Cast Aluminium Alloy 319-T7, *Int. J. Fatigue*, 27(2), pp. 129–141.
 - [73] Mayer, H., Fitzka, M., and Schuller, R., 2013. Constant and Variable Amplitude Ultrasonic Fatigue of 2024-T351 Aluminium Alloy at Different Load Ratios, *Ultrasonics*, 53(8), pp. 1425–1432.
 - [74] Mayer, H. R., Stanzl, S. E., Tschegg, E. K., and Schijve, J., 1992. Fatigue Crack Growth of Al 2024-T3 under Low Amplitude Two-Step Loading, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 15(3), pp. 265–275.

- [75] Mayer, H., Fitzka, M., and Schuller, R., 2013. Variable Amplitude Loading of Al 2024-T351 at Different Load Ratios Using Ultrasonic Equipment.
- [76] Mayer, H., Haydn, W., Schuller, R., Issler, S., and Bacher-Höchst, M., 2009. Very High Cycle Fatigue Properties of Bainitic High Carbon-Chromium Steel under Variable Amplitude Conditions, *Int. J. Fatigue*, 31, pp. 1300–1308.
- [77] Mayer, H., 2009. Fatigue Damage of Low Amplitude Cycles in Low Carbon Steel, *J. Mater. Sci.*, 44(18), pp. 4919–4929.
- [78] Meischel, M., Stanzl-Tschegg, S. E., Arcari, A., Iyyer, N., Apetre, N., and Phan, N., 2015. Constant and Variable-Amplitude Loading of Aluminum Alloy 7075 in the VHCF Regime, *Procedia Eng.*, 101(C), pp. 501–508.
- [79] Mendes, P., Correia, J. A. F. O., Mourão, A., Dantas, R., de Jesus, A., Horas, C., Fantuzzi, N., and Manuel, L., 2024. High-Cycle Fatigue Design Curves of Mild- and High-Strength Steels for Offshore Applications, *Structures*, 67, p. 106827.
- [80] MICRO-EPSILON, 2010. Instruction Manual EddyNCDT 3300/3301, p. 9761187.
- [81] Milne, L., Gorash, Y., Comlekci, T., and MacKenzie, D., 2022. Frequency Effects in Ultrasonic Fatigue Testing (UFT) of Q355B Structural Steel, *Procedia Struct. Integr.*, 42, pp. 623–630.
- [82] Miner, M. A., 1945. *Cumulative Damage in Fatigue*, American Society of Mechanical Engineers Digital Collection.
- [83] Mohamed Sadek, 2020. Very High Cycle Fatigue of Automotive Steels, *Karlstad University Studies*.
- [84] Mora, R. P., 2010. Study of the Fatigue Strength in the Gigacycle Regime of Metallic Alloys Used in Aeronautics and Off-Shore Industries.
- [85] Mozafari, F., Thamburaja, P., Srinivasa, A., and Abdullah, S., 2020. Fatigue Life Prediction under Variable Amplitude Loading Using a Microplasticity-Based Constitutive Model, *Int. J. Fatigue*, 134, p. 105477.
- [86] Mrozinski, S., and Piotrowski, M., 2018. Effect of Strain Level on Cyclic Properties of S355 Steel, 16, p. 16.
- [87] Mughrabi, H., 1999. On the Life-Controlling Microstructural Fatigue Mechanisms in Ductile Metals and Alloys in the Gigacycle Regime, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 22(7), pp. 633–641.
- [88] Mughrabi, H., 2002. On “multi-Stage” Fatigue Life Diagrams and the Relevant Life-Controlling Mechanisms in Ultrahigh-Cycle Fatigue, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 25(8–9), pp. 755–764.
- [89] Mughrabi, H., 2006. Specific Features and Mechanisms of Fatigue in the Ultrahigh-Cycle Regime, *Int. J. Fatigue*, 28(11), pp. 1501–1508.
- [90] Müller, T., and Sander, M., 2013. On the Use of Ultrasonic Fatigue Testing Technique – Variable Amplitude Loadings and Crack Growth Monitoring, *Ultrasonics*, 53(8), pp. 1417–1424.
- [91] Murakami, Y., Nomoto, T., and Ueda, T., 1999. Factors Influencing the

- Mechanism of Superlong Fatigue Failure in Steels, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 22(7), pp. 581–590.
- [92] Murakami Yukitaka, 2002. *Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions*, Elsevier.
 - [93] Nie, B., Liu, S., Wu, Y., Song, Y., Qi, H., Shi, B., Zhao, Z., and Chen, D., 2023. Very High Cycle Fatigue Damage of TC21 Titanium Alloy under High/Low Two-Step Stress Loading, *Cryst.* 2023, Vol. 13, Page 139, 13(1), p. 139.
 - [94] Nikitin, I. S., 2021. Mathematical Modeling of the VHCF Resonance Loadings with a Progressive Damage Accumulation, *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, 1191(1), p. 012023.
 - [95] Nip, K. H., Gardner, L., Davies, C. M., and Elghazouli, A. Y., 2010. Extremely Low Cycle Fatigue Tests on Structural Carbon Steel and Stainless Steel, *J. Constr. Steel Res.*, 66(1), pp. 96–110.
 - [96] Nishijima, S., and Kanazawa, K., 1999. Stepwise S-N Curve and Fish-Eye Failure in Gigacycle Fatigue, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 22(7), pp. 601–607.
 - [97] Palmgren, A., 1924. Die Lebensdauer von Kugellagern, 68, pp. 339–341.
 - [98] Paolino, D. S., Tridello, A., Chiandussi, G., and Rossetto, M., 2017. A General Model for Crack Growth from Initial Defect in Very-High-Cycle Fatigue, *Procedia Struct. Integr.*, 3, pp. 411–423.
 - [99] Pastorcic, D., Vukelic, G., and Bozic, Z., 2019. Coil Spring Failure and Fatigue Analysis, *Eng. Fail. Anal.*, 99, pp. 310–318.
 - [100] Peng, W., Zhang, Y., Qiu, B., and Xue, H., 2012. A Brief Review of the Application and Problems in Ultrasonic Fatigue Testing, *AASRI Procedia*, 2, pp. 127–133.
 - [101] Pyttel, B., Schwerdt, D., and Berger, C., 2011. Very High Cycle Fatigue – Is There a Fatigue Limit?, *Int. J. Fatigue*, 33(1), pp. 49–58.
 - [102] Ranc, N., Wagner, D., and Paris, P. C., 2008. Study of Thermal Effects Associated with Crack Propagation during Very High Cycle Fatigue Tests, *Acta Mater.*, 56(15), pp. 4012–4021.
 - [103] Ritz, F., Stäcker, C., Beck, T., and Sander, M., 2018. FGA Formation Mechanism for X10CrNiMoV12-2-2 and 34CrNiMo6 for Constant and Variable Amplitude Tests under the Influence of Applied Mean Loads, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 41(7), pp. 1576–1587.
 - [104] S.p.A., S., 2024. Karta Techniczna Stali Konstrukcyjnej S355J2+N [Online]. Available: <https://www.sidastico.com/wp-content/uploads/2024/05/S355J2N-EN.pdf>. [Accessed: 12-Aug-2025].
 - [105] Sadek, M., Bergström, J., and Hallbäck, N., 2023. Computing the Stress Intensity Factor Range for Fatigue Crack Growth Testing at 20 KHz.
 - [106] Sadek, M., and Universitet, K., 2021. The Effect of Damping in Fatigue Testing of Automotive Steels at 20 KHz The Effect of Damping in Fatigue Testing of Automotive Steels at 20 KHz, (July).
 - [107] Sakai, T., Oguma, N., and Morikawa, A., 2015. Microscopic and

- Nanoscope Observations of Metallurgical Structures around Inclusions at Interior Crack Initiation Site for a Bearing Steel in Very High-Cycle Fatigue, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 38(11), pp. 1305–1314.
- [108] Sakai, T., 2023. Historical Review and Future Prospect for Researches on Very High Cycle Fatigue of Metallic Materials, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 46(4), pp. 1217–1255.
- [109] Sander, M., Müller, T., and Lebahn, J., 2013. Influence of Mean Stress and Variable Amplitude Loading on the Fatigue Behaviour of a High-Strength Steel in VHCF Regime.
- [110] Sander, M., Müller, T., and Stäcker, C., 2016. Very High Cycle Fatigue Behavior under Constant and Variable Amplitude Loading, *Procedia Struct. Integr.*, 2, pp. 34–41.
- [111] Santecchia, E., Hamouda, A. M. S., Musharavati, F., Zalnezhad, E., Cabibbo, M., El Mehtedi, M., and Spigarelli, S., 2016. A Review on Fatigue Life Prediction Methods for Metals, *Adv. Mater. Sci. Eng.*, 2016(1), p. 9573524.
- [112] Schijve, J., 2009. *Fatigue of Structures and Materials*, Springer Netherlands.
- [113] Schmid, S., Hahn, M., Issler, S., Bacher-Hoechst, M., Furuya, Y., Mehner, A., Bomas, H., and Zoch, H. W., 2014. Effect of Frequency and Biofuel E85 on Very High Cycle Fatigue Behaviour of the High Strength Steel X90CrMoV18, *Int. J. Fatigue*, 60, pp. 90–100.
- [114] Schönbauer, B. M., More, S. S., Morales-Espejel, G. E., and Mayer, H., 2023. Influence of Elevated Temperature on the Very High Cycle Fatigue Properties of Bearing Steels, *Int. J. Fatigue*, 176, p. 107847.
- [115] Schönbauer, B. M., Fitzka, M., Karr, U., and Mayer, H., 2021. Variable Amplitude Very High Cycle Fatigue of 17-4PH Steel with a Stepwise S-N Curve, *Int. J. Fatigue*, 142, p. 105963.
- [116] Serensen, S. V., and P., K. V., 1964. *Trwałość Maszyn z Uwzględnieniem Prawdopodobieństwa Pogorszenia Stanu Przy Obciążeniu Zmiennym Niestacjonarnym (Ros. Dolgovestnost' Dateley Masin a Uchetom Veroyatnosti Rozruseniya Pri Nestasen 'rnom Peremennom Nagruzhении)*, Vestnik Masinostroenia Moskwa.
- [117] Shaniavski, A. A., and Skvortsov, G. V., 1999. Crack Growth in the Gigacycle Fatigue Regime for Helicopter Gears, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 22(7), pp. 609–619.
- [118] Shyam, A., Torbet, C. J., Jha, S. K., Larsen, J. M., Caton, M. J., Szczepanski, C. J., Pollock, T. M., and Jones, J. W., 2004. Development of Ultrasonic Fatigue for Rapid, High Temperature Fatigue Studies in Turbine Engine Materials, *Proc. Int. Symp. Superalloys*, pp. 259–268.
- [119] Sobczyk, K., and Spencer, B. F. ier., 1996. *Stochastyczne Modele Zmęczenia Materiałów*, Wydaw. Naukowo-Techniczne Warszawa.
- [120] Sohar, C. R., Betzwar-Kotas, A., Gierl, C., Weiss, B., and Danninger, H., 2008. Fractographic Evaluation of Gigacycle Fatigue Crack Nucleation

- and Propagation of a High Cr Alloyed Cold Work Tool Steel, *Int. J. Fatigue*, 30(12), pp. 2191–2199.
- [121] Song, Q., and Sun, C., 2020. Mechanism of Crack Initiation and Early Growth of High Strength Steels in Very High Cycle Fatigue Regime, *Mater. Sci. Eng. A*, 771.
 - [122] Sonsino, C. M., 2007. Course of SN-Curves Especially in the High-Cycle Fatigue Regime with Regard to Component Design and Safety, *Int. J. Fatigue*, 29(12), pp. 2246–2258.
 - [123] Stäcker, C., and Sander, M., 2017. Experimental, Analytical and Numerical Analyses of Constant and Variable Amplitude Loadings in the Very High Cycle Fatigue Regime.
 - [124] Stanzl-Tschegg, S., 2001. *Ultrasonic Fatigue*, Elsevier.
 - [125] Stanzl-Tschegg, S. E., 2017. Fracture Mechanical Characterization of the Initiation and Growth of Interior Fatigue Cracks, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 40(11), pp. 1741–1751.
 - [126] Stanzl-Tschegg, S. E., Mayer, H. R., Beste, A., and Kroll, S., 1995. Fatigue and Fatigue Crack Propagation in AlSi7Mg Cast Alloys under In-Service Loading Conditions, *Int. J. Fatigue*, 17(2), pp. 149–155.
 - [127] Stanzl-Tschegg, S. E., Mayer, H., and Stich, A., 2002. Variable Amplitude Loading in the Very High-Cycle Fatigue Regime, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 25(8–9), pp. 887–896.
 - [128] Stanzl-Tschegg, S. E., Meischel, M., Arcari, A., Iyyer, N., Apetre, N., and Phan, N., 2015. Combined Cycle Fatigue of 7075 Aluminum Alloy-Fracture Surface Characterization and Short Crack Propagation.
 - [129] Stanzl-Tschegg, S., 2014. Very High Cycle Fatigue Measuring Techniques, *Int. J. Fatigue*, 60, pp. 2–17.
 - [130] Stanzl, S. E., Hollanek, W., and Tschegg, E. K., 1984. Fatigue and Fracture under Variable-Amplitude Loading at Ultrasonic Frequency, pp. 3645–3651.
 - [131] Stanzl, S. E., Tschegg, E. K., and Mayer, H., 1986. Lifetime Measurements for Random Loading in the Very High Cycle Fatigue Range, *Int. J. Fatigue*, 8(4), pp. 195–200.
 - [132] Sun, C., Song, Q., Zhou, L., Liu, J., Wang, Y., Wu, X., and Wei, Y., 2019. The Formation of Discontinuous Gradient Regimes during Crack Initiation in High Strength Steels under Very High Cycle Fatigue.
 - [133] Swacha, P., and Lipski, A., 2023. Cracking of S355J2+N Steel in the High-Cycle and Very-High-Cycle Fatigue Regimes, *Int. J. Fatigue*, p. 107388.
 - [134] Swacha, P., and Lipski, A., 2021. Fatigue Life Tests in the Gigacycle Range Using a Resonant Testing Machine. Construction and Principle of Operation (In Polish). *Design, Construction and Operation of Machinery*. R. Pawliczek, R. Owsinski, and T. Łagoda, eds. Publishing House of the Opole University of Technology Opole. pp. 179–190.
 - [135] Swacha, P., Lipski, A., and Piotrowski, M., 2023. Determination and Experimental Verification of the Relation between Stress Amplitude and

- Vibration Amplitude in the VHCF Regime, pp. 75–82.
- [136] Szala, J., 1998. *Hipotezy Sumowania Uszkodzeń Zmęczeniowych*, Wydaw. Uczelniane Akademii Techniczno-Rolniczej Bydgoszcz.
 - [137] Szala, J., 2005. Ocena Stanu Obiektu Poddanego Eksploatacyjnym Obciążeniom Na Podstawie Hipotezy Linii Stałych Uszkodzeń Zmęczeniowych, *Diagnostyka*, 34, pp. 71–78.
 - [138] Szepietowski, S., 2011. Wrażliwość Stali 18G2A (S 355N) Na Asymetrię Cyklu Obciążenia w Wymiarowaniu Ustroju Nośnego Koparek Wielonaczyniowych, *Górnictwo Odkryw.*, LII.
 - [139] Tan, K., Postel, V., Liu, Y., Yang, D., Tang, S., Wang, C., and Wang, Q., 2022. Development of a Photomicroscope Method for Damage Monitoring under Ultrasonic Fatigue Test, *Int. J. Struct. Integr.*, 13(2), pp. 237–250.
 - [140] Teixeira, M. C., Brandão, A. L. T., Parente, A. P., and Pereira, M. V., 2022. Artificial Intelligence Modeling of Ultrasonic Fatigue Test to Predict the Temperature Increase, *Int. J. Fatigue*, 163, p. 106999.
 - [141] Tofique, M. W., 2016. Initiation and Early Crack Growth in VHCF of Stainless Steels Experimental and Theoretical Analysis.
 - [142] Tridello, A., Niutta, C. B., Berto, F., and Paolino, D. S., 2021. Size-Effect in Very High Cycle Fatigue: A Review, *Int. J. Fatigue*, 153, p. 106462.
 - [143] Tridello, A., Paolino, D. S., Chiandussi, G., and Goglio, L., 2019. An Innovative Testing Technique for Assessing the VHCF Response of Adhesively Bonded Joints, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 42(1), pp. 84–96.
 - [144] Tridello, A., Paolino, D. S., Chiandussi, G., and Rossetto, M., 2013. Comparison between Dog-Bone and Gaussian Specimens for Size Effect Evaluation in Gigacycle Fatigue, *Fract. Struct. Integr.*, 7(26), pp. 49–56.
 - [145] Tridello, A., Paolino, D. S., Chiandussi, G., and Rossetto, M., 2016. Gaussian Specimens for VHCF Tests: Analytical Prediction of Damping Effects, *Int. J. Fatigue*, 83, pp. 36–41.
 - [146] Tridello, A., 2019. VHCF Response of Two AISI H13 Steels: Effect of Manufacturing Process and Size-Effect, *Metals (Basel)*, 9(2).
 - [147] Tridello, A., Boursier Niutta, C., Rossetto, M., Berto, F., and Paolino, D. S., 2022. Statistical Models for Estimating the Fatigue Life, the Stress–Life Relation, and the P–S–N Curves of Metallic Materials in Very High Cycle Fatigue: A Review, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 45(2), pp. 332–370.
 - [148] Tridello, A., Paolino, D. S., and Rossetto, M., 2020. Ultrasonic VHCF Tests on Very Large Specimens with Risk-Volume Up to 5000 Mm³, *Appl. Sci.* 2020, Vol. 10, Page 2210, 10(7), p. 2210.
 - [149] Trško, L., Nový, F., Bokůvka, O., and Jambor, M., 2018. Ultrasonic Fatigue Testing in the Tension-Compression Mode, *J. Vis. Exp.*, 2018(133), p. 57007.
 - [150] Tsutsumi, N., Murakami, Y., and Doquet, V., 2009. Effect of Test

- Frequency on Fatigue Strength of Low Carbon Steel, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 32(6), pp. 473–483.
- [151] Ulewicz, R., Szataniak, P., Novy, F., Trsko, L., and Bokuvka, O., 2017. Fatigue Characteristics of Structural Steels in the Gigacycle Region of Loading, *Mater. Today Proc.*, 4(5), pp. 5979–5984.
 - [152] Vitaliy Kazymyrovyc, 2010. Very High Cycle Fatigue of Tool Steels, *Karlstad University Studies*.
 - [153] Wang, J., Wan, Z., Dang, C., Zou, Y., Wang, J., and Pan, F., 2023. Research Progress on the Damping Mechanism of Magnesium Alloys, *Mater.* 2023, Vol. 16, Page 7318, 16(23), p. 7318.
 - [154] Wang, Q. Y., Bathias, C., Kawagoishi, N., and Chen, Q., 2002. Effect of Inclusion on Subsurface Crack Initiation and Gigacycle Fatigue Strength, *Int. J. Fatigue*, 24(12), pp. 1269–1274.
 - [155] Wang, Q. Y., Berard, J. Y., Dubarre, A., Baudry, G., Rathery, S., and Bathias, C., 1999. Gigacycle Fatigue of Ferrous Alloys, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 22(8), pp. 667–672.
 - [156] Wei Lee, H., Fakhri, H., Ranade, R., Basaran, C., Egner, H., Lipski, A., Piotrowski, M., and Mroziński, S., 2022. Modeling Fatigue of Pre-Corroded Body-Centered Cubic Metals with Unified Mechanics Theory, *Mater. Des.*, 224.
 - [157] Weidner, A., Amberger, D., Pyczak, F., Schönbauer, B., Stanzl-Tschegg, S., and Mughrabi, H., 2010. Fatigue Damage in Copper Polycrystals Subjected to Ultrahigh-Cycle Fatigue below the PSB Threshold, *Int. J. Fatigue*, 32(6), pp. 872–878.
 - [158] Wilks, J., 1965. Dislocation Damping in Metals, *Br. J. Appl. Phys.*, 16(5), pp. 587–603.
 - [159] Wöhler, A., 1870. Über Die Festigkeitsversuche Mit Eisen Und Stahl (in German), *Zeitschrift für Bauwes.*, 20, pp. 73–106.
 - [160] Wu, Y., He, W., Ma, H., Nie, X., Liang, X., Pan, J., Wang, S., Shang, M., and Cheng, L., 2024. Titanium Alloy Materials with Very High Cycle Fatigue: A Review, *Materials (Basel)*, 17(12), p. 2987.
 - [161] Xue, H., Sun, Z., Zhang, X., Gao, T., and Li, Z., 2018. Very High Cycle Fatigue of a Cast Aluminum Alloy: Size Effect and Crack Initiation, *J. Mater. Eng. Perform.*, 27(10), pp. 5406–5416.
 - [162] Zhao, A., Xie, J., Sun, C., Lei, Z., and Hong, Y., 2012. Effects of Strength Level and Loading Frequency on Very-High-Cycle Fatigue Behavior for a Bearing Steel, *Int. J. Fatigue*, 38, pp. 46–56.
 - [163] Zhao, J. C., Wan, J., Zhang, S. Z., Yan, C. L., and Zhao, H. W., 2024. Application of Ultrasonic Fatigue Technology in Very-High-Cycle Fatigue Testing of Aviation Gas Turbine Engine Blade Materials: A Review, *Sci. China Technol. Sci.* 2023 675, 67(5), pp. 1317–1363.
 - [164] Zhao, L., Song, L., Santos Macías, J. G., Zhu, Y., Huang, M., Simar, A., and Li, Z., 2022. Review on the Correlation between Microstructure and Mechanical Performance for Laser Powder Bed Fusion AlSi10Mg, *Addit.*

- Manuf., 56, p. 102914.
- [165] Zhao, Z., Tang, S., Chen, M., Liu, Y., He, C., Xu, B., Wang, C., and Wang, Q., 2025. Study of Vibration-Ultrasonic Combined Fatigue on 7075-T6 Aluminum Alloy, *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 48(1), pp. 231–243.
 - [166] 2020. AASHTO LRFD Bridge Design Specifications.
 - [167] 2025. ASME Boiler and Pressure Vessel Code. Section VIII, Division 2 – Alternative Rules.
 - [168] 2019. IEC 61400-1:2019. Wind Energy Generation Systems – Part 1: Design Requirements.
 - [169] 2016. DNVGL-RP-C203:2016. Fatigue Design of Offshore Steel Structures.
 - [170] 2014. BS 7608:2014. Guide to Fatigue Design and Assessment of Steel Products.
 - [171] 2005. EN 1993-1-9:2005. Eurocode 3: Design of Steel Structures – Part 1-9: Fatigue.
 - [172] PN-H-04045:1997 Analiza Chemiczna Surówki, Żeliwa i Stali -- Oznaczanie Zawartości Węgla, Manganu, Krzemu, Fosforu, Siarki, Chromu, Niklu, Miedzi, Molibdenu, Wanadu, Glinu i Niobu w Stalach Węglowych i Niskostopowych Metodą Spektrometrii Emisyjnej.
 - [173] Wytyczne ILAC Dotyczące Niepewności Pomiaru w Badaniach. ILAC-G17:01/2021.
 - [174] Ewaluacja Danych Pomiarowych Przewodnik Wyrażania Niepewności Pomiaru. JCGM 100:2008 (GUM 1995 Wersja Poprawiona).
 - [175] ISO/IEC Guide 98:2021, Uncertainty of Measurement — Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement (GUM:1995) — With Minor Corrections, International Organization for Standardization, Geneva,.
 - [176] PN-EN ISO/IEC 17025:2018, Ogólne Wymagania Dotyczące Kompetencji Laboratoriów Badawczych i Wzorcujących, PKN, 2018, Warszawa,.
 - [177] Shimadzu USF-2000/USF-2000A Instruction Manual.
 - [178] 2019. *ULTRASONIC TESTING MACHINE MU26*, Use and Maintenance Manual, ITALSIGMA S.r.l.,
 - [179] 2022. WES 1112 (Method for Ultrasonic Fatigue Testing in Metallic Materials), Japan Weld. Eng. Soc.

STRESZCZENIE

Weryfikacja wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych w zakresie wysoko- i gigacyklowym z zastosowaniem systemu do badań z częstotliwością ultradźwiękową

mgr inż. Piotr Swacha

Słowa kluczowe: zmęczenie materiałów, stal S355J2+N, ultradźwiękowe badania zmęczeniowe, zmęczenie gigacyklowe, hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych

Przedmiotem rozprawy doktorskiej były badania trwałości zmęczeniowej stali konstrukcyjnej S355J2+N w zakresie wysokiej (HCF) i bardzo wysokiej (VHCF) liczby cykli prowadzone z zastosowaniem ultradźwiękowego systemu do badań zmęczeniowych pracującego z częstotliwością 20 kHz. Głównym celem pracy była weryfikacja wybranych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych z uwzględnieniem zakresu gigacyklowego oraz opracowanie procedury badawczej umożliwiającej prowadzenie eksperymentów w warunkach, dla których brak jest obecnie norm i zaleceń.

W pierwszej kolejności przeprowadzono badania materiałowe obejmujące próbę rozciągania i pomiar gęstości, co pozwoliło na wyznaczenie parametrów niezbędnych do dalszych analiz, takich jak moduł Younga, współczynnik Poissona, granica proporcjonalności czy gęstość. Na tej podstawie przygotowano próbki o określonych parametrach, z których najważniejszą była częstotliwość drgań własnych wynosząca 20 kHz. Projekt opracowano z wykorzystaniem obliczeń numerycznych metodą elementów skończonych (MES). Analizy numeryczne pozwoliły wyznaczyć współczynnik przeliczeniowy pomiędzy amplitudą przemieszczenia a amplitudą naprężenia oraz objętość krytyczną próbek, a także ocenić wpływ lokalnych efektów geometrycznych takich jak asymetria drgań czy gradient naprężeń.

Na potrzeby pracy opracowano i zweryfikowano dedykowany układ pomiarowy oparty na tensometrii oporowej umożliwiający bezpośrednio określenie amplitudy naprężenia w próbkach obciążanych z częstotliwością ultradźwiękową. Zbudowany system, charakteryzujący się błędem względnym poniżej 1 %, został zweryfikowany i zwalidowany. Zastosowanie tego układu umożliwiło kalibrację modelu numerycznego poprzez uwzględnienie tłumienia materiałowego. Ponadto do systemu badawczego wprowadzono pirometr do kontroli temperatury, co umożliwiło prowadzenie badań w stabilnych warunkach termicznych.

Badania zmęczeniowe obejmowały próby stałoamplitudowe, na podstawie których wyznaczono krzywe Wöhlera w zakresie HCF i VHCF oraz próby programowane realizowane w układzie Lo-Hi, w trzech konfiguracjach

poziomów obciążeń. Programy blokowe zaprojektowano zgodnie z hipotezą Palmgrena–Minera rozszerzoną o zakres gigacyklowy tak, aby każdy poziom obciążenia wprowadzał porównywalny stopień uszkodzenia. Zastosowane rozwiązanie pozwoliło uzyskać unikalne dane weryfikacyjne dla hipotez kumulacji uszkodzeń.

Uzyskane wyniki potwierdziły, że stal S355J2+N nie posiada nieograniczonej trwałości powyżej 10^7 cykli, a pęknięcia zmęczeniowe obserwowano nawet po $9 \cdot 10^9$ cykli. Analiza fraktograficzna wykazała zróżnicowane mechanizmy inicjacji i propagacji pęknięć zależne od amplitudy obciążenia, przy czym w zakresie VHCF dominowała stabilna propagacja zmęczeniowa.

Weryfikacja liniowych hipotez kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych wykazała ograniczoną przydatność niektórych z nich, a także wpływ sposobu opisu wykresu zmęczeniowego w zakresie gigacyklowym na szacowanie trwałości. Najlepszą zgodność wyników obliczeń z wynikami eksperymentalnymi uzyskano przy zastosowaniu hipotezy Palmgrena–Minera w modyfikacji Serensena przy zastosowaniu krzywych S–N z jedną linią regresji uwzględniającą zarówno zakres wysokocyklowy, jak i gigacyklowy.

Opracowana procedura badawcza, w połączeniu z dedykowaną aparaturą, posłużyła do określenia przydatności poszczególnych hipotez i wykresów zmęczeniowych do prognozowania trwałości materiałów przeznaczonych na elementy konstrukcyjne narażone na obciążenia o bardzo dużej liczbie cykli. Praca wnosi istotny wkład zarówno w rozwój metodologii badań zmęczeniowych z zastosowaniem systemów ultradźwiękowych, jak i w poznanie właściwości zmęczeniowych stali S355J2+N w zakresie gigacyklowym.

ABSTRACT

Verification of Selected Fatigue Damage Accumulation Hypotheses in the High- and Very High Cycle Fatigue Regime Using an Ultrasonic Frequency Testing System

M.Sc. Piotr Swacha

Key words: fatigue life, S355J2+N steel, ultrasonic fatigue testing, very high cycle fatigue, fatigue damage accumulation hypotheses

The subject of this doctoral dissertation was the fatigue life investigation of the structural steel S355J2+N in the High Cycle (HCF) and Very High Cycle Fatigue (VHCF) regimes, carried out using an ultrasonic fatigue testing system operating at a frequency of 20 kHz. The main objective of the study was to verify selected fatigue damage accumulation hypotheses with the inclusion of the gigacycle regime and to develop an experimental procedure enabling tests under conditions for which no standards or guidelines are currently available.

First, material tests were carried out, including tensile testing and density measurement, which allowed the parameters necessary for further analysis to be determined, such as Young's modulus, Poisson's ratio, proportional limit, and density. On this basis, specimen with specific parameters were prepared, the most important of which was a natural frequency of 20 kHz. The design was developed using numerical calculations with the finite element method (FEM). Numerical analyses provided the conversion factor between displacement amplitude and stress amplitude, the risk volume of the specimens, and allowed for the assessment of local geometrical effects such as vibration asymmetry and stress gradients.

For the purposes of this work, a dedicated measurement system based on strain gauges was developed and verified, enabling direct determination of the stress amplitude in specimens loaded with ultrasonic frequency. The constructed setup, characterized by a relative error of less than 1%, was verified and validated. The use of this system enabled the calibration of the numerical model by taking into account material damping. In addition, a pyrometer for temperature control was introduced into the research system, which enabled the research to be conducted under stable thermal conditions.

The fatigue tests included constant amplitude experiments, which allowed for the determination of Wöhler curves in the HCF and VHCF regimes, as well as variable amplitude loading tests performed in a Lo–Hi sequence with three configurations of stress levels. The block loading sequences were designed based on the Palmgren–Miner hypothesis extended to the VHCF regime, ensuring that each load level contributed an equivalent portion of fatigue damage. This approach provided unique verification data for fatigue damage accumulation hypotheses.

The results confirmed that S355J2+N steel does not have unlimited fatigue life above 10^7 cycles, and fatigue cracks were observed even after $9 \cdot 10^9$ cycles. Fractographic analysis revealed different mechanisms of crack initiation and propagation depending on the load amplitude, with stable fatigue propagation dominating in the VHCF range.

Verification of linear fatigue damage accumulation hypotheses demonstrated the limited applicability of some of them, as well as the significant influence of the representation of the fatigue curve in the gigacycle regime on life predictions. The best agreement between calculations and experimental results was achieved using the Palmgren–Miner hypothesis modified by Serensen, in combination with S–N curves described by a single regression line covering both the High Cycle and Very High Cycle regimes.

The developed testing procedure, combined with the dedicated measurement system, made it possible to assess the applicability of particular damage accumulation hypotheses and fatigue curves for predicting the fatigue life of materials intended for structural components subjected to Very High Cycle loading. The dissertation provides a significant contribution both to the development of experimental methodology for ultrasonic fatigue testing and to the understanding of the fatigue behavior of S355J2+N steel in the VHCF regime.