

POLITECHNIKA OPOLSKA
WYDZIAŁ MECHANICZNY



Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu stal-tytan zgrzewanego wybuchowo

ROZPRAWA DOKTORSKA

mgr inż. Andrzej KUREK

Promotor: dr hab. inż. Adam NIESŁONY, prof. PO

**„Projekt został sfinansowany ze środków Narodowego Centrum Nauki
przyznanych na podstawie decyzji numer DEC- 2011/01/N/ST8/06904”**

*Składam serdeczne podziękowania mojemu promotorowi
dr hab. inż. Adamowi Niesłonemu. prof. PO
za cenne uwagi, opiekę naukową oraz pomoc w trakcie realizacji pracy doktorskiej,
oraz
Zakładowi Technologii Wysokoenergetycznych **Explomet**, Gałka, Szulc sp. j.
za udostępnienie materiałów do badań i merytoryczną pomoc podczas realizacji pracy.
Rodzinie dziękuję za nieustanne wsparcie w dążeniu do celu.*

Streszczenie

Niniejsza praca dotyczy badań zmęczeniowych i problemu szacowania trwałości elementów maszyn wykonanych z metalicznych materiałów warstwowych, ze szczególnym uwzględnieniem bimetalu stal-tytan zgrzewanego wybuchowo.

W pracy zaprezentowano między innymi klasyfikację wybranych materiałów konstrukcyjnych ze względu na założenia teoretyczne modeli charakterystyk zmęczeniowych, analizę wpływu zastosowanej charakterystyki zmęczeniowej na wyniki obliczeń dla obciążeń losowych. Wyniki badań zmęczeniowych materiałów platerowanych metodą wybuchową, analizę stanu naprężenia w okolicach złącza oraz algorytm obliczeniowy do wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z materiałów warstwowych.

Abstract

This research work concerns the problem of estimating the fatigue and durability of machine components made of metallic layered materials, with particular emphasis on the bimetal steel-titanium welded explosively.

The paper presents among other things, the classification of some selected construction materials due to the theoretical assumptions of the fatigue characteristics models, impact analysis of applied fatigue characteristics on the results of calculations for random loadings. The results of fatigue tests for explosively clad materials, the analysis of the state of stress in the interference zone and the calculation algorithm to determine the fatigue life of machine components made of layered materials.

Spis treści

Wykaz ważniejszych oznaczeń i symboli	8
1. Wprowadzenie.....	10
2. Przegląd literatury dotyczącej bimetali wytwarzanych metodą wybuchową	12
2.1 Zgrzewanie wybuchowe	12
2.2 Stan wiedzy.....	14
2.3 Normy dotyczące testów nieniszczących, wytrzymałościowych niszczących i zmęczeniowych	17
2.3.1 Położenie próbek i pobieranie materiału na próbki.....	18
2.3.2 Próba rozciągania	18
2.3.3 Próba ścinania	19
2.3.4 Ścinanie poprzez rozciąganie	20
2.3.5 Próba zginania	20
2.3.6 Próba udarności	21
2.4 Podsumowanie.....	21
3. Przegląd metod sporządzania podstawowych charakterystyk zmęczeniowych.....	22
3.1 Wykres naprężeniowy	22
3.2 Zmęczeniowe wykresy odkształceniowe.....	23
3.3 Wykresy wykorzystujące parametry energetyczne	25
3.4 Klasyfikacja wybranych materiałów konstrukcyjnych ze względu na założenia teoretyczne modeli charakterystyk zmęczeniowych	25
3.4.1 Metody estymacji zmęczeniowych stałych materiałowych występujących w modelach <i>MCB</i> i <i>RO</i>	29
3.4.2 Klasyfikacja materiałów.....	32
3.4.3 Wnioski i spostrzeżenia.....	37
3.5 Różnice wynikające z zastosowania różnych charakterystyk zmęczeniowych podczas obliczania trwałości zmęczeniowej	37
3.5.1 Algorytm wyznaczania trwałości zmęczeniowej	39
3.5.2 Wyniki obliczeń	43
4. Cel pracy	46

5.	Badania zmęczeniowe bimetalu stal-tytan zgrzewanego wybuchowo	47
5.1	Badania zmęczeniowe przy zginaniu wahadłowym.....	47
5.2	Badania zmęczeniowe przy trójpunktowym zginaniu.....	55
5.3	Obliczenia wytrzymałościowe aparatury procesowej wykonanej z materiałów platerowanych metodą wybuchową.....	61
6.	Analiza stanu naprężenia w okolicy złącza materiałów platerowanych metodą wybuchową	66
6.1	Podejście analityczne.....	66
6.1.1	Opracowanie modelu matematycznego linii ugięcia belki wykonanej z wybranych metalicznych materiałów warstwowych.....	66
6.1.2	Opracowanie modelu matematycznego wpływu falistości złącza na spiętrzenie naprężeń w jego strefie.....	71
6.2	Podejście numeryczne – Metoda Elementów Skończonych	71
6.2.1	Geometria elementów	72
6.2.2	Wykonanie obliczeń dla różnych rodzajów sposobu odwzorowania kształtu złącza.....	73
6.2.3	Analiza dokładności obliczeń ze względu na rodzaj elementu skończonego i gęstości siatki	85
6.2.4	Przeprowadzenie obliczeń w zakresie liniowo-sprężystym materiału.....	86
6.3	Postprocessing wyników analizy MES – wyznaczanie trwałości eksploatacyjnej ...	90
6.3.1	Dobór kryteriów wieloosiowego zmęczenia materiału.....	90
6.3.2	Hipoteza Dang Vana	91
6.3.3	Hipoteza efektywnego naprężenia stycznego	92
6.3.4	Hipoteza Liu i Zennera.....	94
6.3.5	Kryterium zaproponowane przez Socie	95
6.4	Dobór hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych	96
6.5	Obliczenia zmęczeniowe przy obciążeniu eksploatacyjnym.....	98
6.6	Opracowanie procedury wskazywania potencjalnych miejsc inicjacji pęknięć zmęczeniowych	98
7.	Opracowanie algorytmu obliczeniowego wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z bimetalu stal-tytan na podstawie badań materiału rodzimego.....	100
7.1	Ustalenie podstawowych własności mechanicznych metalicznego materiału warstwowego w stanie dostawy	100
7.2	Ustalenie charakteru obciążenia	100

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

7.2.1.	Obciążenie eksploatacyjne	100
7.2.2.	Obciążenie cykliczne.....	101
7.3	Algorytm zliczania cykli	101
7.4	Wyznaczenie amplitudy naprężenia σ_a	102
7.5	Dobór charakterystyki zmęczeniowej:	102
➤	Charakterystyka materiałów podstawowych.....	102
➤	Charakterystyka bimetalu zgrzewanego wybuchowo	102
7.6	Sumowanie uszkodzeń zmęczeniowych - Hipoteza Palmgrena-Minera.....	103
7.7	Wyznaczenie trwałości zmęczeniowej	103
8.	Wnioski	105
	Literatura	108

Wykaz ważniejszych oznaczeń i symboli

b		wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej
c		wykładnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego
C, ξ i ε_0		współczynniki modelu Mansona
E	GPa	moduł sprężystości podłużnej, moduł Younga
G	GPa	moduł sprężystości poprzecznej, moduł Kirchoffa
K'	MPa	współczynnik odkształceniowego umocnienia cyklicznego
n'		wykładnik cyklicznego umocnienia
N_f	cykle	liczba cykli do zniszczenia
R		współczynnik asymetrii cyklu
$R_e, R_{0,2}$	MPa	granica plastyczności, odpowiednio wyraźna i umowna
R_m	MPa	wytrzymałość na rozciąganie
$S(T_0)$		stopień uszkodzenia w czasie obserwacji T_0
t	s	czas
T_0	s	czas obserwacji
α	°	kąt pomiędzy wektorem normalnym do płaszczyzny krytycznej a osią x
ε		odkształcenie
$\varepsilon_{a,t}$		amplituda odkształcenia całkowitego
$\varepsilon_{a,e}$		amplituda odkształcenia sprężystego
$\varepsilon_{a,p}$		amplituda odkształcenia plastycznego
ε'_f		współczynnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego
γ		odkształcenie postaciowe
γ'_f		współczynnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego dla ścinania
σ	MPa	naprężenie normalne
σ'_f	MPa	współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej
σ_{af}	MPa	granica zmęczenia dla rozciągania-ściskania lub zginania wahadłowego
ψ		współczynnik wpływu wartości średniej
ν		współczynnik Poissona
τ	MPa	naprężenie styczne
τ_{af}	MPa	granica zmęczenia dla skręcania lub ścinania
τ'_f	MPa	współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej dla ścinania

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

T	°C	temperatura pracy urządzenia
p	MPa	ciśnienie wewnętrzne
d	mm	średnica elementu
r	mm	promień elementu
E_s		współczynnik osłabienia
S	MPa	maksymalne dopuszczalne naprężenia
M_g	Nm	moment zginający
W_x	m ³	wskaźnik wytrzymałości przekroju na zginanie
k_g	Pa	naprężenie dopuszczalne na zginanie
I	m ⁴	moment bezwładności
N_o		liczba cykli odpowiadająca granicy zmęczenia σ_{af}

Oznaczenia indeksów

a	amplituda
eq	ekwiwalentny
exp	eksperymentalny
m	wartość średnia
s	styczny
η	normalny
Pl	plater
P	materiał podstawowy
N	materiał nakładany
$Comp$	kompatybilności
*	wyznaczony metodą numeryczną
$conv$	wyznaczony metodą konwencjonalną
obl	obliczeniowy
PM	Palmgrena-Minera
CD	Cortena-Dolana

1. Wprowadzenie

Pierwsze prace na temat zmęczenia materiałów powstały ponad 170 lat temu [67], a niektóre używane do dziś modele opisujące zmęczenie materiału powstały już w roku 1860 (Wöhler) [78] i były ciągle usprawniane i modyfikowane (np. Basquin, 1910 r.). Zjawisko zmęczenia jest głównym obiektem zainteresowań pracowników Katedry Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechniki Opolskiej. Jako pierwszy pracę nadalgorytmem szacowania trwałości zmęczeniowej przy obciążeniach losowych w ujęciu naprężeniowym rozpoczął prof. Macha w 1979 roku [41]. Z czasem pojawił się model odkształceniowy [42], a następnie energetyczny [39], do którego wykorzystano parametr gęstości energii odkształceń w płaszczyźnie krytycznej. Od tego czasu, choć wiele się zmieniło w świecie nauki, zjawisko to nadal przysparza badaczom i konstruktorom wiele problemów. Ma to miejsce przede wszystkim z dwóch powodów. Pierwszym z nich jest złożony charakter procesu zmęczenia i znaczna liczba różnorodnych czynników, które wpływają na ostateczną trwałość elementu takich jak karby, wady materiałowe, rodzaj obróbki materiału itp. Powodem drugim jest ciągle zwiększająca się liczba materiałów konstrukcyjnych wykorzystywanych do produkcji elementów poddawanych zmiennym obciążeniom. Nowe materiały, ich stopy, materiały warstwowe nie zachowują się tak jak te znane ponad 100 lat temu. Rozwój branży produkcyjnej i wytwórczej wymaga również rozwoju metod charakteryzowania i szacowania własności zmęczeniowych nowych typów materiałów.

Technologia zgrzewania wybuchowego nie jest technologią nową. Liczy sobie około 60 lat. Materiały połączone za jej pomocą znajdują coraz szersze zastosowanie w otaczający nas świecie. Wymagania stawiane urządzeniom z nich wykonanym są coraz bardziej restrykcyjne. Względy ekonomiczne, którymi kierują się producenci np. aparatury procesowej, wymuszają na konstruktorach stałe doskonalenia swoich produktów. Z jednej strony oczekuje się zwiększenia trwałości urządzeń z drugiej zaś obniżenia masy, czyli ilości zużytego materiału. Tego typu zmian nie da się dokonać nie posiadając informacji na temat trwałości wykorzystywanego materiału wielowarstwowego.

W swojej pracy skupiłem się na bimetalu stal-tytan, powstałym z połączenia stali S355J2+N z tytanem SB265G1, stawiając sobie za cel zbadanie jego własności zmęczeniowych i próbując znaleźć możliwy do zaaplikowania przez konstruktorów sposób oszacowania trwałości wykonanego przez nich urządzenia.

W początkowych rozdziałach pracy skupiłem się na przybliżeniu technologii zgrzewania wybuchowego oraz przedstawieniu aktualnego stanu wiedzy dotyczącego zmęczenia materiałów w kontekście materiałów warstwowych wykonanych tą metodą. Przedstawiłem również normy i zalecenia dotyczące badań wytrzymałościowych, jakim poddawane są te materiały. Rozdział 3 zawiera przegląd metod sporządzania najpopularniejszych charakterystyk zmęczeniowych oraz badania symulacyjne mające na celu klasyfikację najważniejszych grup materiałów ze względu na kompatybilność zastosowanych charakterystyk jak również różnic w wynikach obliczeń trwałości eksploatacyjnych wynikających z zastosowania tych charakterystyk.

Rozdział czwarty zawiera cel pracy doktorskiej.

W rozdziale piątym zaprezentowałem wyniki badań zmęczeniowych i metalograficznych wykonanych na bimetalu stal-tytan oraz jego materiałach składowych w stanie sprzed aktu łączenia. Badania wahadłowego zginania przeprowadziłem samodzielnie, zginanie trójpunktowe realizowano na Wydziale Inżynierii Materiałowej Politechniki Warszawskiej pod kierownictwem dra inż. Tomasza Płocińskiego. W rozdziale przedstawiłem również obliczenia wytrzymałościowe elementów aparatury procesowej wykonanej z badanego materiału.

Rozdział szósty dotyczy analizy stanu naprężenia w okolicach złącza bimetalu, przedstawiam w nim zarówno podejście analityczne jak i numeryczne, a także postprocessing tych symulacji. Do analizy MES wykorzystałem program COMSOL Multiphysics.

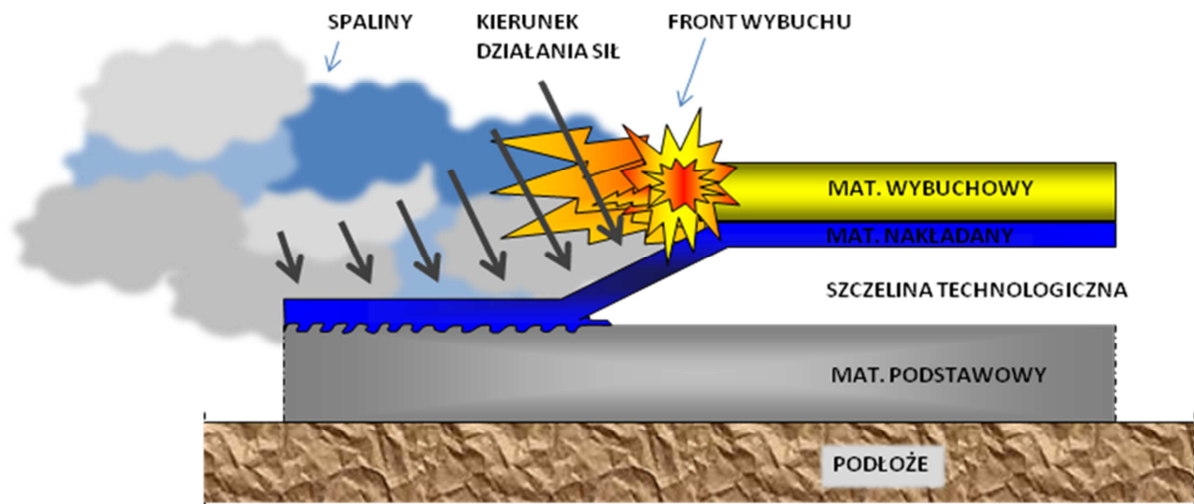
W rozdziale siódmym przedstawiłem algorytm obliczeniowy wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z bimetalu stal-tytan na podstawie badań materiału rodzimego.

Na podstawie przeprowadzonej analizy sformułowałem wnioski końcowe, które zawarłem w rozdziale ósmym. Na końcu zestawiłem cytowaną literaturę.

2. Przegląd literatury dotyczącej bimetali wytwarzanych metodą wybuchową

2.1 Zgrzewanie wybuchowe

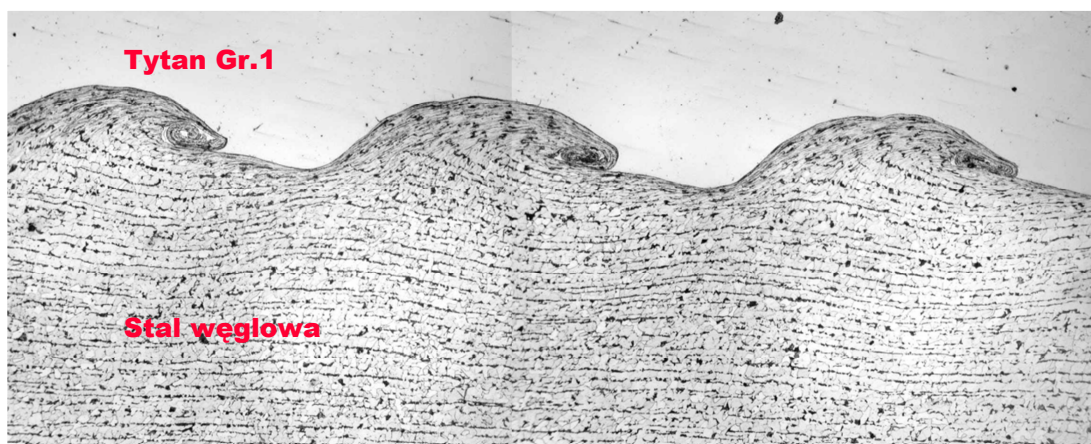
Technologia zgrzewania wybuchowego [1], [7], [14], [77] pozwala na trwałe połączenie materiałów o bardzo odmiennych właściwościach, trudne do osiągnięcia innymi technikami spajalniczymi. Uzyskane tą metodą materiały platerowane cechują się silnie zmiennymi właściwościami a strefa połączenia pomiędzy materiałem zwanym umownie ‘nakładanym’ a materiałem zwanym ‘podstawowym’ ma złożoną budowę (strukturę). Jednym z podstawowych obszarów stosowania materiałów platerowanych są konstrukcje aparatów procesowych (przemysł chemiczny, energetyczny itp.). Inny ważny obszar stanowią konstrukcje wykonane z materiałów wzajemnie trudnych do połączenia, gdzie plater są wykorzystywane jako tzw. łączniki spawalnicze stosowane między innymi w okrętownictwie. W tych jak i innych zastosowaniach podstawowym parametrem platerów jest ich wytrzymałość. Kolejnym obszarem stosowania materiałów platerowanych dwu i wielowarstwowych są różnego typu urządzenia i komponenty dla szeroko widzianej branży elektroenergetycznej (elektrotechnicznej, elektrometalurgicznej, elektrochemicznej). Badanie mające potwierdzić dobre właściwości wytworzonych materiałów wykonuje się z użyciem określonych przepisów, norm i standardów, jak i w określonych przypadkach wykonuje się nienormatywne badania związane ze specyfiką produktu, czy specjalnymi wymaganiami odbiorcy / klienta. Badania wytrzymałościowe prezentowane w pracy dotyczą kompozytu metalicznego, zwanego platerem, uzyskiwanego podczas tak zwanego platerowania wybuchowego [75]. Na rys. 2.1 przedstawiono schematycznie układ do platerowania metodą wybuchową.



Rys. 2.1. Schemat procesu zgrzewania wybuchowego

Zgrzewanie wybuchowe pozwala na trwałe łączenie materiału nakładanego (blachy, rury, taśmy, folie) z metalowym podłożem (blachy, odkuwki, pręty, rury, inne) z wykorzystaniem energii wybuchu. Technologia ta ma najmniej ograniczeń spośród metod platerowania i największy zakres łączonych gatunków materiałów metalicznych oraz grubości warstw, tak podstawowej, jak i nakładanej, czy warstw pośrednich. Zgrzewanie wybuchowe jest metodą pozwalającą uzyskać układy wielowarstwowe dla wielu przypadków w jednym akcie strzałowym. Stosuje się je głównie dla materiałów, które trudno połączyć lub nie dają się połączyć innymi metodami w pewnych obszarach pozostając metodą konkurencyjną do pozostałych.

W wyniku zderzania się łączonych powierzchni w większości przypadków powstaje charakterystyczne dla tej technologii, faliste złącze (rys. 2.2).



Rys. 2.2. Charakterystyczny kształt złącza po zgrzewaniu wybuchowym

Tę w pełni przemysłową technologię różni od technik bardziej konwencjonalnych trzy szczególne cechy.

1. „Wybuchową” metodą można łączyć materiały metaliczne niemożliwe do połączenia lub bardzo trudne do połączenia technologiami, takimi jak napawanie czy platerowanie przez pakietowe walcowanie.
2. Zgrzewanie wybuchowe pozwala jednocześnie łączyć ze sobą materiały w najszerszym przedziale grubości poszczególnych warstw.
3. Umożliwia też uzyskanie połączenia pomiędzy kilkunastoma nawet warstwami w jednym akcie strzałowym.

Mimo że technologia jest znana od około 60 lat, to jest ona ciągle rozwijana, czego efektem są coraz lepsze złącza wytwarzane w coraz większym przedziale gatunków i grubości łączonych materiałów i o coraz wyższych parametrach technologicznych, w tym wytrzymałościowych [75]. Powiększające się zdolności tej technologii są źródłem powstawania zupełnie nowych produktów, a także stanowią inspirację do dostrzegania nowych możliwości konstrukcyjnych.

W Polsce prace nad technologią zgrzewania wybuchowego rozpoczęły się w latach 60’itych ubiegłego wieku. Instytut Mechaniki Precyzyjnej, Wojskowa Akademia Techniczna, Instytut Fizyki Plazmy i Laserowej Mikrosyntezy, Instytut Techniki Ciepłej i wreszcie Politechnika Gdańska i Politechnika Częstochowska to jednostki, które najbardziej zaangażowane były w tworzenie podstaw tej technologii [74].

2.2 Stan wiedzy

W czasie podejmowania przeze mnie tej tematyki, zarówno w literaturze światowej jak i krajowej próżno było szukać prac traktujących o właściwościach zmęczeniowych materiałów platerowanych metodą wybuchową. Materiały wytworzone tą, niemłodością przecież, technologią przykuwały głównie uwagę środowisk naukowych specjalizujących się we własnościach strukturalnych materiałów. Wiele prac na ten temat opublikował, wraz ze swoim zespołem, Seyed Ali Asghar Akbari Mousavi pracujący na Uniwersytecie w Teheranie. Akbari w swoich licznych pracach [1], [2], [3], [79], odnoszących się do materiałów platerowanych wybuchowo, zajmuje się zmianami strukturalnymi zachodzącymi w okolicach strefy złącza, wpływem obróbki cieplnej na materiały wielowarstwowe oraz zastosowaniem Metody Elementów Skończonych do symulacji zgrzewania wybuchowego.

Prof. Akbari zajmuje się również wieloma innymi ciekawymi tematami z dziedziny materiałoznawstwa. Prace o podobnej tematyce, w odniesieniu do bardzo różnych materiałów łączonych tą metodą powstają na całym świecie, również w Polsce. Materiałami platerowanymi w naszym kraju zainteresowani są pracownicy wielu instytucji, między innymi Politechniki Opolskiej, Politechniki Warszawskiej, Instytut Metalurgii i Inżynierii Materiałowej PAN w Krakowie, Politechniki Śląskiej, Akademii Górniczo Hutniczej im. Stanisława Staszica w Krakowie, Wojskowej Akademii Technicznej, Politechniki Częstochowskiej czy Politechniki Gdańskiej o niezaprzeczalnie jednym z największych dorobków w dziedzinie zgrzewania wybuchowego. W prawie każdej z tych jednostek B+R badania prowadzone są w znacznej mierze we współpracy z jedyną na terenie naszego kraju firmą zajmującą się wytwarzaniem takich materiałów tj. Zakładem Technologii Wysokoenergetycznych **Explomet**, Gałka, Szulc spółka jawna. Naukowcy z tych ośrodków pracują, podobnie jak prof. Akbari, przede wszystkim nad zagadnieniami z zakresu materiałoznawstwa. Od tej reguły występują jednak wyjątki, pracujący w jednostce profesora Kurzydłowskiego, na Wydziale Inżynierii Materiałowej Politechniki Warszawskiej, naukowcy tacy jak dr inż. Tomasz Płociński w ramach realizowanego przez nich grantu finansowanego ze środków NCBiR przeprowadzili testy zmęczeniowe, których część opublikowano w pracy mojego współautorstwa [34]. Zespół dra Płocińskiego poddawał próbie cyklicznego trójpunktowego zginania próbki wykonane między innymi z bimetalu stal-tytan, który jest również przedmiotem mojej pracy. Ich badania skupione były na ocenie wpływu obróbki cieplnej, której poddawany jest bimetali po procesie platerowania, na strukturę i wytrzymałość wyrobu. Na Politechnice Opolskiej tożsamymi zagadnieniami zajmują się dr hab. inż. Aleksander Karolczuk z mgr inż. Mateuszem Kowalskim [20], [19], [18] oraz dr hab. inż. Dariusz Rozumek [60]. Karolczuk i Kowalski również przeprowadzili testy zmęczeniowe plateru stal-tytan, oraz jego materiałów składowych, jednak w warunkach cyklicznego rozciągania-ściskania. Swoje wyniki opublikowali w [19]. Rozumek natomiast zajmuje się procesem rozwoju pęknięć zmęczeniowych w materiałach warstwowych [60]. Wszystkie wymienione powyżej prace związane z własnościami zmęczeniowymi materiałów platerowanych metodą wybuchową zostały przeprowadzone już po opublikowaniu i zaprezentowaniu przeze mnie pierwszych prac opisujących zjawisko zmęczenia w bimetalu stal-tytan wykonanym technologią platerowania wybuchowego[49], [51].

Powodem podjęcia opisanej w pracy tematyki było z jednej strony wzrastające zainteresowanie materiałami wielowarstwowymi w tym przypadku metalowymi wielu branż,

a z drugiej zdecydowanie niedostateczny poziom analiz tego typu materiałów w rozpatrywanym zakresie zagadnienia ich aplikacji. Nieobojętym był też fakt wieloletniej (kilkudziesięcioletniej) współpracy firmy Explomet z Politechniką, dyspozycyjność w zakresie udostępniania materiałów do badań i merytoryczne wsparcie, na jakie zawsze można liczyć ze strony firmy. Ostatnio w ramach planowania kolejnego okresu zaangażowania Unii Europejskiej w badania i rozwój pojawił się nowy termin 'inteligentne specjalizacje'. Zdaje się, że wspomniana współpraca firmy z uczelnią, od wielu lat spełnia wymagania tego terminu. Równie istotnie wpisuje się ona w pojęcie 'regionalnej specjalizacji', a technologia zgrzewania wybuchowego spełnia, przynajmniej w wymiarze regionalnym wymagania tzw. 'kluczowych technologii'. Technologia platerowania wybuchowego cały czas rozwija się, czego efektem są coraz lepsze złącza wytwarzane w coraz większym przedziale gatunków i grubości łączonych materiałów i o coraz wyższych parametrach technologicznych w tym wytrzymałościowych. Powiększające się zdolności tej technologii są źródłem powstawania zupełnie nowych produktów, a także stanowią inspirację do dostrzeżenia nowych możliwości konstrukcyjnych.

Jedyna firma w Polsce specjalizująca się w pełni przemysłowym stosowaniu tej metody realizując długofalowy program rozwoju postawiła przed nauką między innymi trzy szczególne problemy o zasadniczym znaczeniu. Pierwszy z nich dotyczy oceny technologii wytwarzania w aspekcie wytrzymałości – trwałości eksploatacyjnej materiałów warstwowych, a do takich niewątpliwie można zaliczyć materiały wytwarzane metodą platerowania (zgrzewania) wybuchowego. Ten obszar badawczy wprost generuje potrzebę prowadzenia badań wytrzymałości zmęczeniowej w powiązaniu z tworzeniem nowych modeli obliczeniowych dedykowanych takim materiałom. Kolejnym zadaniem jest poszukiwanie i wdrażanie coraz to nowych, wytrzymalszych materiałów podstawowych i opracowywanie technologii pozwalających skutecznie uzyskiwać wysokiej jakości połączenia w układach platerowania wybuchowego. Trzecie zadanie, to znalezienie najwłaściwszych modeli obliczeniowych pozwalających z maksymalną pewnością uwzględniać w konstruowaniu aparatury procesowej czy innych urządzeń parametry wytrzymałościowe wszystkich warstw – pełnego przekroju platerowanego materiału. Realizacja tych wzajemnie powiązanych zadań – prowadzenie badań we wskazanych, problemowych obszarach prowadzi do osiągnięcia dwóch celów. Z jednej strony obniżenia grubości, a więc i mas projektowanych aparatów przy zapewnieniu maksymalnych wskaźników ich bezpiecznej eksploatacji. Z drugiej – ma docelowo posłużyć blisko dwukrotnemu wydłużeniu projektowanego czasu bezpiecznej

eksploatacji – z ok. 25-30 lat do 55-60. Nie trzeba chyba w tym miejscu objaśniać, jakie znaczenie ma to dla obniżenia kosztów w tym energochłonności budowy wysoko-obciążanych urządzeń procesowych, pewności ich bezpiecznej i długoletniej eksploatacji także w aspekcie maksymalizacji zwrotu kosztów ich wytwarzania (amortyzacji).

Naturalnie, korzystając z bliskości przedsiębiorstwa zajmującego się tak ciekawą technologią, a zarazem bardzo chętnie dzielącego się z naukowcami swoim doświadczeniem i problemami postanowiłem podjąć się niełatwego zadania oceny właściwości zmęczeniowych bimetalu stal-tytan i zastosowanie tej wiedzy do opracowania algorytmu obliczeniowego wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z bimetalu stal tytan na podstawie badań materiału rodzimego.

Analizy przedstawione w rozdziale szóstym z wykorzystaniem Metody Elementów Skończonych przeprowadzono w programie COMSOL Multiphysics. Spośród polskich ośrodków naukowych zajmujących się między innymi wykorzystaniem MES w badaniach nad zmęczeniem materiałów i konstrukcji wyróżnić należałoby zespół prof. Ruśińskiego z Politechniki Wrocławskiej mający znaczący dorobek w tej dziedzinie [11], [63], [64] oraz ośrodek Bydgoski z jego niezaprzeczalnym dorobkiem na polu szacowania trwałości zmęczeniowej przy obciążeniach złożonych oraz analizy MES [68], [69].

2.3 Normy dotyczące testów nieniszczących, wytrzymałościowych niszczących i zmęczeniowych

Przepisy europejskie odnoszą się do materiałów platerowanych tylko w części jednego z oficjalnych dokumentów – jest to druga część normy PN-EN 13445-2: „Nieogrzewane płomieniem zbiorniki ciśnieniowe. Annex D”. Nie wyodrębnia ona jednak szczególnych wymagań w zależności od zastosowanych materiałów. Podane są natomiast wymagane próby mechaniczne i technologiczne, które muszą zostać wykonane z każdego platerowanego elementu wykorzystanego w produkcji zbiorników. Należą do nich: próba rozciągania zgodnie z PN EN 10002, próba udarności zgodnie z PN EN 10045, próba ścinania DIN 50162 [N8], próba zginania PN EN 13445 oraz wykonanie zglądu metalograficznego strefy złącza. Każdy platerowany element (niezależnie czy przez walcowanie lub wybuchowo) wymaga sprawdzenia metodą ultradźwiękową ciągłości złącza na całej powierzchni lub w siatce, zdefiniowanej przez przywołane przepisy ewentualnie wymagania zamawiającego. W kolejnych podrozdziałach opiszę próby wytrzymałościowe, jakim poddawane są próbki materiału w oparciu o wymienione powyżej normy.

2.3.1 Położenie próbek i pobieranie materiału na próbki

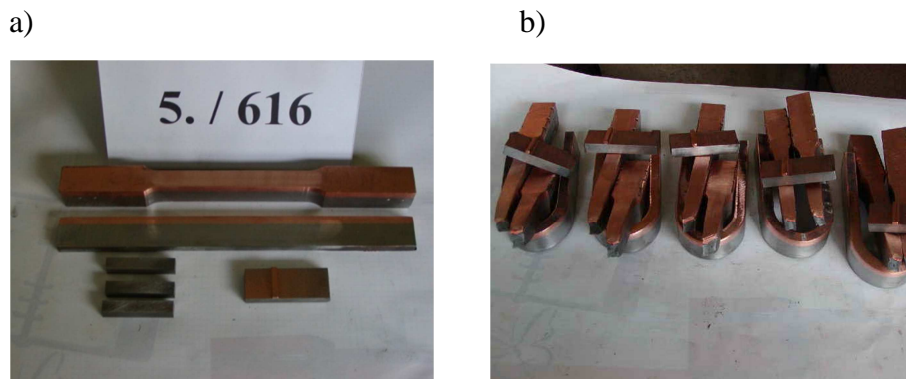
Wszystkie próbki pobiera się w ten sposób, aby ich oś wzdluzna była prostopadła do kierunku detonacji. Z pozoru proste zadanie trudno jednak zrealizować w warunkach przemysłowych, ponieważ ze względów technologicznych lub ekonomicznych często nie ma możliwości zwiększenia gabarytów blachy. Aby rozwiązać tą niedogodność przyjmuje się, że gdy próbka uzyskana z obszarów o mniej korzystnych warunkach geometrycznych i technologicznych (nieodpowiednie ułożenie osi próbki względem kierunku detonacji, skrajne położenie próbki względem płyty) spełni wymogi dla danego materiału, będzie je spełniać również pod wytyczonymi warunkami.

2.3.2 Próba rozciągania

Istniejące normy nie zawierają specyficznych informacji odnośnie przeprowadzenia próby rozciągania materiałów platerowanych. Należy się w tym przypadku kierować zaleceniami normy PN-EN 10002, w której zawarte są szczegółowe informacje odnośnie próbek, ich wymiarów oraz samego postępowania w trakcie wykonywania badania. Należy wykonać próbki o przekroju płaskim z materiałem nakładanym. Oczekiwana wartość granicy wytrzymałości na rozciąganie wyznacza się z wzoru

$$\sigma_{Pl} = \frac{\sigma_P S_P + \sigma_N S_N}{S_P + S_N}, \quad (2.1)$$

gdzie indeksy *Pl*, *P* i *N* oznaczają odpowiednio plater, materiał podstawowy i nakładany. Gdy wartość otrzymana σ_{Pl} zbadanego materiału jest mniejsza niż wartość wyliczona z powyższego wzoru, należy powtórzyć próbę ze zdjętym materiałem nakładanym. Zabieg ten jest stosowany, gdy różnica w twardości materiałów nakładanego i podstawowego jest duża. Na rys. 2.3. przedstawiono zestaw próbek do badań wytrzymałościowych plateru – przed (a) i po badaniu (b).



Rys. 2.3. Zestaw próbek do badań wytrzymałościowych platerów [60]

Stosując twardy materiał nakładany minimalne wydłużenie próbki powinno być większe niż 12%. Dla próbek o przekroju okrągłym dopuszcza się średnice 5, 10 i 20 mm, a dla przekroju prostokątnego szerokości próbek mogą wynosić 20, 25 lub 40 mm. Próbki okrągłe stosuje się tylko w przypadku przeprowadzenia badania na materiale podstawowym. Pole przekroju porzecznego próbki należy dobrać do możliwości maszyny wytrzymałościowej uwzględniając graniczne wymiary próbek. Długość pomiarowa dla próbek okrągłych wynosi pięciokrotną wartość średnicy.

2.3.3 Próba ścinania

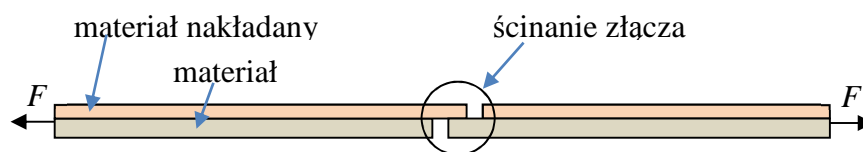
Poprzez ścinanie rozumie się działanie dwóch sił o przeciwnych zwrotach działających w jednej płaszczyźnie. W praktyce laboratoryjnej warunek ten jest trudno spełnić. Powszechnie stosuje się tak zwane ścinanie technologiczne, gdzie w przekrojach ścinanych występują nie tylko siły tnące, ale również niewielkie wartości sił normalnych od momentów gnących. Dla materiałów platerowanych próba ścinania jest wykonywana w specyficzny sposób pozwalający ocenić jakość połączenia obu materiałów. Na rys. 2.4. przedstawiono szczegóły dotyczące tej próby. Jest to najbardziej charakterystyczne badanie dla materiałów platerowanych. Norma DIN 50162 oraz przepisy ASME precyzują wszystkie wytyczne dla próbek do ścinania oraz aparatu do przeprowadzenia próby. W przypadku przepisów europejskich opartych o przepisy DIN, oś próbki na ścinanie jest usytuowana równoległe do kierunku detonacji. Przepisy ASME sytuują tę próbkę z osią prostopadłą do kierunku detonacji.



Rys. 2.4. Schematycznie przedstawiony kształt próbki do ścinania wg przepisów europejskich oraz norm ASTM (a), próbka zamocowana w przyrządzie (b) i próbka po ścięciu warstwy nakładanej [60]

2.3.4 Ścinanie poprzez rozciąganie

Próbie ścinania opisaną w poprzednim punkcie nie da się przeprowadzić dla platerów o niewielkiej wynikowej grubości ($g < 3 \text{ mm}$). Proponuje się w tym przypadku wykonanie nienormatywnej próby ścinania poprzez rozciąganie. Polega ona na odpowiednim przygotowaniu próbki poprzez wykonanie nacięć w materiale podstawowym i nakładanym ze stosownym przesunięciem. W efekcie podczas rozciągania takiej próbki otrzymuje się w okolicy złącza stan naprężenia bliski ścinaniu. Poprzez pomiar powierzchni ścinania i siły rozciągania otrzymuje się przybliżoną wartość granicy wytrzymałości na ścinanie złącza. Na rys. 2.5. przedstawiono ideę ścinania przez rozciąganie. Dokładniejsze informacje na temat tej próby można znaleźć w [16].



Rys. 2.5. Idea próby ścinania złącza platerów realizowana przez rozciąganie [60]

2.3.5 Próba zginania

Jest to typowa próba jakościowa, w której nie jest ważny wynik liczbowy, a jedynie spełnienie pewnego kryterium – braku rozwarstwienia lub pęknięć próbki po gięciu. Próbkę należy pobrać z pełnej grubości materiału, gdy natomiast ten wymiar przekracza 80 mm usuwa się materiał bazowy by uzyskać maksymalny dopuszczalny wymiar. Grubość próbki

wynosi 10 mm, a długość nie powinna być mniejsza niż 130 mm. Zginanie boczne należy przeprowadzić na maszynie wyposażonej we wgłębnik o średnicy równej czterem szerokościom próbki, czyli w tym przypadku 40 mm. Odstęp pomiędzy podporami nie może być mniejszy niż 7 szerokości próbki (70 mm). Próbkę należy zgiąć o kąt 180°. Ocenia się złącze, czy wystąpiły rozwarstwienia. Przykładowe próbki przedstawiono na rysunku 2.3a (przed próbą) i 2.3b (próbki zgięte).

2.3.6 Próba udarności

W przypadku materiałów platerowanych należy zwrócić uwagę, aby próbki zostały pobrane bezpośrednio spod złącza, albowiem przez zjawiska towarzyszące procesowi zgrzewania materiał w tym obszarze może przejawiać skłonność do spadku odporności na kruche pękanie. Oś wzdłużną próbki ustala się prostopadle do kierunku detonacji a karb prostopadle do materiału nakładanego – ten element stanowi istotną różnicę w stosunku do standardowej próby udarności. Należy wykonać trzy próbki typu Charpy V z każdego badanego elementu. Badanie należy przeprowadzić w temperaturze zgodnie z wytycznymi dla badanego materiału. Z reguły są to temperatury ujemne (najczęściej -20°C). W przypadku, gdy grubość materiału nie jest wystarczająca do wykonania pełnowymiarowej próbki należy wykonać próbkę zastępczą o zmniejszonym polu przekroju poprzecznego.

2.4 Podsumowanie

W niniejszym rozdziale zaprezentowano próby wytrzymałościowe i technologiczne (zginanie), jakim należy poddać materiał warstwowy powstały w technologii zgrzewania wybuchowego w celu stwierdzenia prawidłowości wykonania złącza i wyznaczenia podstawowych stałych wytrzymałościowych [60]. Opis dotyczy prób realizowanych głównie w oparciu o przepisy europejskie (norma zharmonizowana EN13445 – 2, Aneks D). Szczególną uwagę należy zwrócić na fakt, że żadna światowa bądź europejska norma nie wymaga od producentów przeprowadzenia badań zmęczeniowych. Jednakże rosnące zainteresowanie tego typu materiałami jak i stale rozwijająca się technologia, która pozwala na łączenie wciąż nowych materiałów powoduje, że platerzy zaczynają być wykorzystywane do produkcji elementów narażonych na znaczące, zmienne w czasie obciążenia. Bezpieczne i efektywne wykorzystanie materiałów platerowanych wymaga znajomości nie tylko statycznych własności mechanicznych, ale również własności zmęczeniowych.

3. Przegląd metod sporządzania podstawowych charakterystyk zmęczeniowych

Część elementów maszyn i konstrukcji inżynierskich pracuje w warunkach zmiennych w czasie obciążeń eksploatacyjnych. Na podstawie badań oraz licznych przykładów praktycznych stwierdzono, że zmiana naprężeń negatywnie wpływa na trwałość materiału: części maszyny narażone na działanie zmiennych w czasie obciążeń ulegają zniszczeniu przy naprężeniach znacznie mniejszych od doraźnej wytrzymałości materiału przy statycznym obciążeniu. To zjawisko zmniejszania się wytrzymałości materiałów przy występowaniu naprężeń zmiennych w czasie nazywamy zmęczeniem materiału. Umiejętność przewidywania trwałości zmęczeniowej, poprawnego projektowania maszyn i konstrukcji jest od dziesięcioleci poważnym problemem inżynierskim, który jeżeli w konkretnych przypadkach zostanie rozwiązany nieprawidłowo, może stać się przyczyną poważnych w skutkach awarii lub katastrof. W celu zapewnienia bezpiecznej pracy maszyn i urządzeń przeprowadza się badania materiałów przy zmiennych obciążeniach. Warunki przeprowadzenia prób zawierają normy. Do najpopularniejszych prób zmęczeniowych należą próby: rozciągania-ściskania [N4], [N6], zginania [N10] i skręcania [N11]. Dodatkowe informacje na temat prezentacji wyników badań zmęczeniowych znajdują się w normie [N5] oraz w pozycjach [66] [N1].

Do opisu wytrzymałości zmęczeniowych wykorzystuje się tzw. charakterystyki zmęczeniowe. Ze względu na parametr stosowany do opisu rozróżniamy trzy główne grupy charakterystyk zmęczeniowych: naprężeniowe (σ_a), odkształceniowe (ϵ_a) i energetyczne. Dokładniej te grupy opisuję w kolejnych podrozdziałach.

3.1 Wykres naprężeniowy

Pierwszą i najczęściej stosowaną do opisu wytrzymałości zmęczeniowej materiału grupę tworzą charakterystyki naprężeniowe (σ_a-N_f), zwane także wykresem S-N (z ang. Stress-Number of cycles). Po raz pierwszy tego typu wykres został sporządzony i zaprezentowany przez Wöhlera [78] w roku 1860, który zastosował układ pojedynczo logarytmiczny $\sigma_a-\log(N_f)$. Składał się on z części pochylonej i równoległej do osi poziomej wyznaczając w ten sposób obszary odpowiednio ograniczonej i nieograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej. Odcinek ograniczonej wytrzymałości zmęczeniowej można aproksymować funkcją

$$\sigma_a = A + m \log N_f, \quad (3.1)$$

gdzie:

N_f – trwałość zmęczeniowa w cyklach,

σ_a – amplituda naprężenia dla rozciągania-ściskania lub zginania (τ_a dla skręcania),

A, m – stałe modelu regresji.

W roku 1910 Basquin [5] zaproponował wykres zmęczeniowy prezentujący zależność liczby cykli do zniszczenia od amplitudy naprężenia w układzie podwójnie logarytmicznym $\log(\sigma_a)$ - $\log(N_f)$ oraz wzór aproksymujący, który w zapisie wykładniczym dla rozciągania-ściskania można zapisać następująco:

$$\sigma_a = \sigma'_f (2N_f)^b, \quad (3.2)$$

$$\log N_f = A + m \log \sigma_a, \quad (3.3)$$

Tego typu wykres najczęściej stosowany jest dla badań z zakresu wytrzymałości średnio i wysokocyklowej. Podstawową zaletą tego wykresu jest prostota jego stosowania i znaczna ilość dostępnych w literaturze wyników badań opisanych tym modelem. Za minus natomiast można uznać, wynikające z prostoliniowości modelu, niedokładne odwzorowanie rzeczywistej charakterystyki zmęczeniowej [47].

3.2 Zmęczeniowe wykresy odkształceniowe

Kolejną popularną grupą wykresów stosowanych do prezentowania własności zmęczeniowych materiałów stanowią charakterystyki oparte na amplitudzie odkształcenia (ε_a). Jednym z najpopularniejszych tego typu modeli jest model **Mansona-Coffina-Basquina** (MCB) dla wykresu (ε_a - N_f) [5][9][43]:

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c, \quad (3.4)$$

gdzie: $\varepsilon_{a,t}$ – amplituda odkształcenia całkowitego wyrażona sumą amplitud odkształcenia sprężystego $\varepsilon_{a,e}$ i plastycznego $\varepsilon_{a,p}$,

$2N_f$ – liczba nawrotów obciążenia (półcykli),

E – moduł Younga, σ'_f , b – współczynnik i wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej,

ε'_f , c – współczynnik i wykładnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego.

Ponadto powszechnie stosowanym modelem, służącym do przedstawienia zależności amplitud naprężeń i odkształceń (σ_a - ε_a), przy obciążeniu indukującym znaczny udział odkształceń plastycznych, jest model proponowany przez **R**ambergą i **O**sgooda (RO). Znany jest on także jako krzywa cyklicznego umocnienia i opisuje się go wzorem [61]

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,e} + \varepsilon_{a,p} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad (3.5)$$

gdzie: σ_a – amplituda naprężenia,

K' – współczynnik wytrzymałości cykliczne,

n' – wykładnik cyklicznego umocnienia.

Wzór ten znajduje szerokie zastosowanie podczas wyznaczania naprężeń i odkształceń sprężysto-plastycznych uwzględniając zachowanie się materiału przy obciążeniu cyklicznym.

W literaturze można również spotkać inne modele odkształceniowe wiążące amplitudę odkształcenia całkowitego z liczbą cykli do zniszczenia zmęczeniowego, np. propozycję Mansona [43]

$$\varepsilon_{a,t} = \left(\frac{C}{N_f} \right)^{\frac{1}{5}} + \varepsilon_0, \quad (3.6)$$

gdzie C , ξ i ε_0 są współczynnikami modelu wyznaczonymi przez dopasowanie krzywej do punktów eksperymentalnych metodą najmniejszych kwadratów.

3.3 Wykresy wykorzystujące parametry energetyczne

Trzecią grupą są charakterystyki zmęczeniowe oparte na parametrach energetycznych. Ze względu na różne definicje tych parametrów napotykamy na znaczą grupę tych charakterystyk [38], [39], [40]. Najczęściej są one otrzymywane poprzez przekształcenia wzorów wynikających z modeli naprężeniowych i odkształceniowych. Przykładem może tu być charakterystyka, którą otrzymuje się poprzez porównanie parametru Smitha-Watsona-Toppera (SWT) $\varepsilon_a \sigma_{max}$ z iloczynem charakterystyk naprężeniowej Basquina (3.2) i odkształceniowej MCB (3.4) [70]. W przypadku, gdy cykle obciążenia nie przejawiają wartości średnich otrzymujemy

$$\varepsilon_{a,t} \sigma_a = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{c+b}. \quad (3.7)$$

Opisane przeze mnie modele służą do opisu własności zmęczeniowych badanych materiałów, nie można ich jednak stosować dowolnie. Powszechnie przyjętą praktyką jest stosowanie wykresów naprężeniowych dla badań średnio i wysoko cyklowych, gdzie udział odkształcenia plastycznego jest znikomy, natomiast modele odkształceniowe lepiej opisują badania z zakresu małej liczby cykli. Nie jest to jednak jedyny problem, w kolejnych podrozdziałach staram się zwrócić uwagę na problemy wynikające z zastosowania nieodpowiedniego modelu dla konkretnego rodzaju materiału.

3.4 Klasyfikacja wybranych materiałów konstrukcyjnych ze względu na założenia teoretyczne modeli charakterystyk zmęczeniowych

Przed przystąpieniem do opracowywania metodyki badań zmęczeniowych materiałów warstwowych, do jakich zalicza się badany przeze mnie bimetel, podjęto próbę sklasyfikowania materiałów konstrukcyjnych ze względu na założenia teoretyczne modeli charakterystyk zmęczeniowych. Celem tego rozdziału jest sprawdzenie czy materiały wchodzące w skład plateru, znacznie od siebie różne pod względem właściwości, mogą być

opisywane popularnymi modelami występującymi w literaturze oraz przeprowadzenie oceny ewentualnych niedokładności tym powodowanych.

Wyznaczanie trwałości zmęczeniowej konstrukcji jest procesem złożonym, w którym należy uwzględnić czynniki wpływające w decydujący sposób na jej trwałość. Proces taki powinien uwzględniać: kształt konstrukcji, własności materiału, konfigurację i charakter obciążenia, stan konstrukcji i czynniki zewnętrzne. Jak już wcześniej wspomniano istniejące algorytmy obliczeniowe uwzględniające powyższe czynniki można podzielić ze względu na parametr decydujący o zmęczeniu na algorytmy: naprężeniowe, odkształceniowe i energetyczne. Dwie ostatnie grupy wykorzystują odkształceniowe charakterystyki zmęczeniowe lub wybrane stałe w nich występujące, dlatego bardzo ważne jest, aby były one wyznaczone poprawnie. Dane służące do sporządzania odkształceniowych wykresów zmęczeniowych [5], [6], [9], [43], [46], [59], [62] i wykresów cyklicznego odkształcenia [6] [17], [36], [61] uzyskuje się przeprowadzając badania eksperymentalne w prostych stanach obciążenia zakładając stałą, kontrolowaną podczas testu amplitudę odkształcenia. Dla każdej testowanej próbki otrzymuje się trzy wielkości: amplitudę naprężenia σ_a i odkształcenia ε_a oraz liczbę cykli do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego lub całkowitego złomu N_f . Zakłada się, że wartość amplitudy naprężenia σ_a jest rejestrowana w stanie ustabilizowanym, w którym nie obserwuje się efektów umocnienia lub osłabienia cyklicznego materiału. Ze względu na niestabilność większości nowoczesnych materiałów konstrukcyjnych arbitralnie przyjmuje się, że stan ustabilizowany występuje dla liczby cykli $0,5N_f$ [62]. Wyznaczając charakterystykę zmęczeniową dla jednego materiału wykonuje się testy zmęczeniowe wielokrotnie przy różnych wartościach amplitudy odkształcenia ε_a . Odpowiednia obróbka wyników pozwala na opisanie własności zmęczeniowych wzorem proponowanym przez **Mansona-Coffina-Basquina** (MCB) dla wykresu (ε_a-N_f) (3.4).

Ponadto powszechnie stosowany jest model proponowany przez Basquina dla wykresu (σ_a-N_f) (3.2) [5] oraz proponowany przez **Ramberg-Osgooda** (RO) dla krzywej cyklicznego umocnienia $(\sigma_a-\varepsilon_a)$ (3.5).

Wzory (3.2) i (3.4) stosowane są podczas wyznaczania liczby cykli obciążenia do inicjacji pęknięcia zmęczeniowego. Wzór (3.5) znajduje szerokie zastosowanie podczas wyznaczania naprężeń i odkształceń sprężysto-plastycznych uwzględniając zachowanie się materiału przy obciążeniu cyklicznym.

Należy zauważyć, że wzory (3.4) i (3.5) definiują amplitudę odkształcenia całkowitego $\varepsilon_{a,t}$ jako sumę amplitudy odkształcenia plastycznego $\varepsilon_{a,p}$ i amplitudy odkształcenia sprężystego $\varepsilon_{a,e}$. Różnica pomiędzy wzorami polega na wyrażeniu amplitud składowych, jako funkcji liczby cykli dla wzoru (3.4) i funkcji amplitudy naprężenia dla wzoru (3.5). Poprzez przyrównanie wyrażen opisujących część sprężystą amplitudy odkształcenia z modeli MCB oraz RO otrzymuje się następujące równania

$$\begin{aligned} \varepsilon_{a,e}^{MCB} &= \varepsilon_{a,e}^{RO} \\ \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b &= \frac{\sigma_a}{E} \\ \log(\sigma'_f) + \log(2N_f)b &= \log(\sigma_a) \end{aligned} \quad (3.8)$$

Podobnie porównując część plastyczną amplitudy odkształcenia otrzymujemy

$$\begin{aligned} \varepsilon_{a,p}^{MC} &= \varepsilon_{a,p}^{RO} \\ \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} &= \varepsilon'_f (2N_f)^c \\ [\log(\sigma_a) - \log(K')] \frac{1}{n'} &= \log(\varepsilon'_f) + \log(2N_f)c \end{aligned} \quad (3.9)$$

Podstawiając za $\log(\sigma_a)$ w równaniu (3.9) odpowiednie wyrażenie z równania (3.8) otrzymujemy

$$\log(\sigma'_f) \frac{1}{n'} + \log(2N_f) \left(b \frac{1}{n'} - c \right) - \log(K') \frac{1}{n'} = \log(\varepsilon'_f). \quad (3.10)$$

W równaniu (3.10) występują zarówno parametry materiałowe jak i liczba cykli do zniszczenia N_f . Równość ta, wyprowadzona przez przyrównanie części sprężystej (3.8) i plastycznej (3.9) amplitudy odkształcenia powinna być zachowana dla dowolnej wartości liczby cykli N_f . Należy więc przyjąć, że składnik równania zawierający liczbę cykli $N_f \in \langle 0,5, \dots, \infty \rangle$ powinien być równy zero, co prowadzi do następującego warunku

$$\underbrace{\log(2N_f)}_{\neq 0} \left(b \frac{1}{n'} - c \right) = 0 \quad \text{tylko wtedy gdy} \quad b \frac{1}{n'} - c = 0. \quad (3.11)$$

Otrzymujemy w ten sposób wzór na wykładnik cyklicznego umocnienia n' wyrażony przez wykładniki wytrzymałości zmęczeniowej b i zmęczeniowego odkształcenia plastycznego c

$$n' = \frac{b}{c} = n'_{comp}. \quad (3.12)$$

Korzystając z wzorów (3.10) i (3.12) otrzymujemy równanie postaci

$$\begin{aligned} \log(\sigma'_f) \frac{1}{n'} - \log(K') \frac{1}{n'} &= \log(\varepsilon'_f) \\ \frac{\sigma'_f}{K'} &= \varepsilon'^{n'}_f \end{aligned}, \quad (3.13)$$

które prowadzi do wzoru na współczynnik K' postaci

$$K' = \frac{\sigma'_f}{(\varepsilon'_f)^c} = K'_{comp}. \quad (3.14)$$

W literaturze można spotkać się z określeniem „*równań kompatybilności charakterystyk MCB i RO*” dotyczącym równań (3.12) i (3.14). Pozwalają one na określenie stałych występujących w modelu Ramberg-Osgooda na podstawie modelu Mansona-Coffina-Basquina. Zauważa się, że dla wielu materiałów konstrukcyjnych modele MCB i RO opisują niedostatecznie dokładnie rzeczywiste zachowanie się materiałów podczas obciążenia cyklicznego. Często także związki (3.12) i (3.14) dają wyniki odbiegające od oczekiwanych, co przejawia się niedostatecznie dobrym dopasowaniem charakterystyk do punktów eksperymentalnych. Wynika to z ograniczeń teoretycznych modeli MCB i RO. Głównym celem tego porządka jest wskazanie grupy materiałów konstrukcyjnych, które można

efektywnie opisywać rozpatrywanymi modelami i uczulić na ewentualne zagrożenia przy stosowaniu tychże modeli dla materiałów, które nie zachowują równań kompatybilności [55].

3.4.1 Metody estymacji zmęczeniowych stałych materiałowych występujących w modelach MCB i RO

Metoda konwencjonalna

Podczas wyznaczania stałych materiałowych występujących w równaniach (3.4) i (3.5) metodą konwencjonalną stosuje się regresję punktów prostą o równaniu

$$Y = \hat{B} + \hat{A}X, \quad (3.15)$$

metodą najmniejszych kwadratów [N6], [8]. Estymatory \hat{A} i \hat{B} określają w sposób jawny lub jako proste funkcje szukane stałe materiałowe. W celu przeprowadzenia regresji dane eksperymentalne na wstępie poddaje się linearyzacji logarytmując ich wartości. Analogicznie logarytmując odpowiednie równania otrzymujemy ich zlinearyzowane postaci, co przedstawiono w tabeli 3.1. Część sprężystą i plastyczną amplitudy odkształcenia całkowitego obliczamy przy pomocy amplitudy naprężenia i modułu Younga

$$\varepsilon_{a,e} = \frac{\sigma_a}{E}, \quad (3.16)$$

$$\varepsilon_{a,p} = \varepsilon_{a,t} - \varepsilon_{a,e}. \quad (3.17)$$

Ponieważ otrzymuje się w ten sposób trzy równania (tabela 3.1), aby wyznaczyć sześć parametrów charakteryzujących własności zmęczeniowe materiału należy wykonać niezależnie trzy regresje liniowe. Procedura ta nie zapewnia zachowania równań kompatybilności (3.12) i (3.14) modeli MCB i RO.

Tabela 3.1. Równania stosowane podczas wyznaczania stałych materiałowych metodą konwencjonalną

Równanie			
Postać pierwotna	Postać zlinearyzowana		
	$Y = \hat{B} + \hat{A}X$	X	Y
$\varepsilon_{a,e} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b$	$Y = \log\left(\frac{\sigma'_f}{E}\right) + bX$	$\log(2N_f)$	$\log(\varepsilon_{a,e})$
$\varepsilon_{a,p} = \varepsilon'_f (2N_f)^c$	$Y = \log(\varepsilon'_f) + cX$	$\log(2N_f)$	$\log(\varepsilon_{a,p})$
$\sigma_a = K'(\varepsilon_{a,p})^{n'}$	$Y = \log(K') + n'X$	$\log(\varepsilon_{a,p})$	$\log(\sigma_a)$

Metoda numeryczna

Metodę tę stosuję się głównie do modelu RO i polega na rozwiązaniu zadania optymalizacyjnego funkcji dwóch zmiennych K' i n' . Parametrem decydującym o jakości dopasowania modelu do punktów eksperymentalnych jest suma kwadratów różnic pomiędzy krzywą modelową a wartościami w kierunku zmiennej niezależnej czyli naprężenia. Do przeprowadzenia optymalizacji wykorzystano nieliniowy algorytm optymalizacji wielu zmiennych, który funkcjonuje w środowisku programistycznym MATLAB pod nazwą `fminsearch` [44]. Metoda numeryczna nie zapewnia zachowania równań kompatybilności (3.12) i (3.14), ale odznacza się bardzo dobrym dopasowaniem krzywej cyklicznego umocnienia do wyników eksperymentalnych. Wyznaczone w ten sposób stałe materiałowe oznaczono przez K^* i n^* . Model opisu przyjmuje wtedy postać

$$\varepsilon_f = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K^*}\right)^{\frac{1}{n^*}}. \quad (3.18)$$

Metoda 3D

Metoda 3D polega na aproksymacji punktów eksperymentalnych linią prostą w przestrzeni o współrzędnych $[\log(\varepsilon_{a,p}), \log(\sigma_a), \log(N_f)]$. Do ustalenia tej prostej wykorzystuje się punkt P_0 leżący na tej prostej

$$P_0(x_0, y_0, z_0), \quad (3.19)$$

i wektor kierunkowy, do którego ustalana prosta jest równoległa

$$\mathbf{R}(l, m, n), \quad (3.20)$$

gdzie l , m i n są kosinusami kierunkowymi wektora jednostkowego [8]. W rezultacie sześć szukanych współczynników występujących w wzorach (3.2),(3.4) i (3.5) wyznacza się bezpośrednio z następujących wzorów

$$\begin{aligned} n' = \frac{m}{l}, \quad c = \frac{l}{n}, \quad b = \frac{m}{n}, \\ K' = 10^{(y_0 - x_0 n')}, \quad \varepsilon'_f = 10^{(x_0 - z_0 c)}, \quad \sigma'_f = 10^{(y_0 - z_0 b)}. \end{aligned} \quad (3.21)$$

Należy pamiętać, że linearyzację danych prezentowanych w przestrzeni zrealizowano logarytmując odpowiednie wielkości

$$x = \log(\varepsilon_{a,p}), \quad y = \log(\sigma_a), \quad z = \log(N_f) \quad (3.22)$$

Główną zaletą metody 3D jest zachowanie równań kompatybilności (3.12) i (3.14), czyli współczynniki wyznaczone tą metodą są zgodne z założeniami teoretycznymi będącymi podstawą do wyprowadzenia wzorów (3.4) i (3.5) według modeli MCB i RO. Szczegóły

dotyczące wyznaczania zmęczeniowych stałych materiałowych metodą 3D można znaleźć między innymi w [48].

3.4.2 Klasyfikacja materiałów

Podczas klasyfikacji materiałów konstrukcyjnych ze względu na założenia teoretyczne modeli charakterystyk zmęczeniowych wykorzystano wyniki badań zmęczeniowych dostępne w literaturze [6]. Do rozważań wybrano 26 stopów aluminium, 10 stopów tytanu i 44 stopy stali wysoko i niskostopowych. Szczegóły dotyczące wybranych materiałów zamieszczono w tabeli 3.2.

Tabela 3.2. Zestawienie grup materiałów wykorzystanych do badań

Nazwa Grupy	Stopy Aluminium	Stopy Tytanu	Stale Niskostopowe	Stale Wysokostopowe	Stale Niestopowe
Liczba badanych stopów	26	10	16	14	14

W celu porównania zmęczeniowych stałych materiałowych otrzymywanych metodami numeryczną i konwencjonalną z tymi otrzymanymi metodą 3D zdefiniowano odpowiednie wskaźniki. Do porównania stałych materiałowych K^* i n^* otrzymanych metodą numeryczną ze stałymi K' i n' otrzymanymi przy pomocy metody 3D zdefiniowano następujące współczynniki:

$$p_{n1} = \frac{n^*}{n'} \quad (3.23)$$

gdzie: n^* - wykładnik cyklicznego umocnienia otrzymany metodą numeryczną,
 n' - wykładnik cyklicznego umocnienia otrzymany metodą 3D, oraz na podstawie równania (3.13)

$$p_{K1} = \frac{K^*(\varepsilon_f')^{n^*}}{\sigma_f'}, \quad (3.24)$$

gdzie: K^* - wykładnik wytrzymałości cyklicznej otrzymany metodą numeryczną,

σ'_f - współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej otrzymany metodą 3D,

ϵ'_f - współczynnik zmęczeniowego odkształcenia plastycznego z metody 3D.

Analogicznie zdefiniowano współczynniki p_{n2} i p_{K2} , które pozwalają na porównanie stałych otrzymanych metodą konwencjonalną i 3D

$$p_{n2} = \frac{n'_{conv}}{n'}, \quad (3.25)$$

$$p_{K2} = \frac{K'_{conv} (\epsilon'_f)^{n'_{conv}}}{\sigma'_f}, \quad (3.26)$$

gdzie: n'_{conv} i K'_{conv} wyznaczono metodą konwencjonalną.

Współczynniki wyrażone wzorami (3.23) - (3.24) przyjmują wartość „1” dla materiałów wykazujących własności cykliczne odpowiadające założeniom teoretycznym modeli MCB i RO. Wartości większe lub mniejsze od jedności otrzymuje się wtedy, gdy części sprężysta i plastyczna modeli nie są sobie równe, czyli $\epsilon_{a,e}^{MCB} \neq \epsilon_{a,e}^{RO}$ oraz $\epsilon_{a,p}^{MCB} \neq \epsilon_{a,p}^{RO}$.

Aby lepiej sklasyfikować rozpatrywane materiały wprowadzono dodatkowy współczynnik r

$$r = \sqrt{(1 - p_{Ki})^2 + (1 - p_{ni})^2}, \quad i = 1, 2. \quad (3.27)$$

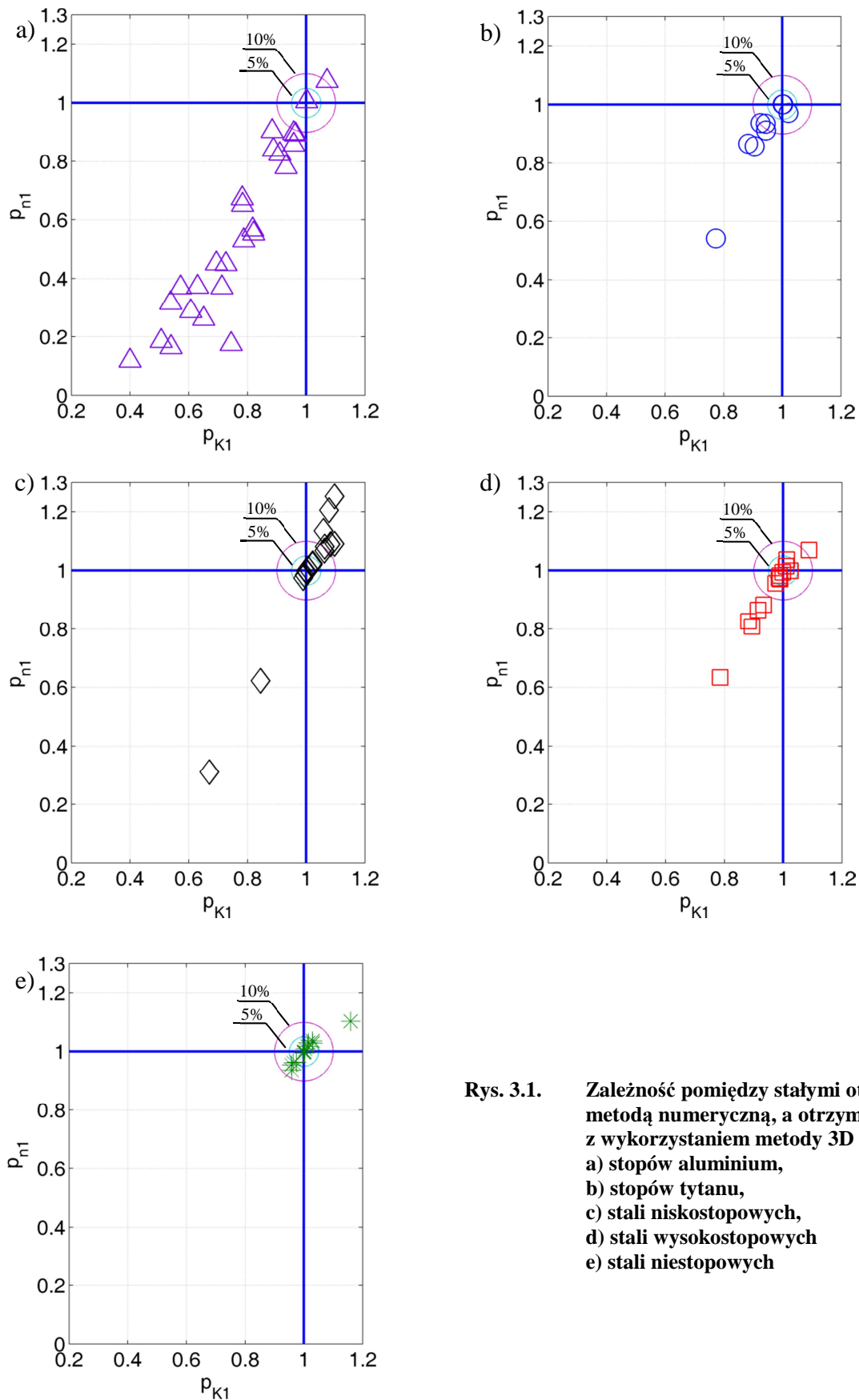
Współczynnik ten określa wartość promienia okręgu o środku w punkcie (1,1), na którego krawędzi znajdują się punkty o współrzędnych $p_{K1,2}$ i $p_{n1,2}$. Dla celów klasyfikacji przyjęto dwie wartości promienia $r = 0,05$ i $r = 0,1$. Powierzchnia obszarów wewnątrz okręgów o środku w punkcie (1,1) i promieniach długości $r = 0,05$ i $r = 0,1$ wskazują obszary, w których znajdują się punkty, dla których wyniki obliczeń odbiegają od wyniku idealnego maksymalnie o odpowiednio 5% i 10%. Postanowiono zastosować właśnie takie wartości promieni r , ponieważ wyniki obliczeń dla stali niestopowych, dla których oryginalnie powstawały rozpatrywane modele, zarówno dla metody numerycznej jak i konwencjonalnej znajdują się wewnątrz tych okręgów [53].

Wyznaczono charakterystyki dla wybranych materiałów trzema omawianymi wcześniej metodami. Otrzymane stałe materiałowe wykorzystano do obliczenia współczynników opisanych wzorami (3.23) - (3.26) Na rys. 3.1 i 3.2 przedstawiono wyniki obliczeń w formie wykresów wykonanych dla każdej z wyszczególnionych grup materiałowych.

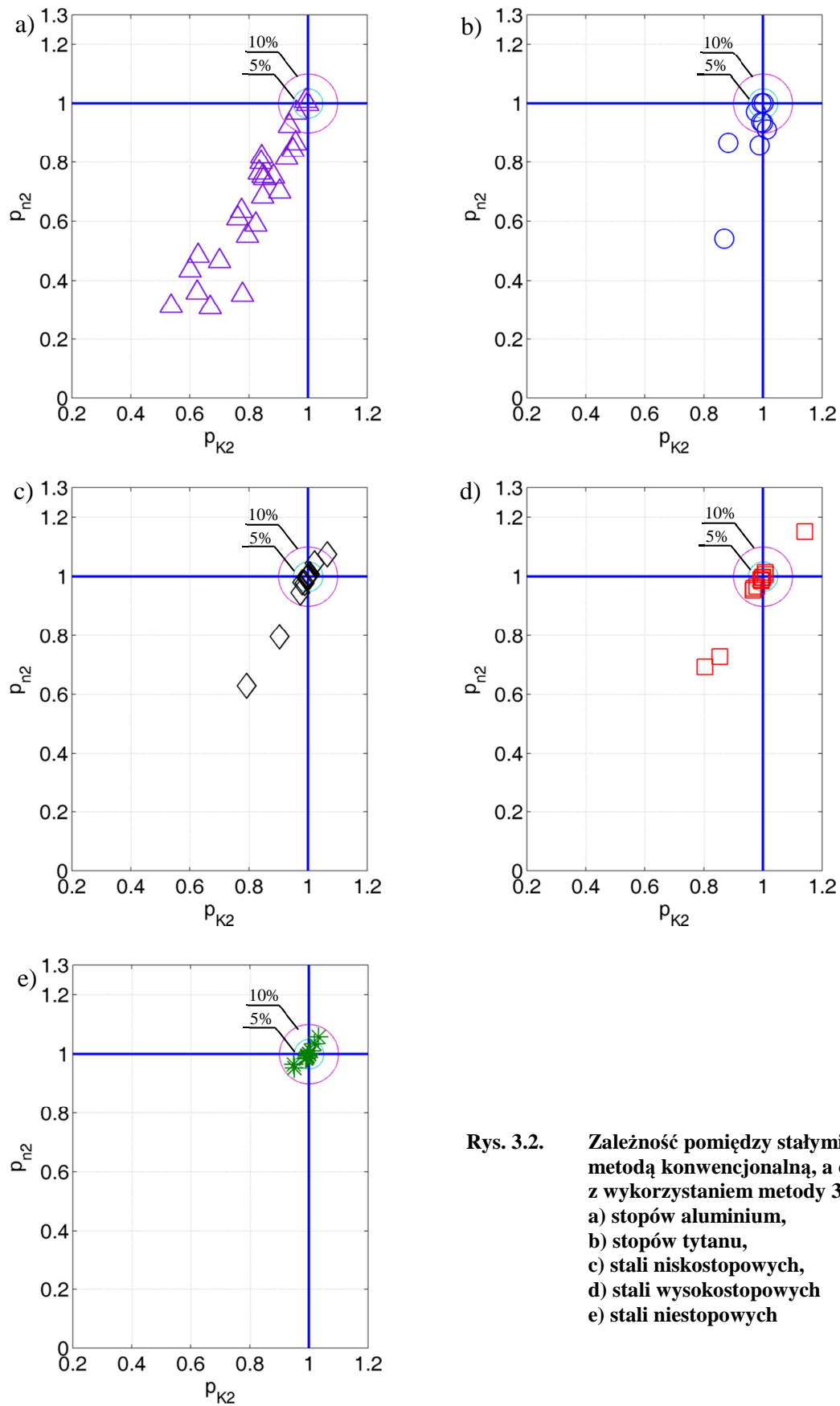
Punkty na wykresach odpowiadają poszczególnym materiałom z danej grupy, a ich położenie, ustalone przez współczynniki $p_{K1,2}$ i $p_{n1,2}$, wskazuje na własności materiału. Jeżeli położenie punktu pokrywa się z współrzędnymi (1, 1) (punkt przecięcia linii ciągłych na wykresach) oznacza to, że materiał ten zachowuje założenia teoretyczne modeli MCB i RO. Im dalej punkt jest położony od tych współrzędnych tym trudniej prawidłowo opisać rozpatrywanymi modelami własności zmęczeniowe materiału. W celu ułatwienia porównania wyników dla poszczególnych grup materiałowych zachowano na wykresach te same zakresy zmian parametrów $p_{K1,2}$ i $p_{n1,2}$.

Z analizy rysunków 3.1a) i 3.2a) można wywnioskować, że za wyjątkiem dwóch stopów aluminium pozostałe 24 znacząco odbiegają od oczekiwanego położenia (1, 1). Oznacza to, że własności cykliczne tej grupy materiałów często odbiegają od założeń teoretycznych modeli wykorzystywanych do ich opisu.

Dla tytanu oraz stali wysoko- i niskostopowych tylko nieliczne punkty na wykresach 3.1 i 3.2 leżą w okolicy współrzędnych (1, 1). Należy sądzić, że podobnie jak dla stopów aluminium także i dla tych grup materiałów napotykamy na trudności w poprawnym opisie analizowanymi modelami. Wynik zgodny z oczekiwaniami otrzymano jedynie dla grupy stali niestopowych gdzie pary współczynników $p_{K1,2}$ i $p_{n1,2}$ tworzą zwartą chmurę w okolicy punktu (1, 1).



Rys. 3.1. Zależność pomiędzy stałymi otrzymanymi metodą numeryczną, a otrzymanymi z wykorzystaniem metody 3D dla:
a) stopów aluminium,
b) stopów tytanu,
c) stali niskostopowych,
d) stali wysokostopowych
e) stali niestopowych



Rys. 3.2. Zależność pomiędzy stałymi otrzymanymi metodą konwencjonalną, a otrzymanymi z wykorzystaniem metody 3D dla:
a) stopów aluminium,
b) stopów tytanu,
c) stali niskostopowych,
d) stali wysokostopowych
e) stali niestopowych

3.4.3 Wnioski i spostrzeżenia

Zmęczeniowe stałe materiałowe wyznaczone trzema różnymi metodami różnią się co do wartości. Zaobserwowano bardzo wyraźną tendencję do zaniżania stałych materiałowych n' i K' przez metody konwencjonalną i numeryczną dla stopów aluminium w porównaniu z metodą 3D. Zauważono również, iż tendencja ta jest większa dla wykładnika cyklicznego umocnienia n' . Podobne, choć mniej znaczące różnice dotyczące stałych zaobserwowano dla grupy stopów tytanu. W przypadku tej grupy również stała n' wydaje się być bardziej podatna na zastosowaną metodę wyznaczania stałych. Stałe K' i n' otrzymane metodą numeryczną są zaniżone proporcjonalnie. Metody numeryczna i konwencjonalna dla niektórych stali wysokostopowych również wykazują tendencje do zaniżania nieznacznie wykładników wytrzymałości cyklicznej i cyklicznego umocnienia. W tym jednak przypadku różnice są proporcjonalne [52], [53].

Metoda 3D [48] wyznacza współczynniki zgodnie z założeniami teoretycznymi modeli MCB i RO, dlatego tylko te materiały, które zachowują się zgodnie z tymi założeniami udało się opisać z wystarczającą dokładnością. Są to przede wszystkim stale niestopowe i niektóre stale nisko- i wysokostopowe, dla których modele te były tworzone. Materiały niestabilne cyklicznie, takie jak stopy aluminium i tytanu trudno poprawnie opisać analizowanymi modelami. Dlatego też należy zachować szczególną uwagę podczas opracowywania wyników badań cyklicznych dla tych grup materiałów.

3.5 Różnice wynikające z zastosowania różnych charakterystyk zmęczeniowych podczas obliczania trwałości zmęczeniowej

Kolejnym, naturalnym etapem badań nad zastosowaniem różnych modeli charakterystyk zmęczeniowych w procesie opisu zmęczeniowych własności materiałów był problem szacowania trwałości eksploatacyjnej. Analiza trwałości zmęczeniowej elementów maszyn i konstrukcji jest nieodzowną częścią prawidłowo przeprowadzonego procesu konstrukcyjnego nowoczesnych maszyn czy zaawansowanych konstrukcji. Coraz częściej, ze względu na wysokie wymagania dotyczące finalnego produktu i rosnące możliwości obliczeniowe biur konstrukcyjnych, wykonuje się obliczenia przy założeniu obciążenia o zmiennie-amplitudowym lub losowym charakterze [46]. Podczas wyznaczania trwałości zmęczeniowej w jednoosiowym losowym stanie obciążenia obliczenia przeprowadza się w dwóch podstawowych etapach. Pierwszym z nich jest zdefiniowanie obciążenia i wybór

wielkości, która będzie opisywać jakościowo i ilościowo obciążenie. Najczęściej inżynierowie mają do dyspozycji historię naprężenia lub odkształcenia, rzadziej wyznaczany jest przebieg parametru energetycznego [28].

W drugim etapie oblicza się stopień uszkodzenia zmęczeniowego dla założonego bloku obciążenia. W tym celu stosuje się odpowiednią hipotezę sumowania uszkodzeń zmęczeniowych. Realizacja tego zadania jest możliwa tylko wtedy, gdy znany jest rozkład amplitud cykli obciążenia przebiegu losowego. Rozkład taki otrzymuje się przez zastosowanie specjalnych algorytmów zliczania cykli, np. algorytm płynącego deszczu [10], lub przyjmuje się jeden ze standardowych rozkładów charakterystycznych dla pewnej klasy urządzeń i środowisk pracy, np. rozkład FALSTAFF [N9] stosowany w lotnictwie lub CARLOS [21] w przemyśle samochodowym.

W zależności od tego, jaką wielkość wybrano do opisu obciążenia w algorytmie obliczeniowym występuje odpowiednia charakterystyka zmęczeniowa materiału, która opisuje zależność liczby cykli do zniszczenia zmęczeniowego w funkcji wybranego parametru. Basquin zaproponował, aby wyniki eksperymentalne badań zmęczeniowych opisać zależnością (3.2). Inną, bardzo popularną charakterystyką zmęczeniową materiału jest charakterystyka odkształceniowa **Mansona-Coffina-Basquina** (MCB) wyrażona wzorem (3.4) Charakterystyka MCB zbudowana jest na kontrowersyjnym założeniu o poprawności opisu części sprężystej i plastycznej amplitudy odkształcenia całkowitego prostymi w układzie podwójnie logarytmicznym. Jednakże, dla wielu materiałów założenie to nie jest prawdziwe, szczególnie w odniesieniu do amplitud odkształcenia plastycznego [22]. Dlatego też powstały i są wykorzystywane inne modele odkształceniowe wiążące amplitudę odkształcenia całkowitego z liczbą cykli do zniszczenia zmęczeniowego, np. propozycja Mansona (3.6).

Trzecią grupą są charakterystyki zmęczeniowych oparte na parametrach energetycznych. Ze względu na różne definicje tych parametrów napotykamy na znaczą grupę tych charakterystyk. Najczęściej są one otrzymywane poprzez przekształcenia wzorów wynikających z modeli naprężeniowych i odkształceniowych. Przykładem może tu być charakterystyka, którą otrzymuje się poprzez porównanie parametru **Smitha-Watsona-Toppera** (SWT) $\epsilon_a \sigma_{max}$ z iloczynem charakterystyk naprężeniowej Basquina (3.2) i odkształceniowej MCB (3.4) [70]. W przypadku, gdy amplitudy naprężenia nie przejawiają wartości średnich otrzymujemy wyrażenie (3.5)

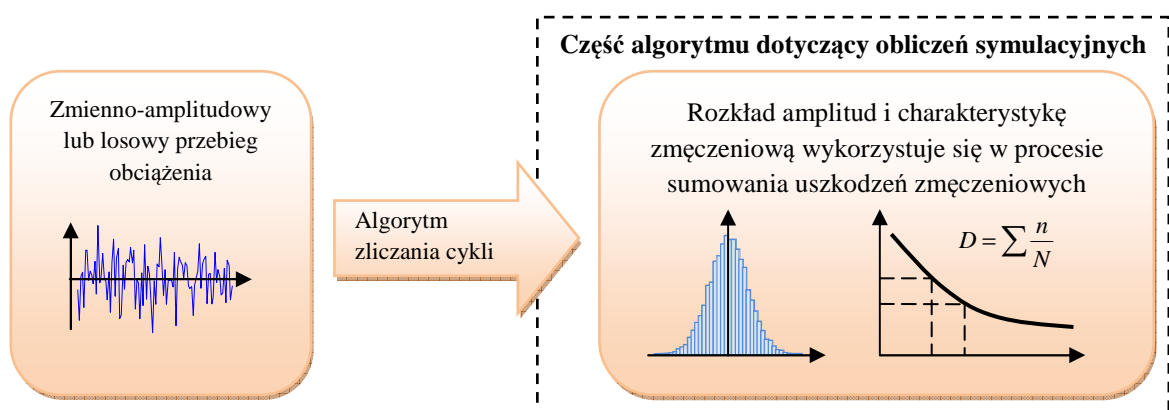
Zarówno charakterystykę zmęczeniową naprężeniową (3.2), odkształceniowe (3.4) i (3.5) jak i parametru energetycznego (3.7) można sporządzić na podstawie wyników jednej serii

badania eksperymentalnych. Są to typowe badania określone w normach [N7] realizowane przy stałej amplitudzie odkształcenia z rejestracją liczby cykli do zniszczenia i amplitudy naprężenia. Biorąc pod uwagę fakt, że tylko jedna para amplitud naprężenia i odkształcenia odpowiada jednej liczbie cykli należy sadzić, że wyznaczanie trwałości zmęczeniowej przy wykorzystaniu różnych charakterystyk będzie prowadzić do tych samych trwałości obliczeniowych.

3.5.1 Algorytm wyznaczania trwałości zmęczeniowej

Głównym celem tego podrozdziału jest porównanie trwałości obliczonych na podstawie wybranych charakterystyk materiałowych. Obliczenia wykonano dla czterech wybranych materiałów, czterech typów rozkładów amplitud i charakterystyk zmęczeniowych materiału Basquina (3.2), MCB (3.4), Mansona (3.6) i SWT (3.7). Nie rozpatrywano przy tym zagadnień dotyczących obciążeń wieloosiowych i doboru hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych by nie wprowadzać dodatkowych czynników wpływających na wynik obliczeń.

Wyznaczając trwałość zmęczeniową przy obciążeniu losowym identyfikuje się w analizowanym przebiegu amplitudy składowe, zastępując w ten sposób przebieg pewną skończoną liczbą cykli obciążenia o znanych amplitudach. Procedurę tą, odpowiednio umiejscowioną w toku obliczeń, przedstawiono schematycznie na rysunku 3.3.



Rys. 3.3. Zastąpienie przebiegu losowego rozkładem amplitud w algorytmie wyznaczania trwałości zmęczeniowej przy obciążeniu losowym [35]

Wyznaczone cykle traktowane są podczas dalszych obliczeń podobnie, jak krótkie odcinki obciążenia stało-amplitudowego. Zgodnie z liniową hipotezą o sumowaniu uszkodzeń zmęczeniowych uszkodzenie (D) w tym przypadku wyraża się wzorem

$$D = \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_i}, \quad (3.27)$$

gdzie:

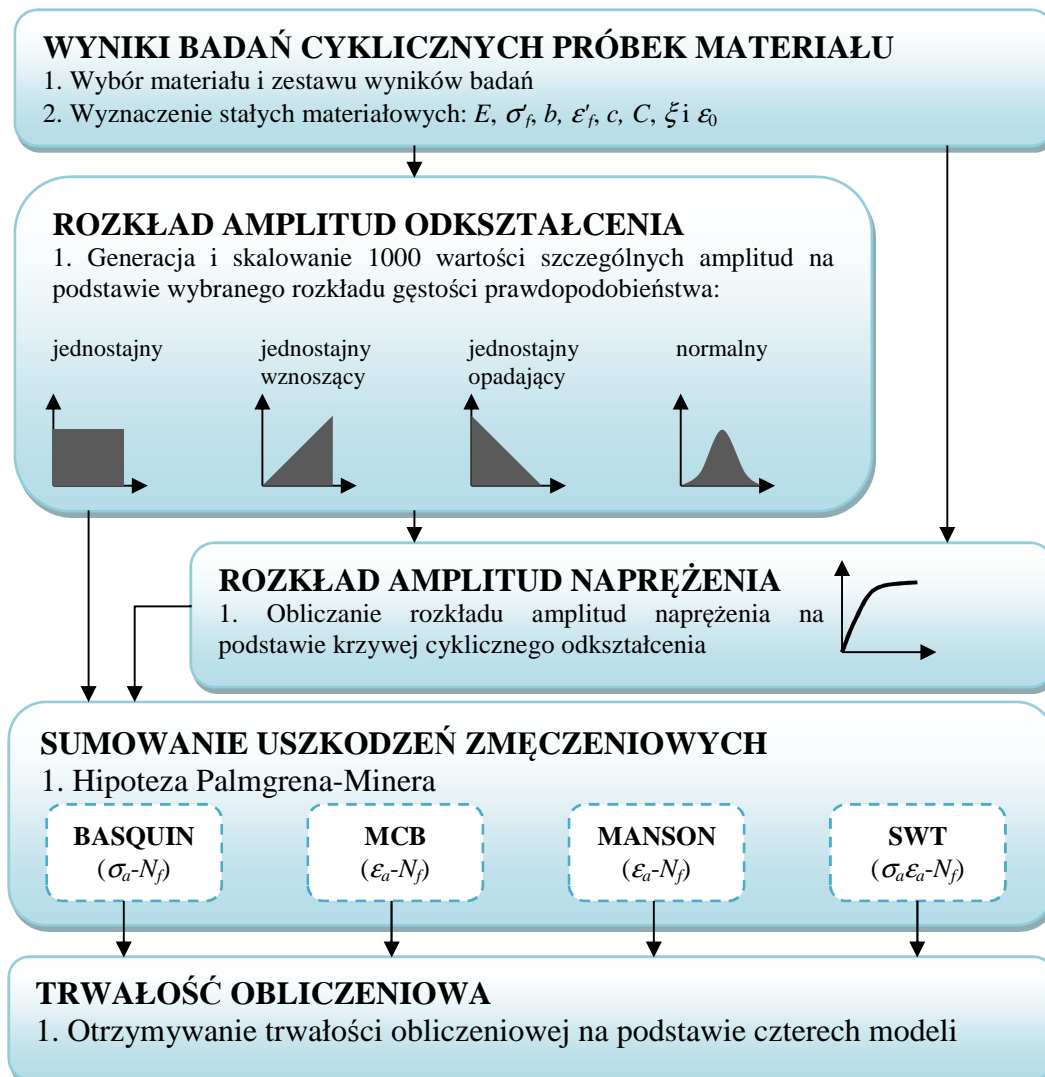
n_i to liczba cykli o znanej amplitudzie

N_i jest liczbą cykli do zniszczenia odczytaną z odpowiedniej charakterystyki zmęczeniowej dla i -tego poziomu obciążenia.

Na rysunku 3.4 przedstawiono ogólny zarys algorytmu wykorzystanego podczas obliczeń symulacyjnych dotyczących wyznaczania trwałości na podstawie różnych charakterystyk zmęczeniowych. Do przeprowadzenia obliczeń symulacyjnych wybrano cztery materiały, dla których istnieją pełne dane literaturowe dotyczące badań zmęczeniowych przy obciążeniu stało-amplitudowym [6]. Były to trzy stale Ck45, X8CrNiTi1810 i 15Mo3 oraz stop aluminium AlMg5,1Mn. Podstawowe stałe materiałowe zamieszczono w tabeli 3.3. Stałe materiałowe występujące w modelach Basquina (3.2), MCB (3.4) i SWT (3.7) przyjęto na podstawie literatury [6]. Współczynniki występujące w modelu Mansona otrzymano przez dopasowanie krzywej określonej wzorem (3.6) do punktów eksperymentalnych ($\epsilon_{a,i}$, N_{fi}) metodą najmniejszych kwadratów.

Aby ograniczyć do minimum liczbę operacji w algorytmie mogących wpłynąć na wynikową trwałość obliczeniową założono, że amplitudy odkształcenia całkowitego będą generowane bezpośrednio z czterech wybranych funkcji gęstości prawdopodobieństwa opisanych rozkładami: jednostajnym, jednostajnie wznoszącym, jednostajnie malejącym i normalnym.

Podczas obliczeń symulacyjnych generowano 1000 wartości szczególnych amplitud odkształcenia całkowitego, przy czym rozkłady przed generacją skalowano w ten sposób, aby brzegi rozkładów odpowiadały wartościom amplitud odkształcenia odczytanym z wykresu MCB dla ustalonych, granicznych liczb cykli $N_{f\min} = 10^3$ i $N_{f\max} = 10^6$. W ten sposób otrzymano rozkład amplitud obejmujący tak zwane zakresy nisko- i wysoko-cyklowego zmęczenia dla każdego z wybranych materiałów.



Rys. 3.4. Algorytmu wyznaczania trwałości zmęczeniowej na podstawie różnych charakterystyk materiału

Tabela 3.3. Stałe materiałowe czterech wybranych materiałów

Stała materiałowa	Materiał			
	CK45	AlMg5,1Mn	X8CrNiTi1810	15Mo3
E , GPa	206	69,05	204	211
K' , MPa	980	636,4	5234	893
n'	0,115	0,0843	0,421	0,18
σ'_f , MPa	987	701,94	1658	706
b	-0,0828	-0,1014	-0,1343	-0,0870
ϵ'_f	0,9936	0,1955	0,0669	0,293
c	-0,7147	-0,6505	-0,3226	-0,4897
ξ	1,884	2,765	2,75	1,691
C	0,0581	0,0005527	0,0014	0,3007
ϵ_0	0,0014	0,0017	0,0014	0,0013

W modelach naprężeniowym Basquina (3.2) i parametru SWT (3.7) wymagana jest znajomość amplitud naprężenia σ_a . Odpowiednie wartości obliczono korzystając z wykresu cyklicznego umocnienia opisanego modelem Ramberga-Osgooda (3,5) [61], zakładając, że wartość średnia cykli obciążenia była równa zero [59]. Należy zauważyć, że ze względu na nieliniowy charakter modelu RO postać funkcji gęstości prawdopodobieństwa amplitud naprężenia różni się od założonej funkcji gęstości prawdopodobieństwa amplitud odkształcenia, na podstawie której była wyznaczona.

Wyznaczone pary wartości (ϵ_a, σ_a) uczestniczą w procesie sumowania uszkodzeń zmęczeniowych. Spośród wielu hipotez wybrano liniową hipotezę Palmgren-Minera oraz ustalono wartość uszkodzenia $D = 1$ dla zniszczenia materiału, co pozwoliło na obliczenie trwałości zmęczeniowej wyrażonej w cyklach obciążenia dla rozpatrywanego przypadku

$$N_{obl} = \frac{1000}{D_{blk}}, \quad (3.28)$$

gdzie D_{blk} jest wartością uszkodzenia dla jednego bloku obciążenia, a 1000 odpowiada liczbie wygenerowanych cykli uczestniczących w procesie sumowania uszkodzeń zmęczeniowych. Dwa spośród czterech wzorów opisujących wybrane charakterystyki zmęczeniowe pozwalają na zwięzły zapis ogólnego wzoru (3.27). Dla modelu Basquina (3.2) otrzymujemy

$$D_{blk} = \sum_{i=1}^k \frac{2n_i}{\left(\frac{\sigma_{a,i}}{\sigma'_f}\right)^{\frac{1}{b}}}, \quad (3.29)$$

oraz dla modelu Mansona (3.6)

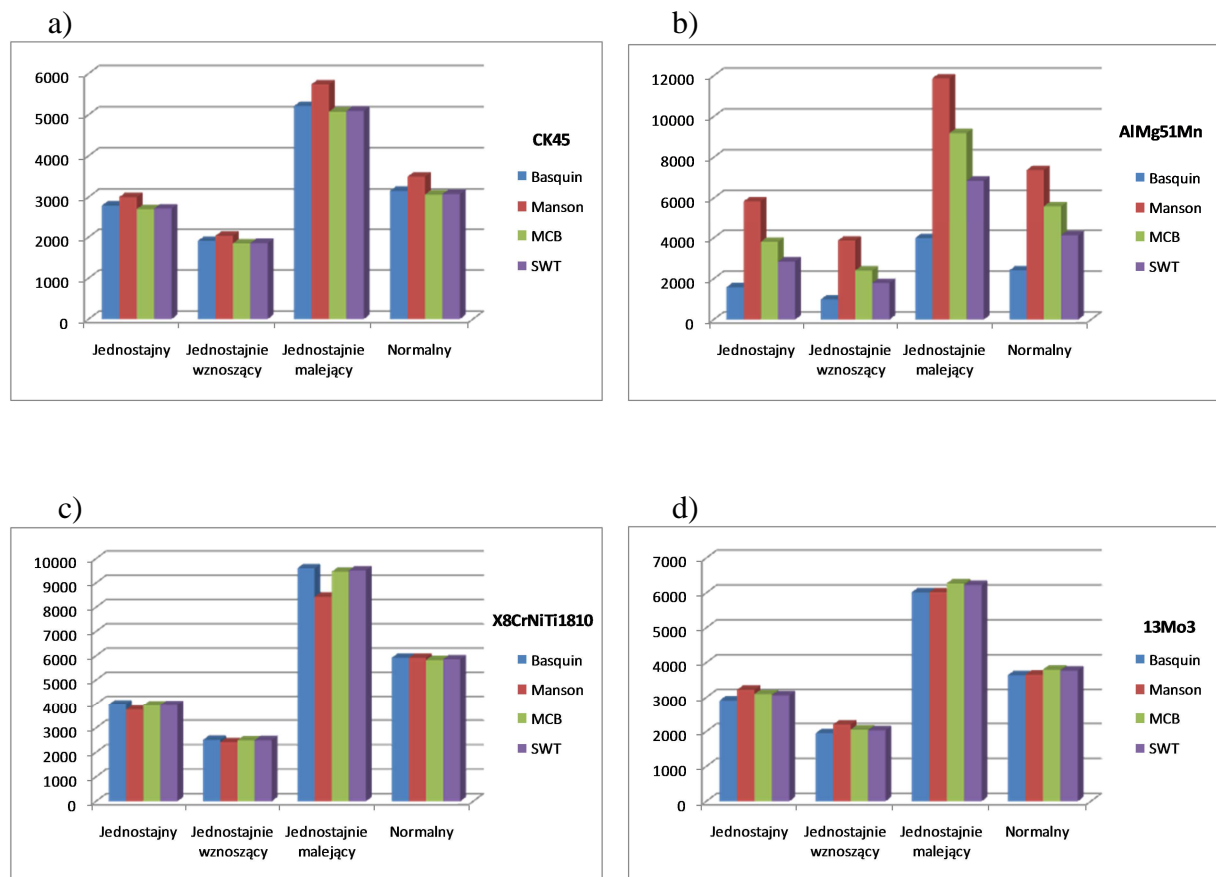
$$D_{blk} = \sum_{i=1}^k \frac{n_i (\varepsilon_{a,t,i} - \varepsilon_0)^{\xi}}{C}. \quad (3.30)$$

Wyznaczanie liczby cykli N_i dla amplitud odkształcenia $\varepsilon_{a,t,i}$ i naprężenia $\sigma_{a,i}$ z wzorów MCB (3.4) i SWT (3.7) realizowano numerycznie. Wyznaczone wartości liczby cykli podstawiano bezpośrednio do wzoru (3.27).

3.5.2 Wyniki obliczeń

Obliczone trwałości przedstawiono z wykorzystaniem wykresów słupkowych na rys. 3.5. Analizując uzyskane trwałości ze względu na rozkład amplitud łatwo zauważyć, że generacja według rozkładu jednostajnie malejącego powodowała znaczący wzrost trwałości. Było to spowodowane niewielką liczbą amplitud o wartościach bliskich maksymalnej w rozkładzie, które to wywołują największe uszkodzenie. Pozostałe trwałości różniły się w niewielkim stopniu w kolejności malejącej dla rozkładów: normalnego, jednostajnego i jednostajnie wznoszącego [54].

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*



Rys. 3.3. Porównanie trwałości obliczonych dla czterech charakterystyk zmęczeniowych, czterech rozkładów amplitud odkształcenia całkowitego i materiałów (a) Ck45, (b) AlMg51Mn, (c) X8CrNiTi1810 i (d) 13Mo3

Obliczenia według charakterystyki Mansona wykazują jej odmienną naturę w stosunku do pozostałych charakterystyk. Można to tłumaczyć tym, że została ona skonstruowana na podstawie odmiennych założeń teoretycznych (brak podziału na części sprężyste i plastyczne amplitud odkształcenia) i posiada odkształceniową granicę zmęczenia ϵ_0 .

Najbardziej interesujące jest to, że dla stopu aluminium obliczenia wykazały dużą rozbieżność trwałości zmęczeniowej ze względu na zastosowaną charakterystykę materiału. Zakładając, że każdej parze amplitud odkształcenia i naprężenia odpowiada tylko jedna liczba cykli obliczone trwałości powinny być równe, lub przynajmniej podobne.

Napotyka się tu na problem braku tak zwanej kompatybilności charakterystyk zmęczeniowych omówiony dokładnie w podpunkcie 3.4. Brak równości części sprężystych i plastycznych wzorów MCB i RO powoduje to, że obliczenia dotyczące trwałości zmęczeniowej prowadzą do różnych wartości. Należy o tym pamiętać szczególnie przy

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

obliczaniu trwałości dla stopów aluminium, gdzie różnice te są największe. Rozważania teoretyczne dotyczące tego zagadnienia można odnaleźć w pracy [48]. W tabeli 3.5 zestawiono wykorzystane w pracy stałe materiałowe z otrzymanymi przy pomocy równań kompatybilności (3.11) i (3.13) dla poszczególnych materiałów.

Tabela 3.5. Stałe materiałowe czterech wybranych materiałów

Materiał	$\frac{b}{c}$	n'	$\frac{\sigma'_f}{(\epsilon'_f)^{\frac{b}{c}}}$	K'
CK45	0,116	0,115	987,7	980
AlMg5,1Mn	0,156	0,0843	905	636,4
X8CrNiTi1810	0,416	0,421	5111	5234
15Mo3	0,178	0,18	878	893

4. Cel pracy

Głównym celem pracy jest poznanie zjawiska zmęczenia zachodzącego w materiałach platerowanych wybuchowo poprzez przeprowadzenie badań zmęczeniowych i ich analizy. Wyniki badań zmęczeniowych będą wykorzystane do sporządzenia charakterystyk zmęczeniowych materiału platerowanego na przykładzie plateru stal-tytan.

Celami drugoplanowymi są:

- wskazanie źródeł ewentualnych różnic podczas obliczeń zmęczeniowych wykorzystujących różne typy charakterystyk zmęczeniowych, szczególnie w odniesieniu do odkształceniowych charakterystyk zmęczeniowych,
- opracowanie algorytmu wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych wykonanych z platerów,
- przeprowadzenie analizy MES stanu naprężenia i odkształcenia w obszarze złącza.

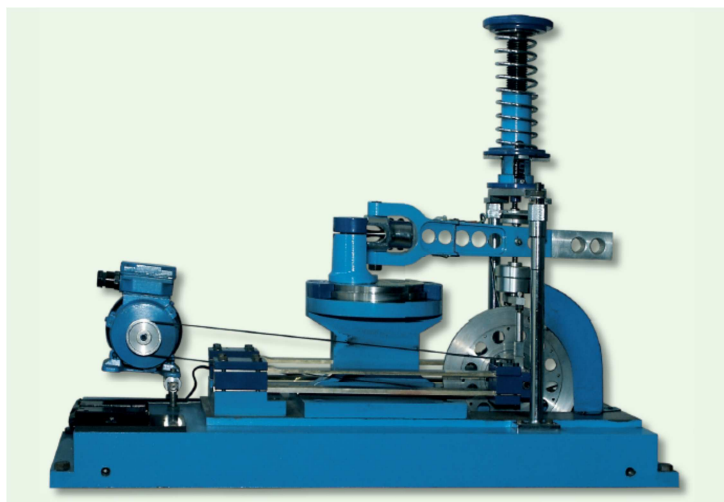
5. Badania zmęczeniowe bimetalu stal-tytan zgrzewanego wybuchowo

W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki badań zmęczeniowych i metalograficznych wykonanych na bimetalu stal-tytan oraz jego materiałach podstawowych w stanie sprzed aktu łączenia. Badania wahadłowego zginania przeprowadziłem samodzielnie, zginanie trójpunktowe realizowano na Wydziale Inżynierii Materiałowej Politechniki Warszawskiej pod kierownictwem dra inż. Tomasza Płocińskiego.

W rozdziale zawarto również obliczenia wytrzymałościowe elementów aparatury procesowej wykonanej z badanego materiału.

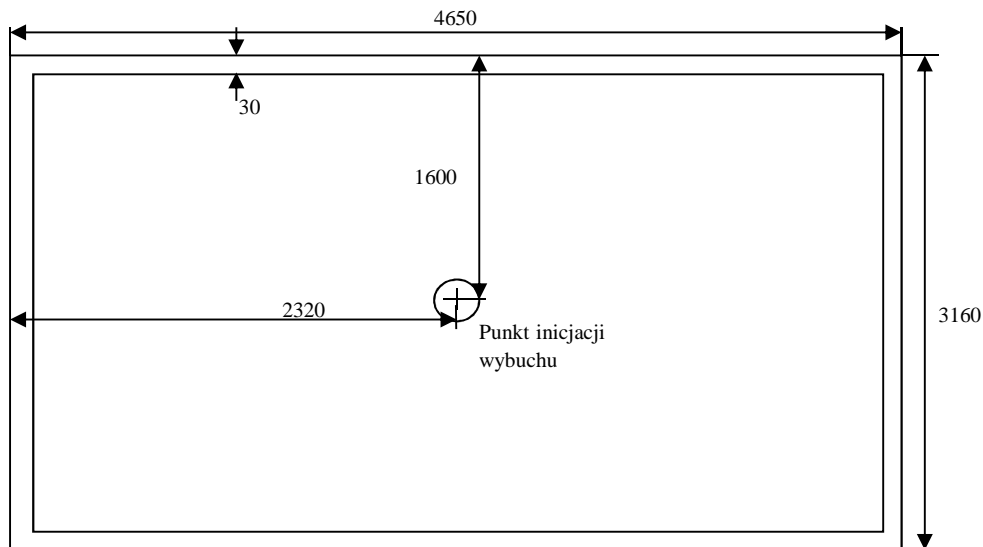
5.1 Badania zmęczeniowe przy zginaniu wahadłowym

W ramach pracy wykonano badania zmęczeniowe materiału będącego połączeniem stali S355J2+N z tytanem SB-265G1, jako materiałem nakładanym oraz stali, będącej materiałem rodzimym i tytanu SB-265G1. Ze względu na grubość warstwy nakładanej – tytanu (6mm) do testów zmęczeniowych zastosowano próbki o nienormalnych wymiarach i kształcie. Przed przystąpieniem do badań należało określić kształt próbek, w tym celu posłużono się obliczeniami MES dla określenia wielkości i kształtu próbki gwarantującego dostateczną kumulację naprężenia w przewężeniu. Badania przeprowadzono na maszynie zmęczeniowej MZGS-100 konstrukcji dra Achtelika (rys. 5.1) będącej na wyposażeniu laboratorium badań zmęczeniowych Katedry Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn Politechniki Opolskiej.



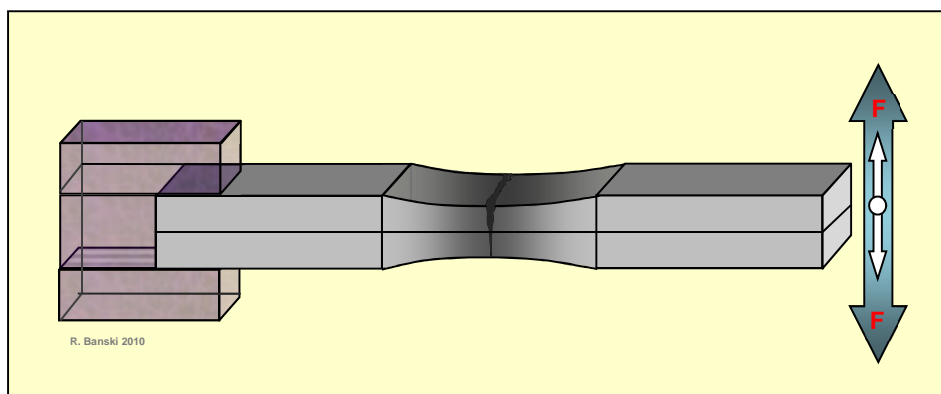
Rys. 5.1. Maszyna zmęczeniowa MZGS-100

Materiał do badań pobrano z płyty (rys. 5.2) w stanie po wyżarzaniu w temperaturze 600°C przez okres 1,5 h, z późniejszym chłodzeniem w powietrzu i walcowaniu, a więc w stanie dostawy do klienta. Próbki wycięto z części płyty testowej, która służy również do wykonywania normatywnych prób wytrzymałościowych opisanych w rozdziale 2.



Rys. 5.2. Schemat płyty, z której pobrano płytę testową, wymiary w mm

Próbki (rys 5.3) o opracowanym kształcie (100x9x9 mm) wykorzystano do badań zmęczeniowych, które przeprowadzono na maszynie MZGS-100. Próbki z materiału platerowanego wykonano tak, aby złącze bimetalu przebiegało dokładnie w połowie ich przekroju, dzieląc próbkę na dwie równe części – stalową i tytanową (rys. 5.3).



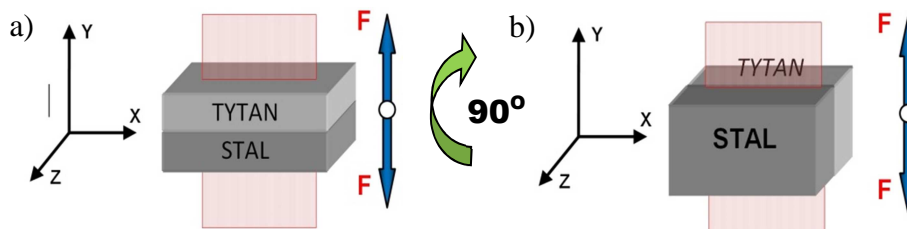
Rys. 5.3. Schemat zamocowania i obciążenia próbek [49]

W pierwszej serii badań próbkę zamocowano w maszynie tak, aby zginanie było realizowane zgodnie ze schematem (rys. 5.4a) w płaszczyźnie prostopadłej do złącza

bimetalu. Dla tego typu badania przeprowadzono wstępnie próby zmęczeniowe. Wyniki tych badań przedstawiono w tabeli 5.1a oraz na rysunkach 5.5 - 5.7. Oznaczono je, jako próbki obciążane prostopadle do płaszczyzny złącza bimetalu. Kolejną serię przeprowadzono przy innej konfiguracji obciążenia plateru, próbkę zamocowano w maszynie tak, aby wektor momentu działał w płaszczyźnie złącza bimetalu (rys. 5.4b). Wyniki testów zestawiono w tabeli 5.1b oraz na rysunkach 5.6 - 5.7 i oznaczono jako próbki obciążone równoległe do płaszczyzny złącza bimetalu [30], [31].

Trzecią serię badań przeprowadzono na próbkach wykonanych z materiału rodzimego (stali S355J2+N), które zostały pozyskane z płyt po zgrzewaniu wybuchowym. Aby istniała możliwość odniesienia uzyskanych wyników badań do dwóch poprzednich testów zastosowano próbki o kształcie i wymiarach próbek użytych do pierwszej i drugiej serii badań. Wyniki tych testów zamieszczono w tabeli 5.3b oraz na rysunku 5.7 [25].

Kolejną serię badań przeprowadzono na próbkach wykonanych z materiału podstawowego, tytanu SB265-G1, w stanie sprzed platerowania. Wyniki badań próbek o kształcie i wymiarach jak w poprzednich seriach badań zestawiono w tabeli 5.2a oraz na wykresach 5.5-5.7.



Rys. 5.4. Schemat sposobu obciążenia w zależności od zamocowania próbki: zamocowanie próbki „prostopadle” (a) i „równoległe” (b) [49]

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

Tabela 5.1. Parametry badań i trwałość zmęczeniowa bimetalu stal-tytan dla obciążenia bimetalu prostopadle a) i równoległe b) do płaszczyzny złącza

a) Prostopadle

Lp.	σ_a , MPa stal	σ_a , MPa tytan	N_f
1	380	266	56000
2	367	257	77000
3	360	252	133000
4	347	243	95000
5	343	240	101000
6	328	230	156000
7	321	225	238000
8	294	206	345000
9	274	192	1760000
10	287	201	172000

b) Równoległe

Lp.	σ_a , MPa stal	σ_a , MPa tytan	N_f
1	371	185	132000
2	361	180	79000
3	351	175	98000
4	339	169	235000
5	336	168	143000
6	316	157	241000
7	280	140	368000
8	278	139	453000
9	260	130	5039000
10	259	129	965000

Tabela 5.2. Parametry badań i trwałość zmęczeniowa tytanu SB265-G1 (a)

i materiału rodzimego stali S355j2+N (b)

a) Tytan SB265-G1

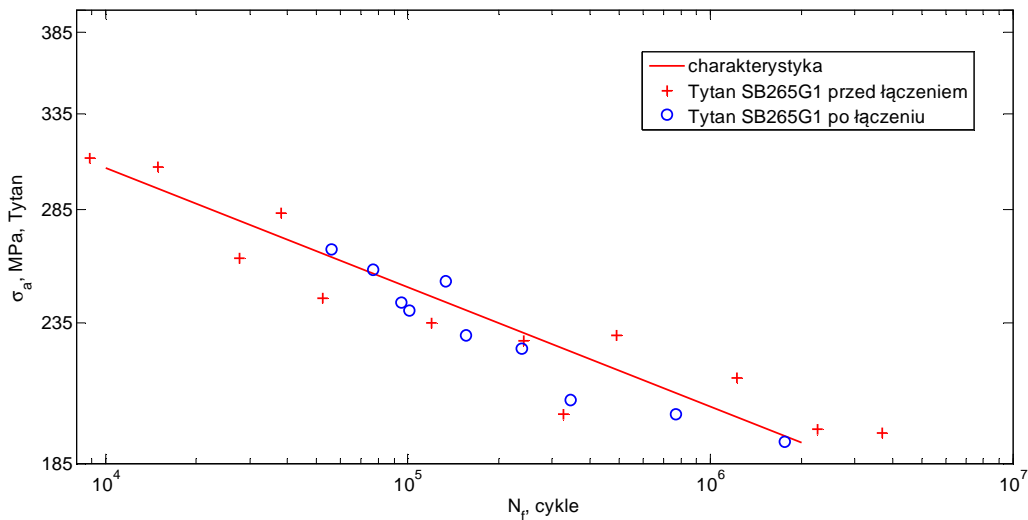
LP.	σ_a , MPa	N_f
I	311	8900
II	306	14900
III	283	38100
IV	262	27800
V	245	52100
VI	235	119400
VII	230	491300
VIII	228	241800
IX	214	1227800
X	201	327800
XI	196	2262400
XII	195	3708800

b) Stal S355j2+N

LP.	σ_a , MPa stal	N_f
I	329	78000
II	314	84000
III	303	156000
IV	291	175000
V	272	165000
VI	271	195000
VII	253	612000

Ponieważ maszyna MZGS-100 umożliwia na realizację badań przy stałej wartości momentu zginającego, podane w tabelach wartości amplitudy naprężenia wyznaczono przy pomocy obliczeń MES przyjmując liniowo sprężysty model materiału.

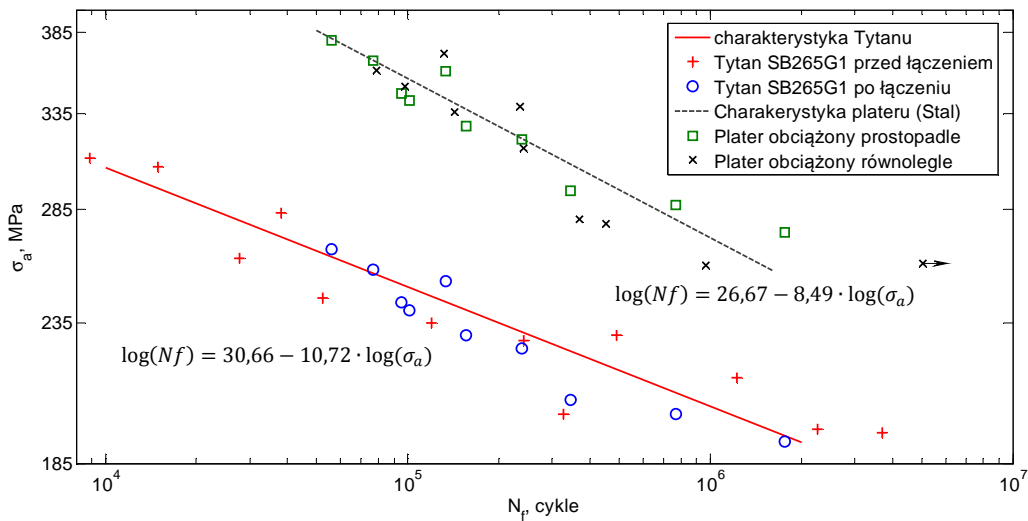
Na rys. 5.5 przedstawiono wyniki badań zmęczeniowych bimetalu stal-tytan oraz tytanu w stanie przed aktem łączenia, w zależności amplitudy naprężenia σ_a od liczby cykli N_f .



Rys. 5.5. Wykres zależności amplitudy naprężenia $\sigma_a=f(N_f)$ występującej w tytanie

W przypadku bimetalu stal-tytan na wykresie przedstawiono wyniki pochodzące z przypadku obciążenia próbki w płaszczyźnie prostopadłej do złącza bimetalu (rys. 5.4a) z uwzględnieniem amplitudy naprężenia, stosowanej w warunkach badań, występującej w tytanie SB265-G1. Na podstawie badań nie stwierdzono wyraźnych różnic pomiędzy trwałościami zmęczeniowymi otrzymywanymi z badań materiału sprzed i po akcie łączenia, dlatego zastosowano wspólną charakterystykę zmęczeniową.

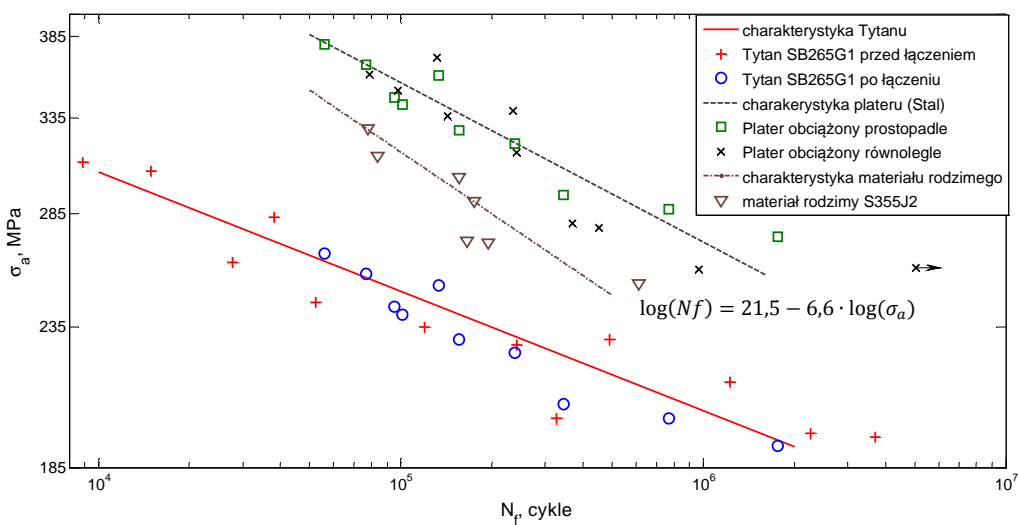
Na rys. 5.6 zestawiono wyniki badań zmęczeniowych bimetalu stal-tytan, w zależności amplitudy naprężenia σ_a (w stali i tytanie) od trwałości zmęczeniowej N_f dla dwóch rodzajów sposobu obciążenia materiału platerowanego oraz dla materiału podstawowego, tytanu SB265-G1, wraz z charakterystykami uwzględniającymi amplitudę naprężenia, stosowaną w warunkach badań, występującą zarówno w stali S355J2+N, jaki i tytanie SB265-G1.



Rys. 5.6. Wykres zależności amplitudy naprężenia $\sigma_a=f(N_f)$ występującej w stali i tytanie

Na podstawie badań nie stwierdzono wyraźnych różnic pomiędzy trwałościami zmęczeniowymi otrzymywanymi z badań plateru stal-tytan w zależności od rodzaju obciążenia, dlatego zastosowano wspólną charakterystykę zmęczeniową.

Na wykresie (rys. 5.7) podwójnie logarytmicznym przedstawiono wyniki badań zmęczeniowych w zależności amplitudy naprężenia σ_a (w stali) od trwałości zmęczeniowej N_f dla dwóch rodzajów sposobu obciążenia materiału platerowanego (przedstawionych za pomocą wspólnej charakterystyki) oraz materiału rodzimego (stali S355J2+N) i podstawowego (tytanu SB265-G1). Wyniki te zaprezentowano także w pracach [26] i [27].



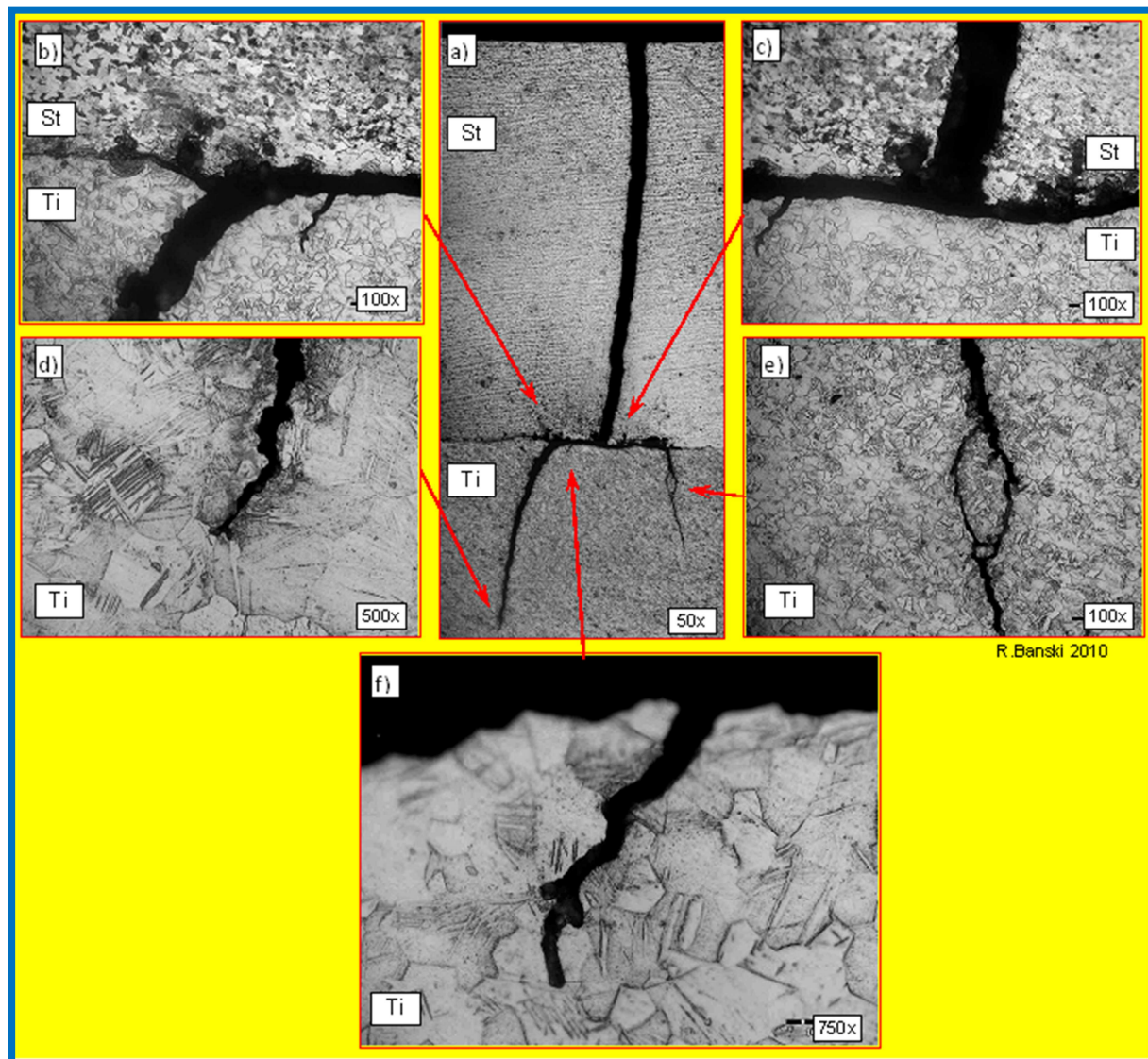
Rys. 5.7. Zbiorczy wykres przedstawiający zależność amplitudy naprężenia $\sigma_a=f(N_f)$

Należy jednak podkreślić, że nieodzowną częścią badań zmęczeniowych są rozrzuty wyników eksperymentalnych, występujących również dla materiałów jednorodnych, a w przypadku materiałów bimetalicznych platerowanych metodą wybuchową mamy do czynienia z niejednorodną strukturą materiału, co może potęgować różnice w wynikach badań dla podobnych obciążeń.

Kolejnym etapem badań nad tym bimetalem była analiza metalograficzna.

W wyniku zastosowania autorskiej metody przygotowania próbek (laboratorium metalograficzne KTMiAP PO) polegającej na mieszanym elektrolityczno-chemicznym sposobie trawienia, ujawniono równocześnie strukturę obu zgrzanych materiałów. Obserwacje prowadzono na mikroskopie optycznym OLYMPUS IX 70 stosując światło spolaryzowane i kontrast Nomarskiego, przy wykorzystaniu powiększeń w zakresie 50-750x. Ustalono, że materiał bazowy, stal S355J2+N wykazuje budowę ferrytyczno perlityczną z widocznym pasmowym ułożeniem powstałym w wyniku zgniotu na zimno (rys. 5.8a).

Na rysunku 5.8 przedstawiono charakter przebiegu pęknięcia dla próbki nr 3 (obciążonej prostopadle do płaszczyzny złącza), w płaszczyźnie równoległej do kierunku działania sił (rys 5.3). Również w wyniku tego procesu, w materiale nakładanym – tytanie Gr.1 o strukturze w układzie α , widoczna jest znaczna ilość bliźniaków (rys. 5.8d,f). Badane platory posiadają płaską linię złącza z miejscowo minimalnym pofalowaniem oraz sporadycznie występują obszary przetopione. Ze względu na cel badań dokładne cechy stereologiczne złącza oraz jego stopień umocnienia nie były określane. Pęknięcie plateru nastąpiło od strony stali (materiału bazowego) prostopadle do linii złącza i równoległe z kierunkiem działania sił. Inicjacja pęknięcia w stali jest wynikiem wyższych naprężeń w tej warstwie bimetalu. Po dojściu do strefy złącza pęknięcie przebiegało wzdłuż linii granicznej złącza symetrycznie w obu kierunkach.



Rys. 5.8 Propagacja pęknięcia w platerze stal-tytan (próbka. nr 3); a,c) przebieg pęknięcia w warstwie podstawowej, przechodzącego do warstwy nakładanej Ti, pow.50x; b,c) zmiana kierunku pęknięcia na granicy złącza, pow.100x; d,e,f) przebieg pęknięcia w warstwie nakładanej tytanu, pow 100x, 500x, 750x. [49], [51]

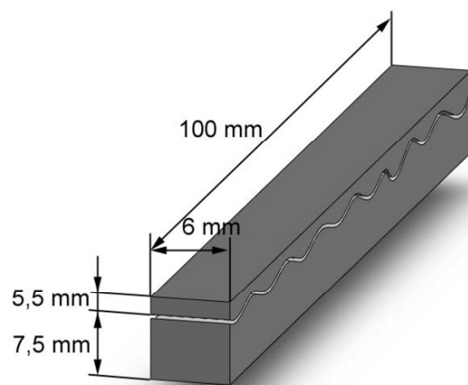
Na podstawie obserwowanej próbki nie można jednoznacznie stwierdzić czy w wyniku odkształceń próbki, spowodowanych działaniem sił, nie nastąpiło wcześniejsze rozwarstwienie bimetalu w warstwie granicznej co mogło determinować charakter przebiegu pęknięcia w strefie złącza. Obszar ten, jak ujawniły inne badania [23], [24] wykazuje znaczne umocnienie i jest podatny na powstawanie mikropęknięć i rozwarstwień. Kierunek propagacji pęknięcia, po przejściu do warstwy nakładanej tytanu, ponownie jest zgodny z kierunkiem działania sił obciążających. Wzdłuż głównej linii pęknięcia występują liczne boczne mikropęknięcia, o długości od kilku do kilkudziesięciu μm (rys. 5.8 a,b,c,e) oraz obszary mikro nieciągłości na granicach ziaren (rys. 5.8c). Zjawisko prawdopodobnego powstawania

rozwarstwienia na granicy złącza przed, lub w trakcie tworzenia się pęknięcia na powierzchni plateru może być bardzo istotne ze względu na prawidłowe diagnozowanie urządzeń z nich wykonanych i z pewnością wymaga dalszych dokładnych badań. Powstawanie rozwarstwień w płaszczyźnie obojętnej w wyniku odkształceń może prowadzić do groźnej sytuacji, kiedy zewnętrznie jednolity plater jest w rzeczywistości materiałem nieciągłym i wymaga bardziej złożonych metod diagnostyki eksploatacyjnej.

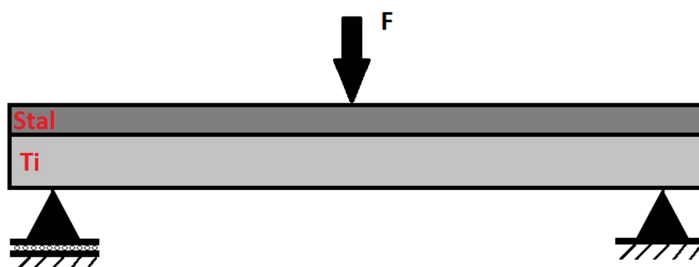
5.2 Badania zmęczeniowe przy trójpunktowym zginaniu

Przedmiotem kolejnych badań był ponownie bimetali wykonany metodą zgrzewania wybuchowego, w którym jako materiał podstawowy wykorzystano stal o oznaczeniu S355J2+N, natomiast jako materiał nakładany zastosowano tytan z serii Grade 1 ze względu na wysoką odporność korozyjną oraz możliwość kształtowania na zimno. Badania wykonano w kooperacji w Wydziale Inżynierii Materiałowej Politechniki Warszawskiej. Przeprowadzono badania zmęczeniowe, które polegały na wykonaniu serii prób wysokocyklowego trójpunktowego zginania [34]. Próbki do badań wycięto ze ścian platerów zorientowanych równolegle do kierunku rozchodzenia się fali uderzeniowej podczas wybuchu (kierunku łączenia płyt) z centralnej części blachy, w celu uniknięcia rozwarstwień lub osłabionego złącza charakterystycznego dla boków oraz naroży połączonych blach. Krawędzie próbek dodatkowo zaokrąglono w celu zniwelowania efektu koncentracji naprężeń stycznych w tych obszarach.

Badania wykonano na próbkach w stanie po wyżarzaniu w temperaturze 600°C przez okres 1,5 h, z późniejszym chłodzeniem w powietrzu. Parametry obróbki cieplnej określono na podstawie doświadczeń zebranych w firmie Explomet. Wycinanie wykonano przy użyciu elektrodrążarki drutowej AU-300iA, natomiast do badań wykorzystano maszynę wytrzymałościową MTS 858. Wymiary próbek przedstawiono na rysunku 5.9. Próbki poddano próbie trójpunktowego zginania o współczynniku asymetrii cyklu $R = 0$ z siłą przyłożoną od góry do 5,5 mm grubości stali S355J2+N (rys. 5.10).



Rys. 5.9. Wymiary próbek do badań wytrzymałościowych



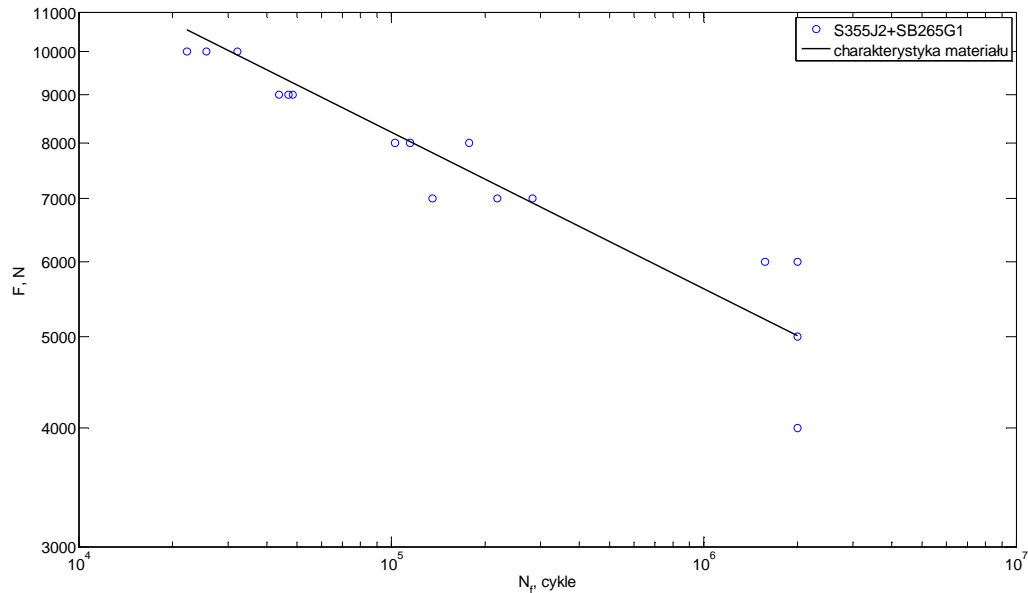
Rys. 5.10. Schemat obciążenia próbek

W tabeli 5.3 zestawiono wyniki badań zmęczeniowych dla próby trójpunktowego zginania.

Tabela 5.3. Wyniki badań zmęczeniowych, trójpunktowego zginania, dla plateru S355J2N+SB265G1

Siła, kN	S355J2N+SB265G1			
	liczba cykli do zniszczenia, N_f			
	próbka nr 1	próbka nr 2	próbka nr 3	Średnia
4	2000000	-	-	2000000
5	2000000	-	-	2000000
6	2000000	1574700	2000000	1858233
7	283300	218400	135700	212467
8	178300	115300	102900	132167
9	46900	43800	48400	46367
10	25670	22280	32300	26750

Wyniki badań zestawione w tabeli 5.3 przedstawiono również w formie wykresu zależności obciążenia F od liczby cykli do zniszczenia N_f (rys. 5.11).



Rys. 5.11. Wykres przedstawiający zależność siły F od liczby cykli N_f , $F=f(N_f)$

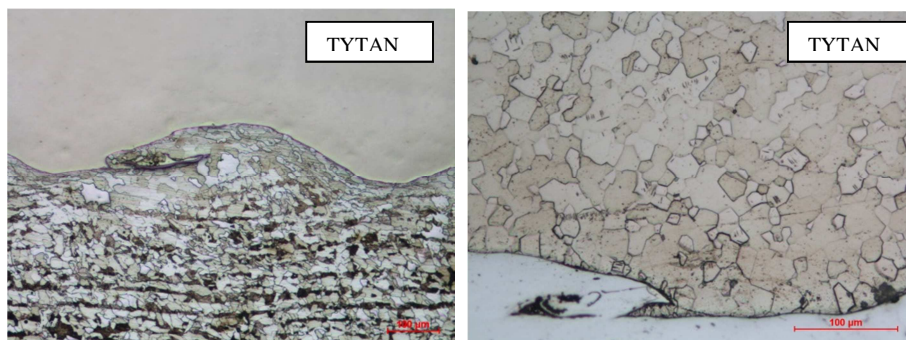
W celu weryfikacji otrzymanych w wyniku badań wytrzymałościowych zastosowano metody badawcze dobrane pod kątem opisu struktury badanych materiałów. W trakcie realizacji pracy zastosowano następujące techniki badawcze:

- Metalografia złącza tytan-stal;
- Skaningowa mikroskopia elektronowa (badania fraktograficzne);
- Pomiar mikrotwardości.

Analiza wyników badań zmęczeniowych oparta była na dodatkowych badaniach metalograficznych oraz fraktograficznych. Do badań metalograficznych łączonych materiałów wykorzystano próbki wytrzymałościowe, które przecięto, zainkludowano i przeszlifowano, oraz w celu ujawnienia mikrostruktury S355J2+N trawiono odczynnikiem NITAL 2%. Proces trawienia tytanu przeprowadzono odnosząc się do doświadczeń P.Tamilchelvan, który używał w swoich badaniach odczynnika w proporcjach 30% kwas mlekowy, 20% kwas azotowy, 10% kwas fluorowodorowy oraz 40% wody [76]. Dokładną obserwację charakterystycznych elementów fraktograficznych uzyskanych w wyniku badań wytrzymałościowych przełomów przeprowadzono za pomocą skaningowego mikroskopu

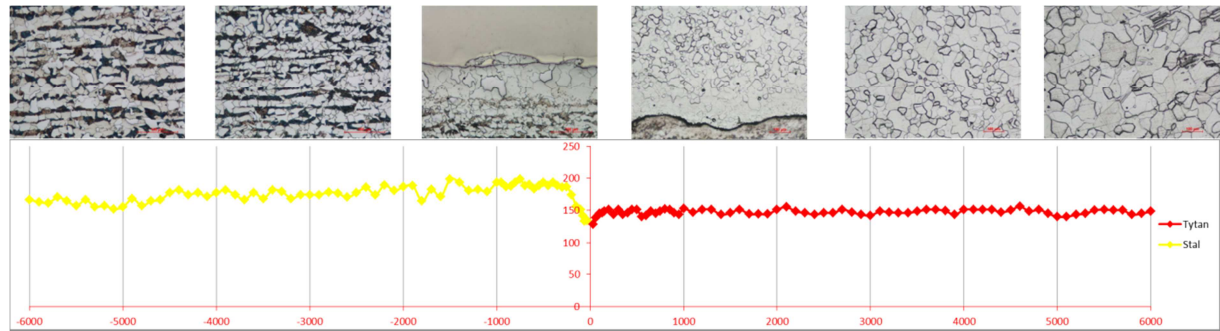
elektronowego firmy Hitachi model SU-70. Pomiary mikrotwardości HV0,1 zostały przeprowadzone na próbkach do badań metalograficznych w kierunku prostopadłym do linii złącza zarówno w górze jak i dnie fali i obejmowały materiał podstawowy oraz nakładany. Prawidłowe przeprowadzenie procesu wybuchowego łączenia wiąże się z obecnością okresowo powtarzających się fal w złączu [76] co można było zaobserwować także podczas analizy badanych platerów (rys. 5.12).

Mikrostruktura stali cechuje się morfologią charakterystyczną dla procesu walcowania, co objawia się obecnością zdeformowanych oraz wydłużonych ziaren w kierunku równoległym do płaszczyzny złącza. Zmiany w mikrostrukturze w obrębie złącza wywołane są plastyczną deformacją materiału generowaną poprzez wytracanie energii kinetycznej uzyskanej w wyniku detonacji materiału wybuchowego [65].



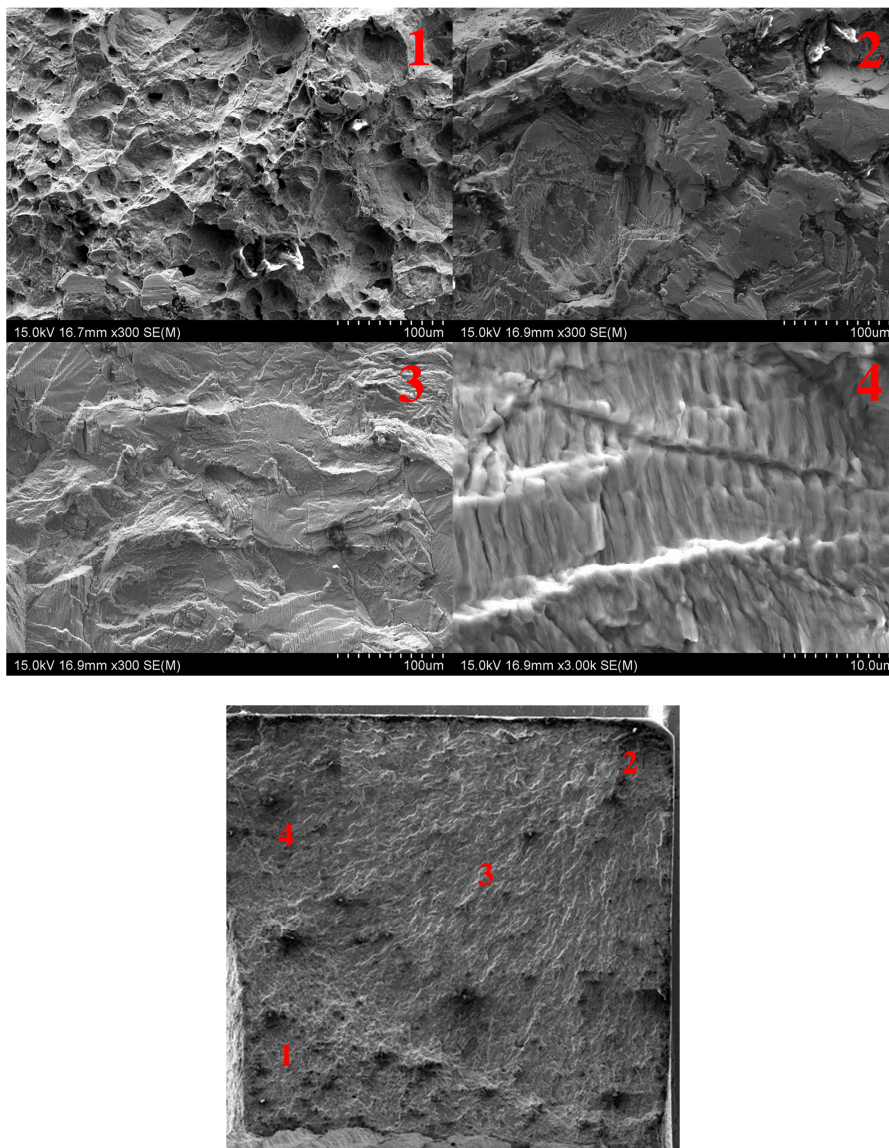
Rys. 5.12. Mikrostruktura złącza stal - tytan

Mikrostruktura tytanu w platerach uzyskiwanych metodą wybuchową po przeprowadzonej obróbce cieplnej charakteryzuje się typowymi dla tego materiału równoosiowymi ziarnami co można zaobserwować na rysunku 5.12. Średnia wielkość ziarna tytanu w obrębie złącza wynosi ok. 18,4 μm , lecz wraz ze wzrostem odległości od złącza średnia wielkość ziarna tytanu rośnie osiągając 50,2 μm w odległości 6 cm od złącza (rys. 5.12). Wyniki badań przedstawione na rys. 5.13 ujawniają znaczącą redukcję mikrotwardości w złączu, szczególnie od strony stali. Spadek ten można tłumaczyć obecnością obszaru odwęglenia stali o szerokości ok 150 μm , który jest wynikiem przeprowadzonej obróbki cieplnej. Obróbka cieplna poza obniżeniem mikrotwardości, przyczynia się do zniwelowania deformacji mikrostruktur wywołanych zgniotem oraz powoduje zmniejszenie naprężeń w obrębie złącza.



Rys. 5.13. Wyniki pomiaru mikrotwardości w okolicach złącza materiału bimetalicznego stal-tytan

Na rys. 5.14. przedstawiono powierzchnie przełomu po próbie trójpunktowego zginania bimetalu tytan – stal. Badania fraktograficzne przeprowadzone na próbkach po próbach zmęczeniowych wykazują, że propagacja pęknięcia w każdej próbce rozpoczyna się od jednego z rogów od strony tytanu (rys. 5.14-2), mimo tego, że krawędzie próbek były zaokrąglone. W ognisku pęknięcia powstaje strefa plastycznego odkształcenia tuż przed wierzchołkiem pęknięcia. W strefie tej zaobserwowano pęknięcia wtórne (mikropęknięcia) powstające przy obecności wysokich naprężeń, które z kolei powodują łączenie się ze sobą mikropęknięć i dalszy jej rozwój. W pobliżu ogniska tworzy się obszar tak zwanego „dorzecza”, który charakteryzuje sposób rozprzestrzeniania się pęknięcia. Widać, że w obszarze tym pęknięcie rozchodzi się po pewnej powierzchni, na której można zauważyć małe, elementarne uskoki między pęknięciami, które tworzą charakterystyczną rzeźbę „rzek” widoczną na rys. 5.14-3. Za obszarem dorzecza, znajduje się obszar dołamania, charakteryzujący się plastycznym przełomem (Rys. 5.14-1). Dopiero w dalszym obszarze propagacji pęknięcia zauważono, że złącze ma wpływ na jego przebieg, o czym świadczy rozwarstwienie złącza zaobserwowane przy każdej próbie zmęczeniowej.



Rys. 5.14. Powierzchnia przełomu po próbie trójpunktowego zginania bimetalu tytan – stal [34]

Próbki poddane próbie trójpunktowego zginania, ze względu na sposób ich zamocowania – siła wymuszająca występowała od strony stalowej próbki, wykazywały tendencję do powstawania inicjacji pęknięcia w warstwie tytanowej bimetalu.

Badania mikrotwardości wykazują jej znaczącą redukcję w okolicach złącza, szczególnie od strony stali. Spadek ten można tłumaczyć obecnością obszaru odwęglenia stali o szerokości ok 150 μm , który jest wynikiem przeprowadzonej obróbki cieplnej. Obróbka cieplna poza obniżeniem mikrotwardości, przyczynia się do zniwelowania deformacji mikrostruktur wywołanych zgniotem oraz powoduje zmniejszenie naprężeń w obrębie złącza.

W przypadku badań zmęczeniowych dla próby trójpunktowego zginania, jak wykazały badania fraktograficzne, do inicjacji pęknięcia dochodzi zawsze od jednego z naroży próbki, mimo ich wcześniejszego zaokrąglenia [34].

5.3 Obliczenia wytrzymałościowe aparatury procesowej wykonanej z materiałów platerowanych metodą wybuchową

Po przeprowadzeniu i opracowaniu wyników badań zmęczeniowych i metalograficznych stwierdzono, że proces platerowania stali tytanem nie wpływa negatywnie wytrzymałość łączonych materiałów. Taki wniosek pozwolił na próbę uwzględnienia w obliczeniach wytrzymałościowych aparatury procesowej także wytrzymałości materiału nakładanego. Ponieważ do budowy aparatury procesowej chemicznej i energetycznej, w tym także specyficznie stosowanej w energetyce jądrowej, coraz szerzej wykorzystuje się materiały platerowane wytworzone metodą wybuchowego zgrzewania, takie założenie pozwoliłoby w znacznym stopniu obniżyć masę, a co za tym idzie cenę, wytwarzanych urządzeń [32].

Na podstawie wyników badań prezentowanych we wcześniejszych rozdziałach pracy, można wnioskować, że platerowanie metodą wybuchową nie wpływa negatywnie na trwałości wykorzystanych materiałów. Powstaje, więc pytanie: Dlaczego nie uwzględniać wytrzymałości materiału nakładanego w procesie projektowania urządzeń wykonanych z bimetali platerowanych wybuchowo? Odpowiednim przykładem takiego aparatu procesowego jest wymiennik ciepła, projektowany zgodnie z normą [N2]. W normie wydzielone są poszczególne elementy wymiennika, takie jak dennice, płaszcze i ściany sitowe, a następnie zalecane odpowiednie wzory i współczynniki pozwalające na obliczenie minimalnej grubości tych elementów dla założonych warunków pracy urządzenia. W przypadku materiałów warstwowych, składających się z więcej niż jednego rodzaju materiału, norma ASME [N2] przewiduje dwa sposoby obliczeń. W pierwszym z nich (I), na potrzeby obliczeń, ignoruje się występowanie materiału nakładanego, który w założeniach powinien pełnić tylko rolę warstwy ochronnej, a do obliczeń wytrzymałościowych stosuje się jedynie materiał podstawowy. Podejście to, ignorujące możliwość przenoszenia obciążeń przez materiał nakładany, niesie za sobą niewątpliwie zawyżoną grubość materiału podstawowego, co w oczywisty sposób wpływa na wyższe koszty urządzenia. Drugi sposób obliczeń (II) pozwala na uwzględnienie grubości i wytrzymałości zarówno materiału nakładanego, jak i podstawowego, stosując jednak współczynnik wynikający ze stosunku dopuszczalnych naprężeń maksymalnych materiału nakładanego do podstawowego.

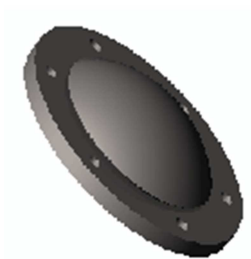
Maksymalna wartość tego współczynnika nie może jednak przekroczyć wartości (1). W tym sposobie grubość materiału nakładanego jest mnożona przez wyliczony współczynnik i odejmowana od zalecanej grubości elementu obliczonej sposobem I. Rysunki 5.15 i 5.16 przedstawiają schematycznie elementy dla których prowadzono obliczenia.



Rys. 5.15. Schemat płaszczu walcowego [15]

T_p – grubość płaszczu walcowego (a) w mm:

$$T_p = \frac{p \cdot r}{S \cdot E - 0,6p} \quad (5.1)$$



Rys. 5.16. Schemat eliptycznej dennicy [15]

T_d – grubość dennicy eliptycznej:

$$T_d = \frac{p \cdot r}{2 \cdot S \cdot E - 0,2p'} \quad (5.2)$$

gdzie:

T – temperatura pracy urządzenia,

p – ciśnienie wewnętrzne w MPa,

d – średnica elementu,

r – promień elementu,

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

E – współczynnik osłabienia,

S – maksymalne dopuszczalne naprężenia.

W tabelach 5.4-8 zestawiono skład chemiczny i własności materiałów wykorzystanych do obliczeń.

Tabela 5.4. Skład chemiczny stali S355J2 (wg EN 10025-2:2004)

Stal S355J2						
Pierwiastek chem.:	C	Si	Mn	P	S	Cu
Maks. zawartość, %:	0,22	0,55	1,60	0,025	0,025	0,45

Tabela 5.5. Skład chemiczny tytanu SB-265 Grade 1 (ASTM Grade 1)

Tytan SB-265 Grade 1						
Pierwiastek chem.:	C	Fe	H	N	O	Ti
Maks. zawartość, %:	0,10	0,20	0,015	0,03	0,18	99,5

Tabela 5.6. Właściwości mechaniczne S355J2+N

R_e, MPa	R_m, MPa	E, MPa	G, MPa	A₅, %
382-395*	598-605*	220000	84000	24-34*

* - dane z badań firmy Explomet (Z.T.W. EXPLOMET, Gałka, Szulc, Sp.j. ul. Oświęcimska 100H, 45-641 Opole)

Tabela 5.7. Właściwości mechaniczne SA-240 304L

R_e, MPa	R_m, MPa	E, MPa	G, MPa	A₅, %
377-378*	603-607*	195000**	82000**	52-54*

* - dane z badań firmy Explomet (Z.T.W. EXPLOMET, Gałka, Szulc, Sp.j. ul. Oświęcimska 100H, 45-641 Opole), ** ASME B31.1-2001, Power piping. American Society of Mechanical Engineers, 2001.

Tabela 5.8. Właściwości mechaniczne tytanu SB-265 Grade 1

R₀₂, MPa	R_m, MPa	E, MPa	G, MPa	A₅, %
189-215*	308-324*	100000	38000	43-56*

* - dane wg certyfikatów producenta,

Założenia do obliczeń:

- temperatura pracy $T = 200$ °C,

- ciśnienie wewnętrzne $p = 4$ MPa,

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

- średnica $d = 2030$ mm,
- współczynnik osłabienia $E=1$.

Korzystając z podanych wzorów oraz odpowiednich tabel zawierających maksymalne dopuszczalne naprężenia dla rozważanych materiałów i warunków pracy założonego urządzenia, otrzymano wyniki przedstawione w tab. 5.9. Zgodnie z zaleceniami za minimalną grubość płaszcza i dennicy przyjmuje się wyższą wartość wynikającą z obliczeń za pomocą wzorów (5.1) i (5.2).

Tabela 5.9. Zestawienie wyników obliczeń grubości elementów

Rodzaj plateru	SA-240 304L + SB-265 G1		S355J2N + SB-265 G1	
	I	II	I	II
Metoda obliczeń				
Grubość elementu, mm	39+6	35+6	46+6	43+6
Różnica względna w masie materiału podstawowego, %	8		6,75	

Przykładowe urządzenie tego typu przedstawiono na rys. 5.17.



Rys. 5.17. Gotowy wymiennik ciepła- model E109

Wnioskiem płynącym z prezentowanych powyżej wyników badań i obliczeń jest fakt, że na podstawie wyników badań zmęczeniowych, wykonanych na Politechnice Opolskiej, oraz badań statycznych wykonywanych w firmie Z.T.W. EXPLOMET można z pewnością stwierdzić, że proces platerowania stali tytanem nie wpływa negatywnie na jego trwałość i wytrzymałość na rozciąganie. W związku z tym wykorzystanie do obliczeń wartości dopuszczalnych naprężeń maksymalnych podanych w normach ASME, wyznaczanych dla materiałów w stanie podstawowym – przed platerowaniem, nie powoduje ryzyka wcześniejszego zniszczenia elementu. Można zatem stwierdzić, że stosowanie sposobu II, uwzględniającego materiał nakładany, jest bezpieczne i pozwala zmniejszyć koszty produkcji, transportu i eksploatacji aparatury wykonanej z materiałów platerowanych metodą wybuchową. Istnieje przypuszczenie, że proces platerowania wybuchowego poprawia własności wytrzymałościowe materiałów, jednakże należy przeprowadzić kompleksowe badania w zakresie podwyższonych temperatur i zmęczenia termicznego [33].

Należy również zauważyć, że tak niewielka ilość redukcji grubości ściany aparatu jest powodem niewielkiego stosunku materiału nakładanego w analizowanym przypadku oraz niskiej wytrzymałości tytanu SB265G1. Aparatura tego typu jest również wykonywana materiałów takich jak nikiel i jego stopy, stale chromowo-niklowe austenityczne i typu duplex (ferrytyczno-austenityczne) oraz miedź i jej stopy, ponadto w innych stosunkach grubości materiału nakładanego i podstawowego. W niektórych przypadkach uwzględnienie tego materiału w obliczeniach (sposób II) może prowadzić do redukcji całkowitej grubości materiału nawet o kilkadziesiąt procent. Taka sytuacja dałaby ogromne oszczędności materiałowe i pozwoliła na znaczne obniżenie kosztów wykonania i transportu tego typu urządzeń.

6. Analiza stanu naprężenia w okolicy złącza materiałów platerowanych metodą wybuchową

W niniejszym rozdziale zaprezentowano analizę stanu naprężenia w okolicy złącza materiałów platerowanych metodą wybuchową wykorzystując podejście analityczne i numeryczne.

6.1 Podejście analityczne

Niniejszy podrozdział zawiera opracowany model matematyczny linii ugięcia belki wykonanej z metalicznych materiałów warstwowych.

6.1.1 Opracowanie modelu matematycznego linii ugięcia belki wykonanej z wybranych metalicznych materiałów warstwowych

Obliczenia inżynierskie dotyczące wytrzymałości elementów belkowych wykonuje się korzystając z warunków wytrzymałościowych na naprężenia graniczne. Ogólną postać tego warunku można przedstawić następująco

$$\sigma = \frac{M_g}{W_x} \leq k_g, \quad (6.1)$$

gdzie:

σ – naprężenie normalne zginające, Pa,

M_g – moment zginający przekrój, N·m,

W_x – wskaźnik wytrzymałości przekroju na zginanie, m³,

k_g – naprężenie dopuszczalne na zginanie, Pa.

Często znacznie ważniejszym czynnikiem decydującym o kształcie konstrukcji i doborze materiałów jest sztywność konstrukcji, która decyduje o jej przydatności eksploatacyjnej. Dla elementów belkowych do opisu sztywności belki stosuje się wzór na tak zwaną linię ugięcia belki

$$EI \frac{d^2y}{dx^2} = M_g, \quad (6.2)$$

gdzie:

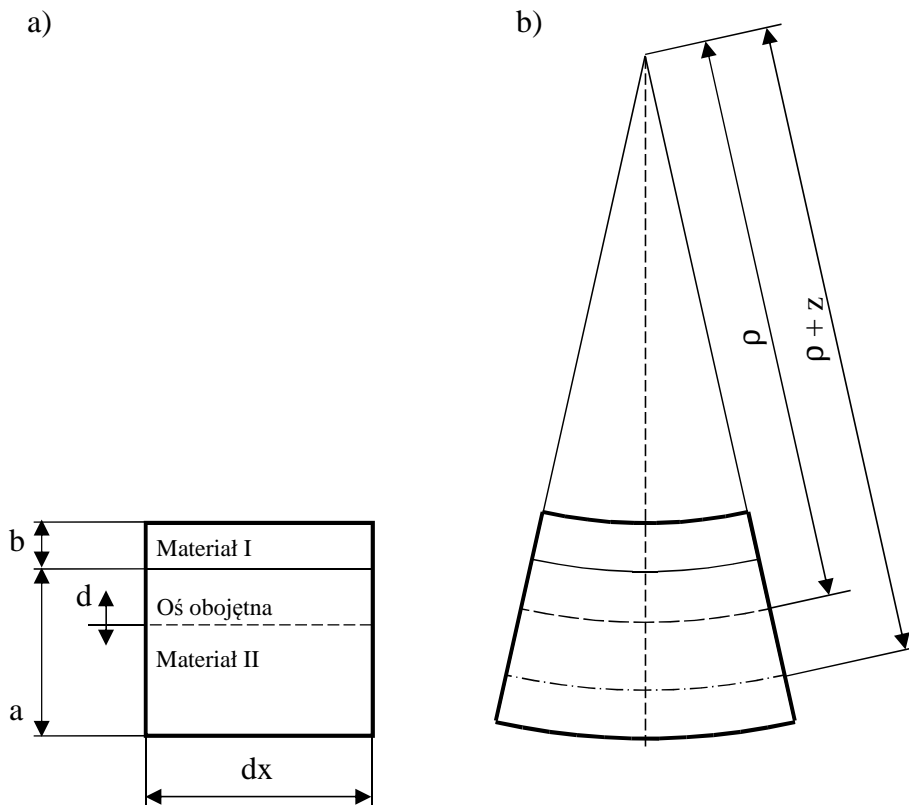
E – moduł sprężystości Younga, Pa,

I – moment bezwładności, m⁴.

Powyższe wzory zostały wyprowadzone przy założeniu, że materiał jest izotropowy i jednorodny. W przypadku materiałów platerowanych założenie to nie jest spełnione. Ponadto, w zależności od grubości warstw materiałów składowych plateru i konfiguracji obciążenia, należy poddać analizie wytrzymałościowej dwa newralgiczne miejsca belki zginanej – jej górną i dolną powierzchnię, gdzie w zależności od własności wytrzymałościowych materiałów składających się na plater dwuwarstwowy może dojść do przekroczenia naprężeń dopuszczalnych. Dlatego też przedstawiono poniżej przykładowy tok wyprowadzenia warunku wytrzymałościowego i linii ugięcia belki dla plateru dwuwarstwowego. Zakładamy, że:

- będące przed odkształceniem płaskie przekroje poprzeczne belki pozostają płaskimi po odkształceniu zgodnie z hipotezą płaskich przekrojów,
- dwie warstwy materiału są ze sobą idealnie zespolone a powierzchnię zespolenia można przedstawić jako płaszczyznę,
- istnieje obojętna warstwa włókien o niezmiennych długościach pierwotnych (płaszczyzna neutralna),
- naciski w kierunku poprzecznym do włókien są pomijalne (zakres liniowej sprężystości materiałów), czyli w przekroju poprzecznym belki występują wyłącznie naprężenia normalne σ .

W oparciu o podane założenia oraz analizując odkształcenia względne w kierunku osi wzdłużnej belki możemy określić zależności pomiędzy wartością momentu gnącego a naprężeniami normalnymi dla dowolnego przekroju poprzecznego belki. Na rysunku 6.1 przedstawiono odkształcenie elementarnego odcinka belki i zaznaczono podstawowe wielkości wykorzystywane we wzorach.



Rys. 6.1. Elementarny wycinek belki wykonanej z dwóch warstw materiału (materiał I i II) z zaznaczoną osią obojętną (linia przerywana) oraz podstawowymi wielkościami wymiarowymi

Na podstawie zależności geometrycznych odkształconego wycinka belki i przy założeniu, że $\varepsilon_x = \varepsilon$ można zapisać

$$\frac{(1 + \varepsilon) ds}{\rho + z} = \frac{ds}{\rho}, \quad (6.3)$$

gdzie: ρ oznacz promień krzywizny płaszczyzny obojętnej.

Zakładając liniowo-sprężysty model materiału wykorzystano prawo Hooke'a podania zależności na naprężenia w dowolnym miejscu przekroju poprzecznego belki

$$\varepsilon = \frac{z}{\rho} \Rightarrow \sigma(z) = \frac{Ez}{\rho} \quad \text{gdzie} \quad \begin{cases} E = E_I & \text{dla materiału I} \\ E = E_{II} & \text{dla materiału II} \end{cases} \quad (6.4)$$

W rozpatrywanym elemencie na każdą elementarną powierzchnię dA przypada siła wewnętrzna $\sigma(z)dA$. Zakładając, że belka jest poddana momentowi zginającemu M_g możemy zapisać warunki równowagi sił zewnętrznych i wewnętrznych, które to określają zależności pomiędzy wartością momentu zginającego a promieniem krzywizny

$$\sum_i |P_i| = \int_A \sigma(z)dA = \frac{E_I}{\rho} \int_{A_I} zdA_I + \frac{E_{II}}{\rho} \int_{A_{II}} zdA_{II} = 0, \quad (6.5)$$

$$\sum_i |M_{zi}| = \int_A \sigma(z)y dA = \frac{E_I}{\rho} \int_{A_I} zy dA_I + \frac{E_{II}}{\rho} \int_{A_{II}} zy dA_{II} = 0, \quad (6.6)$$

$$\sum_i |M_{yi}| = \int_A \sigma(z)zy dA - M_g = \frac{E_I}{\rho} \int_{A_I} z^2 dA_I + \frac{E_{II}}{\rho} \int_{A_{II}} z^2 dA_{II} - M_g = 0, \quad (6.7)$$

gdzie:

dA_I oraz dA_{II} – elementarne powierzchnie odpowiednio dla materiałów składowych plateru I i II,

E_I oraz E_{II} – moduły sprężystości odpowiednio dla materiałów składowych plateru I i II.

Z równania (6.7) otrzymujemy

$$\frac{1}{\rho} = \frac{M_g}{E_I \int_{A_I} z^2 dA_I + E_{II} \int_{A_{II}} z^2 dA_{II}}, \quad (6.8)$$

gdzie wyrażenie w mianowniku ułamka prawej strony równania przedstawia tak zwaną sztywność na zginanie.

Krzywizna belki jest proporcjonalna do wartości momentu zginającego M_g i odwrotnie proporcjonalna do sztywności na zginanie. Wykorzystując zależność (6.4) otrzymujemy związek pomiędzy naprężeniem a wartością momentu gnącego

$$\sigma(z) = \frac{M_g z E}{E_I \int_{A_I} z^2 dA_I + E_{II} \int_{A_{II}} z^2 dA_{II}} \quad \text{dla} \quad \begin{cases} (a-d) < z < d \Rightarrow E = E_I \\ d < z < (d+b) \Rightarrow E = E_{II} \end{cases} \quad (6.9)$$

Z równania (6.5) wyznaczmy bardzo istotną wartość – odległość osi obojętnej od warstwy połączenia materiałów składowych plateru dwuwarstwowego. W rozpatrywanym przypadku $dA = g \cdot dz$ gdzie g oznacza grubość analizowanej belki. Otrzymujemy

$$\sum_i |P_i| = \frac{E_I}{\rho} \int_{d-a}^d z g dz + \frac{E_{II}}{\rho} \int_d^{d+b} z g dz = 0 \quad (6.10)$$

Postać po scałkowaniu

$$\frac{g(2E_I a d - E_I a^2 + 2E_{II} b d + E_{II} b^2)}{2\rho} = 0. \quad (6.11)$$

Wzór na przesunięcie osi obojętnej względem powierzchni połączenia (patrz, rys. 6.1)

$$d = \frac{E_I a^2 - E_{II} b^2}{2(E_I a + E_{II} b)}. \quad (6.12)$$

Wartość d jest bardzo istotna z punktu widzenia analizy wytrzymałości platerów, ponieważ umożliwia wyznaczenie naprężeń w okolicy złącza uwzględniając przesunięcie osi obojętnej wynikające z różnicy w module sprężystości materiałów składowych plateru i ich grubości. W podobny sposób korzystając z wzoru (6.9) wyznaczamy naprężenie normalne w przekroju belki

$$\sigma(z) = \frac{M_g z E}{\frac{1}{3} g [E_I (d^3 - (d-a)^3) + E_{II} ((d+b)^3 - d^3)]}, \quad (6.13)$$

$$\text{dla } \begin{cases} (a-d) < z < d \Rightarrow E = E_I \\ d < z < (d+b) \Rightarrow E = E_{II} \end{cases}$$

Łatwo zauważyć, że dla $E = E_I = E_{II}$ czyli belki jednorodnej dla której oś obojętna leży w pośrodku przekroju belki o przekroju prostokątnym, tj. $z = \frac{a+b}{2}$, otrzymuje się na podstawie (6.13) znany wzór na maksymalne naprężenie normalne dla belki zginanej

$$\sigma_{max} = \frac{M_g}{\frac{g(a+b)^3}{6}} = \frac{M_g}{W_x}. \quad (6.14)$$

6.1.2 Opracowanie modelu matematycznego wpływu falistości złącza na spiętrzenie naprężeń w jego strefie

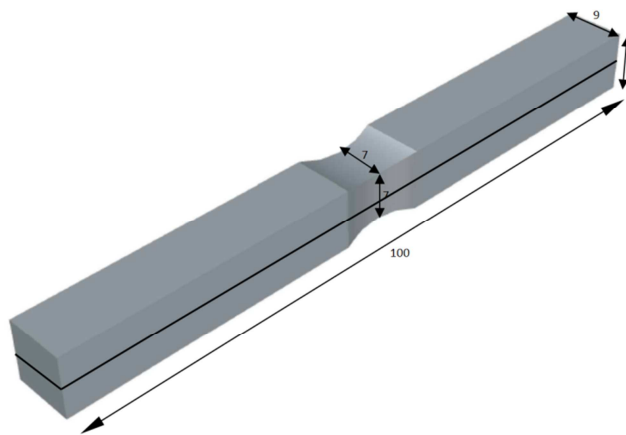
Rozważania przedstawione w poprzednim punkcie dotyczyły plateru dwuwarstwowego i założenia, że powierzchnia złącza jest idealnie płaska i pozbawiona wad. W rzeczywistości jednak mamy często do czynienia z charakterystycznym pofalowaniem złącza, które to jest konsekwencją zastosowanej technologii spajania wybuchowego. Naukowcy dyskutują na temat tego, czy pofalowanie to wpływa pozytywnie lub negatywnie na własności wytrzymałościowe złącza – dotychczas na pytanie to nie można było jednoznacznie odpowiedzieć. Niemniej jednak falistość złącza jest faktem i należy o nim pamiętać podczas obliczeń wytrzymałościowych szczególnie, gdy wysokość fali jest znacząca w stosunku do grubości warstw plateru. Analizując postać wzoru (6.13) zauważamy, że naprężenie w przekroju belki będzie zależęć od dodatkowej zmiennej x , od której uzależnione będą wartości grubości warstw plateru.

6.2 Podejście numeryczne – Metoda Elementów Skończonych

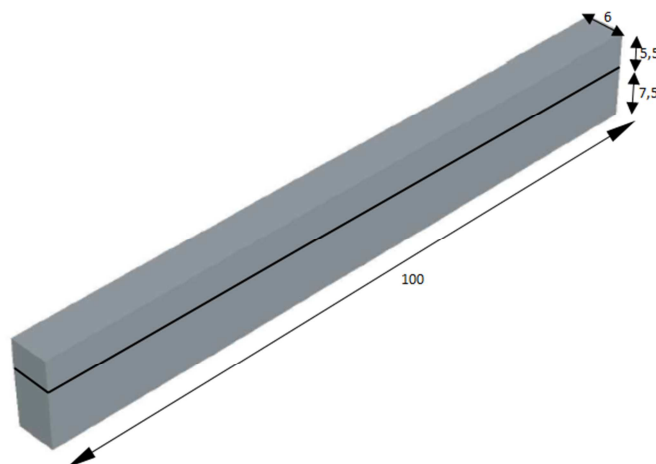
W tym podrozdziale skupiłem się na wykorzystaniu Metody Elementów Skończonych (MES) do oceny wpływu falistości złącza, występującego w materiałach platerowanych wybuchowo, na efekt spiętrzenia naprężeń i próbie zastąpienia w symulacji rzeczywistego kształtu złącza funkcją sinus.

6.2.1 Geometria elementów

W badaniach symulacyjnych zastosowano taką samą geometrię próbek jak podczas rzeczywistych badań zmęczeniowych opisanych w poprzednich punktach. Poniżej przedstawiono kształty i wymiary badanych elementów. Przewężenie próbki dla zginania wahadłowego zostało wykonane po to, aby zapewnić pojawienie się pęknięcia zmęczeniowego w tym miejscu. Na rysunkach 6.2 i 6.3 przedstawiono geometrię próbek wykorzystanych do symulacji.



Rys. 6.2. Geometria próbki poddanej wahadłowemu zginaniu, wymiary podano w *mm*



Rys. 6.3. Geometria próbki poddanej trójpunktowemu zginaniu, wymiary podano w *mm*

6.2.2 Wykonanie obliczeń dla różnych rodzajów sposobu odwzorowania kształtu złącza

Podczas modelowania strefy złącza posłużono się programem do obliczeń metodą elementów skończonych COMSOL Multiphysics. Ze względu na brak rozwarstwień i dużą wytrzymałość statyczną na rozrywanie złącze modelowano jako integralne i nierozłączne. Ponieważ nie rozważano ewentualnych stref przetopień, w których na podstawie badań metalograficznych zauważa się intermetaliki i wtrącenia niemetaliczne, do obliczeń założono dwie jednorodne strefy metaliczne: tytanu ($E = 105$ GPa, $\nu = 0,33$) i stali ($E = 203$ GPa, $\nu = 0,33$). Profil złącza bimetalu modelowano na 2 sposoby:

- 1) modelując ją przy pomocy funkcji sinus, oraz
- 2) przez odwzorowanie kształtu rzeczywistego połączenia na podstawie zdjęć mikroskopowych wybranego fragmentu bimetalu.

W sposobie 2) przejście pomiędzy strefami metalicznymi tytanu i stali było zdefiniowane w sposób geometryczny poprzez linię. W sposobie 1) zmianę własności materiału podczas obliczeń MES definiowała funkcja logiczna zaimplementowana w programie COMSOL Multiphysics, która umożliwiała szybką zmianę amplitudy i okresu funkcji sinus wyznaczającej linię przejścia przedstawioną wzorem

$$E = \begin{cases} E_1 & \text{dla } y_1 > \left(y - y_2 \cdot \sin\left(\frac{x \cdot \pi}{x_1}\right)\right) \\ E_2 & \text{dla } y_1 \leq \left(y - y_2 \cdot \sin\left(\frac{x \cdot \pi}{x_1}\right)\right) \end{cases} \quad (6.15)$$

gdzie:

E_1, E_2 – moduły Younga poszczególnych materiałów,

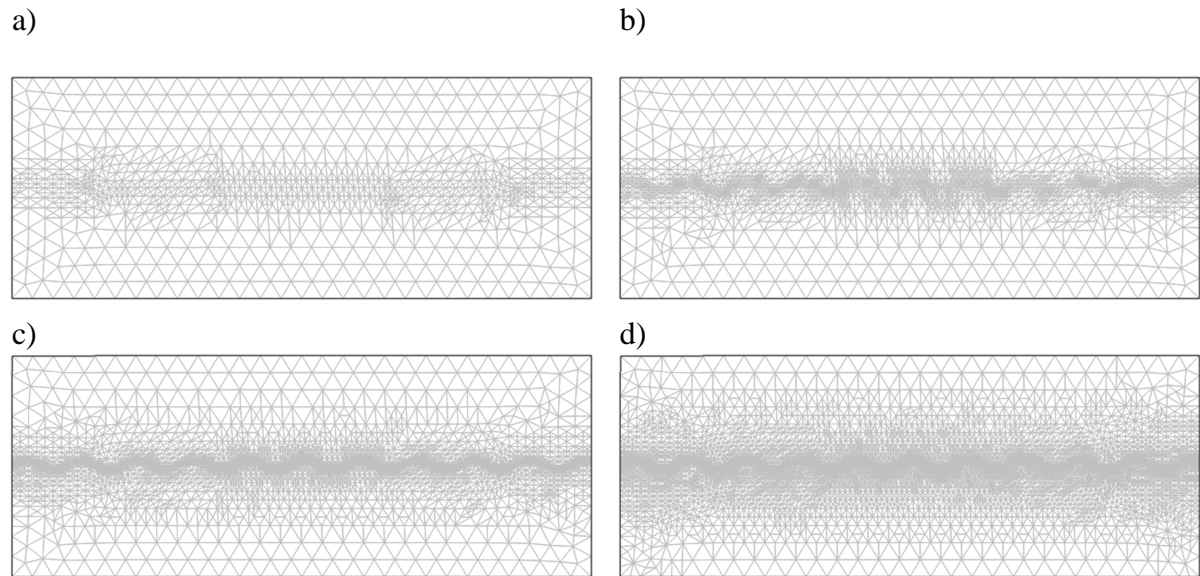
x, y – współrzędne modelu MES,

x_1 – współczynnik długości fali,

y_1 – współrzędna środka modelowanej próbki,

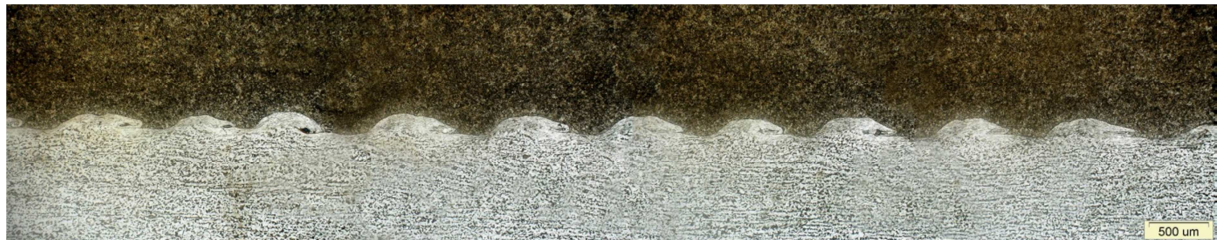
y_2 – wysokość fali.

W obu przypadkach wykorzystano adaptacyjną generację siatki MES, która polega na kolejnych zagęszczeniach siatki w okolicy największych zmian parametru zaobserwowanych podczas poprzedniego kroku obliczeniowego (metoda gradientowa) (rys. 6.4).



Rys. 6.4. Kolejne etapy zagęszczania siatki MES metodą adaptacyjną dla połączenia definiowanego przy pomocy funkcji sinus

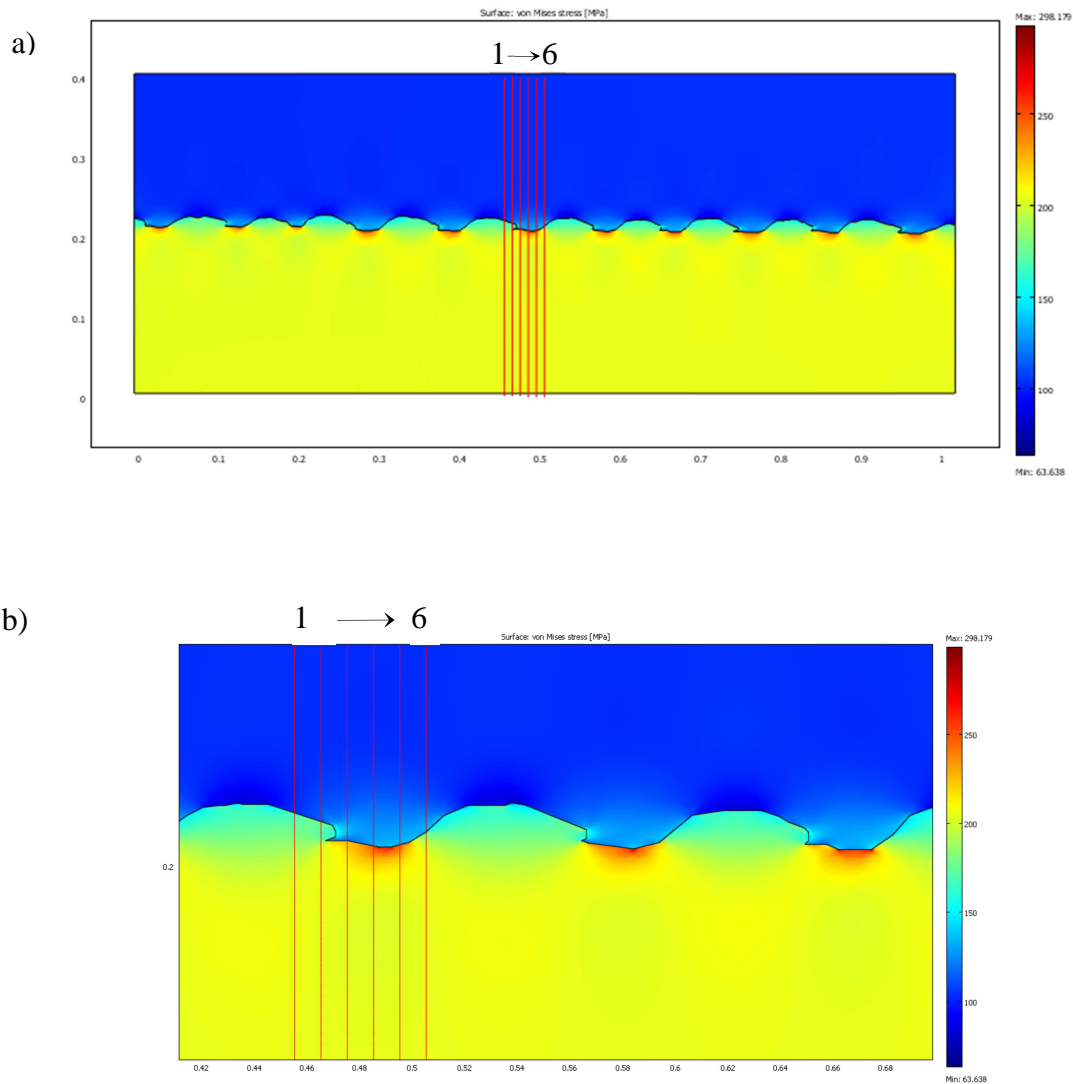
Profil połączenia dla sposobu 2) uzyskano wykonując zdjęcie mikroskopowe złącza próbki wykorzystanej do badań zmęczeniowych. Na rys. 6.5. zdjęcie zglądu metalograficznego przedstawia falę połączenia stal-tytan wykorzystaną w symulacji.



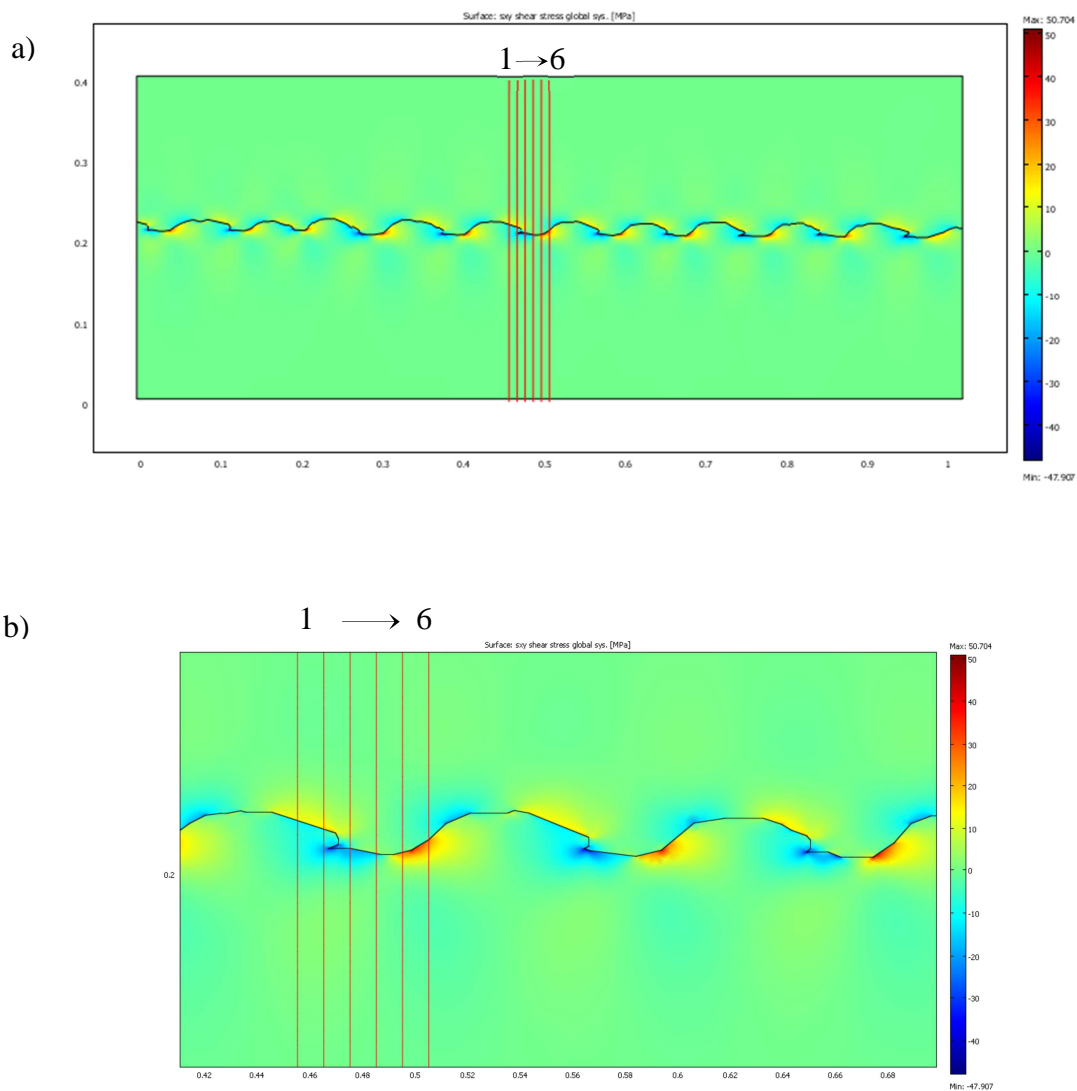
Rys. 6.5. Rzeczywista fala połączenia stal-tytan wykorzystana w symulacji

Ze względu na brak informacji o ewentualnych zmianach kształtu fali w kierunku prostopadłym do zglądu (rozprzestrzenianiu się fali) zrezygnowano z przestrzennego modelowania złącza [50]. Model płaski poddano rozciąganiu w kierunku linii złącza zadając przemieszczenie maksymalne próbki na prawej krawędzi modelu równe *długość próbki*·0,001. W ten sposób wywołano w platerze naprężenia odpowiadające wartości 0,001 modułowi Younga dla materiałów składowych w strefach bez wpływu karbu strukturalnego co znacznie ułatwiło analizę wyników. Na rys. 6.6 i 6.7 przedstawiono wyniki obliczeń modelu z profilem złącza uzyskanym na podstawie rzeczywistego kształtu fali. Na rys. 6.6

widoczne są także obszary o wartościach naprężeń równych 220 MPa dla stali i 110 MPa dla tytanu.

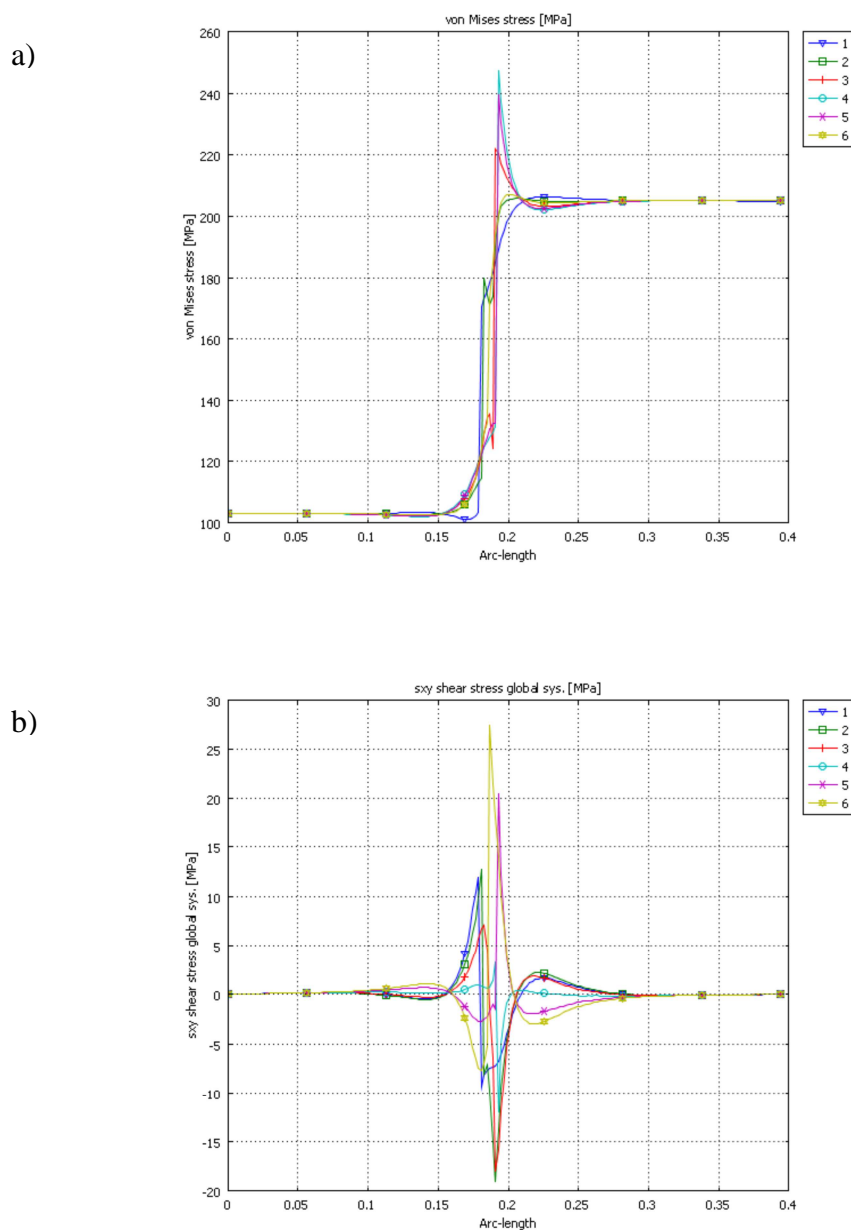


Rys. 6.6. Analiza naprężeń MES rzeczywistej fali połączenia stal-tytan przy rozciąganiu - naprężenia Hubera-Misesa, a) wykorzystany model, b) strefa złącza



Rys. 6.7. Analiza naprężeń MES rzeczywistej fali połączenia stal-tytan przy rozciąganiu - naprężenia ścinające, a) wykorzystany model, b) strefa złącza

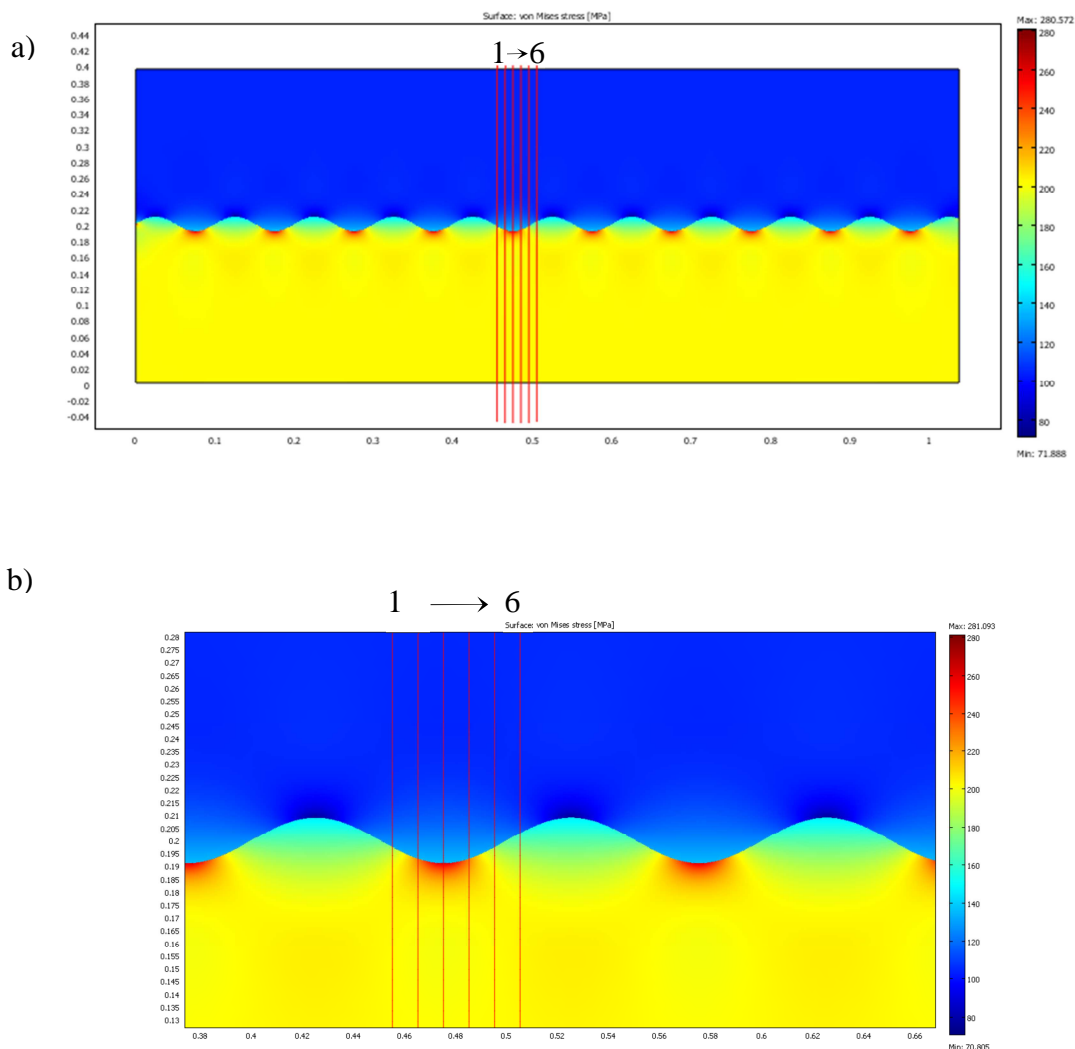
Na rys. 6.8. zaprezentowano przebiegi naprężenia zredukowanego według hipotezy Hubera-Misesa (a) i naprężeń ścinających τ_{xy} (b) dla sześciu przekroji wykonanych na modelu MES które zaznaczono odpowiednio numerami od 1 do 6 na rysunkach 6.6 i 6.7.



Rys. 6.8. Przebiegi naprężenia dla rzeczywistej fali połączenia stal-tytan w sześciu przekrojach zaznaczonych na rys. 6.6 i 6.7, odpowiednio: a) naprężenia Hubera-Misesa, b) naprężenia ścinające

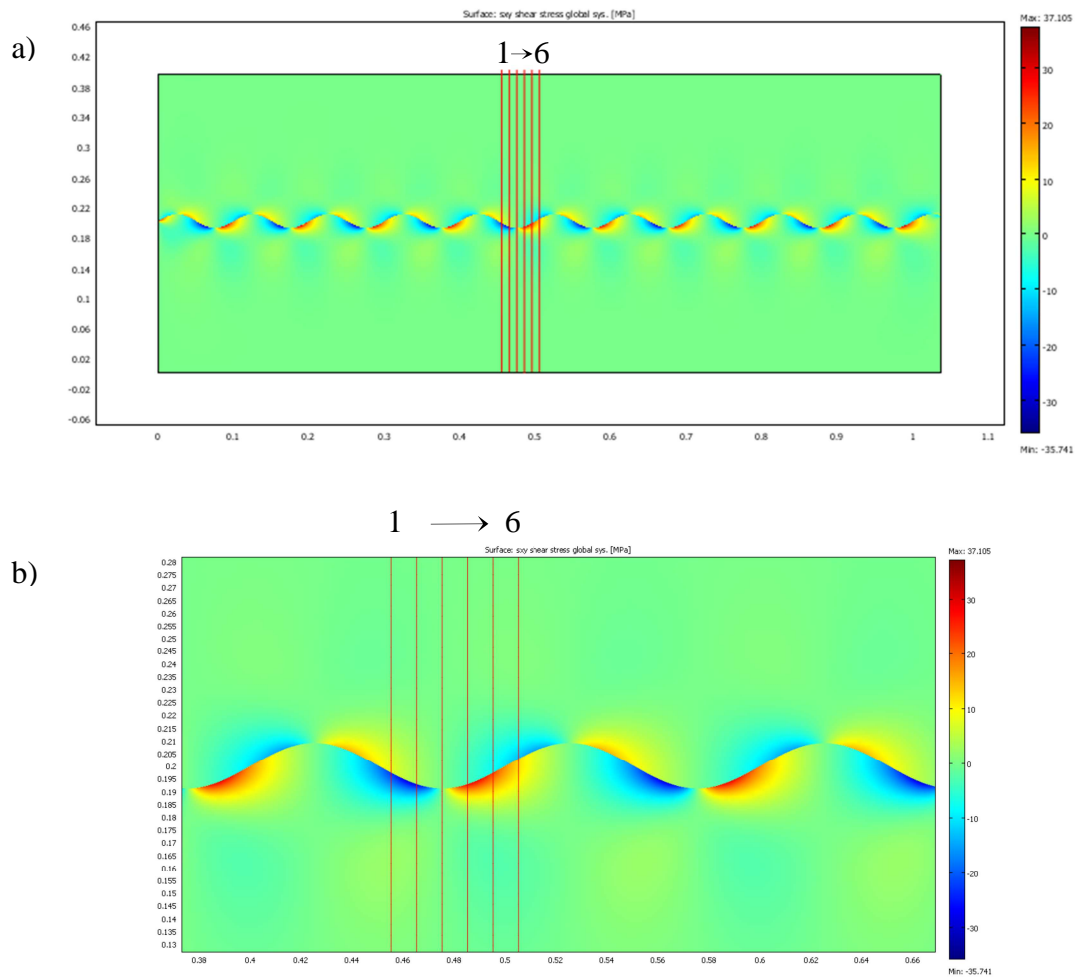
Kolejnym etapem pracy była próba znalezienia zastępczego kształtu połączenia powstałego w skutek zgrzewania (platerowania) wybuchowego, prostego w odtworzeniu podczas obliczeń i równocześnie zachowującego parametry rzeczywistego kształtu. Naturalną propozycją wydawał się profil opisywany funkcją trygonometryczną sinus. Podjęto więc próbę symulacji, kształt połączenia otrzymano poprzez funkcję przypisującą, przy pomocy funkcji sinus, różne moduły Younga dwóm częściom materiału. Części powyżej

umieszczonej w połowie wysokości elementu przebiegu funkcji sinus przypisano właściwości tytanu SB265-G1, poniżej natomiast właściwości stali S355J2+N. Modelowanie siatki MES wykonano poprzez występującą w środowisku COMSOL Multiphysics funkcję zagęszczania siatki metodą adaptacyjną, zagęszczającą siatkę głównie w okolicy dużych gradientów naprężenia. Parametry dobrano w taki sposób, aby wielkość elementów była porównywalna z wcześniejszym modelem połączenia o rzeczywistym kształcie i rozmiarach (rys. 6.6). Funkcję sinus zamodelowano w taki sposób aby wysokość i długość fali odpowiadały rzeczywistym wymiarom otrzymanym ze zdjęcia zglądu przedstawionego na rys. 6.5. Wyniki tych symulacji przedstawiono na rysunkach 6.9-6.11.

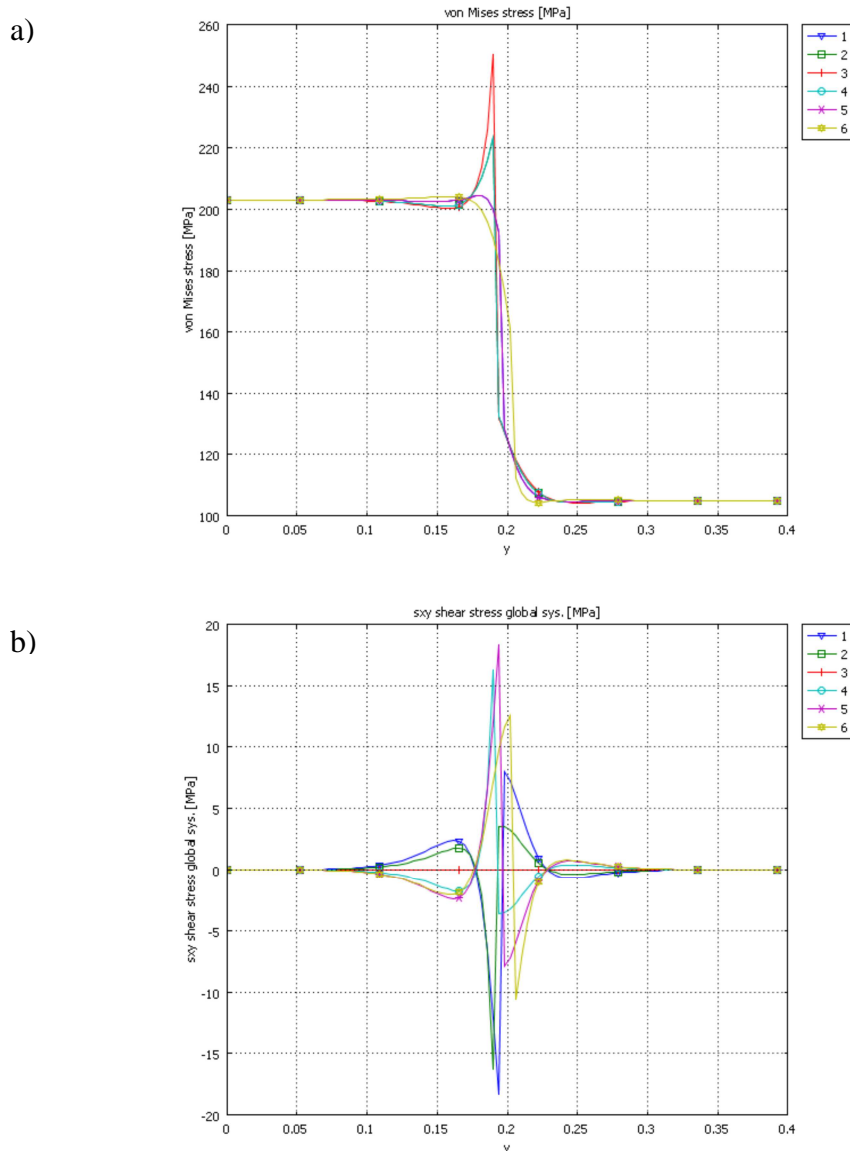


Rys. 6.9. Analiza naprężeń MES fali połączenia stal-tytan symulowanej funkcją sinus przy rozciąganiu - naprężenia Hubera-Misesa, a) wykorzystany model, b) strefa złącza

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*



Rys. 6.10. Analiza naprężeń MES fali połączenia stal-tytan symulowanej funkcją sinus przy rozciąganiu - naprężenia ścinające, a) wykorzystany model, b) strefa złącza

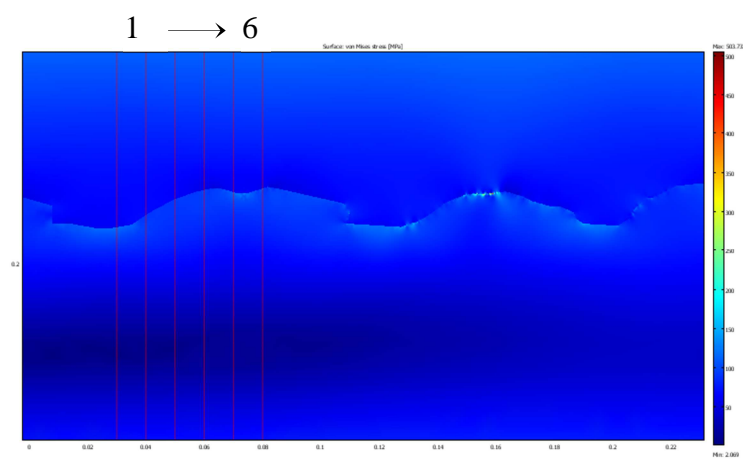
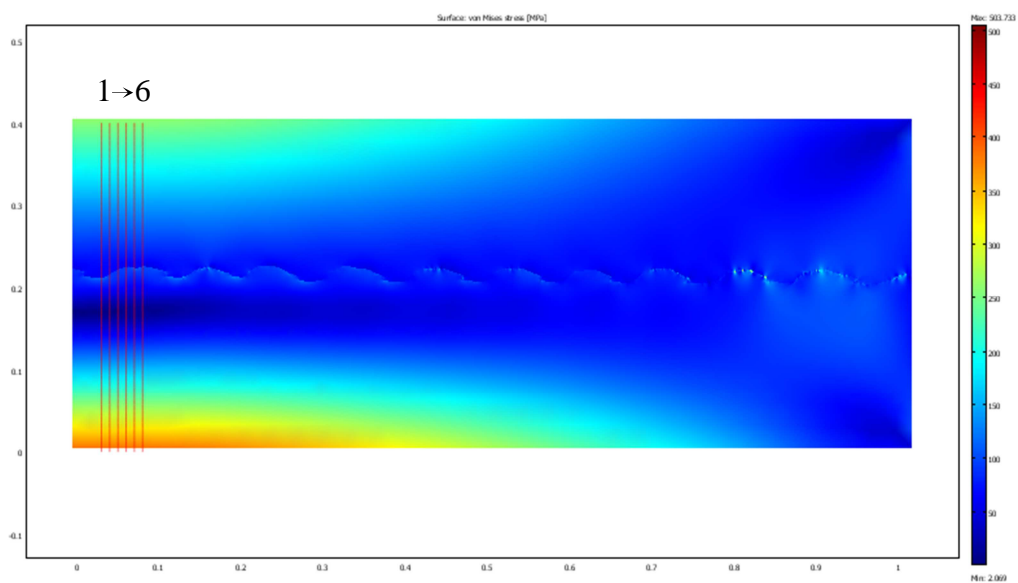


Rys. 6.11. Przebieg naprężenia dla sinusoidalnej fali połączenia stal-tytan w sześciu punktach, odpowiednio: a) naprężenia Hubera-Misesa, b) naprężenia ścinające

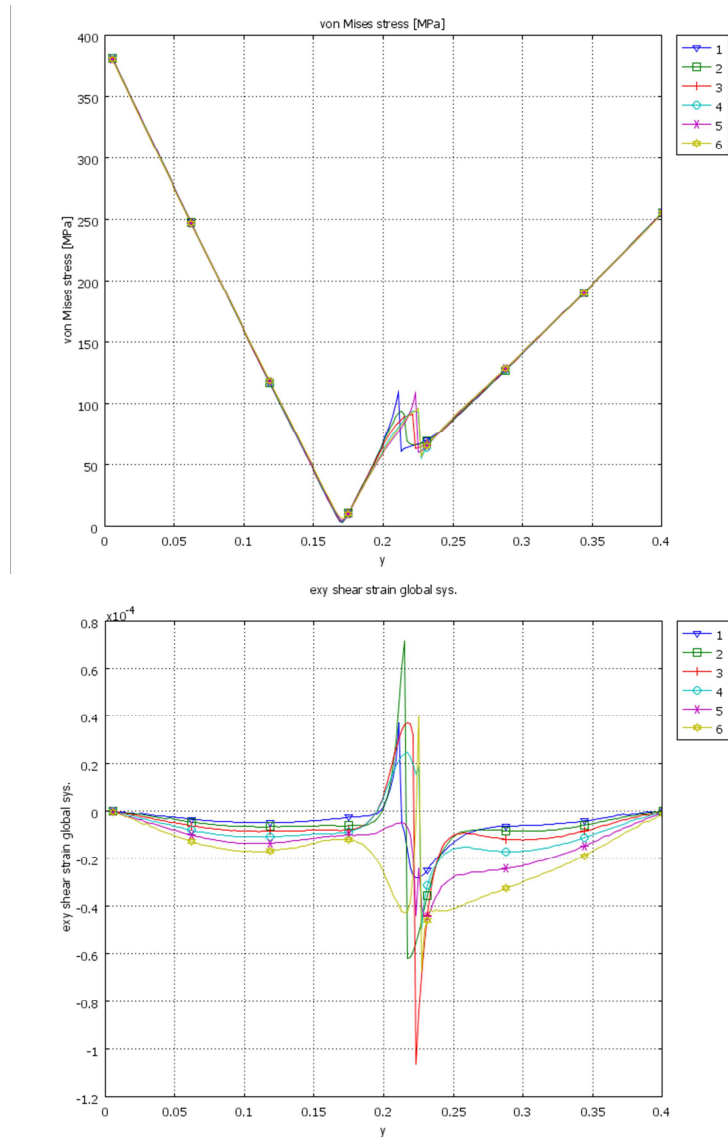
Następnym etapem badań symulacyjnych było wykonanie powyższych kroków dla innego rodzaju obciążenia materiału. Ponieważ w projekcie prowadzono badania zmęczeniowe przy od zerowo tętniącym trójpunktowym i wahadłowym zginaniu, podjęto próbę oceny wpływu sposobu odwzorowania kształtu strefy złącza na naprężenia maksymalne, stosowane do wyznaczenia charakterystyk zmęczeniowych.

Ponownie falę zasymulowano na dwa sposoby, na podstawie rzeczywistego kształtu (rys. 6.12 – 6.13) oraz funkcją sinus (rys. 6.14 – 6.15).

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*

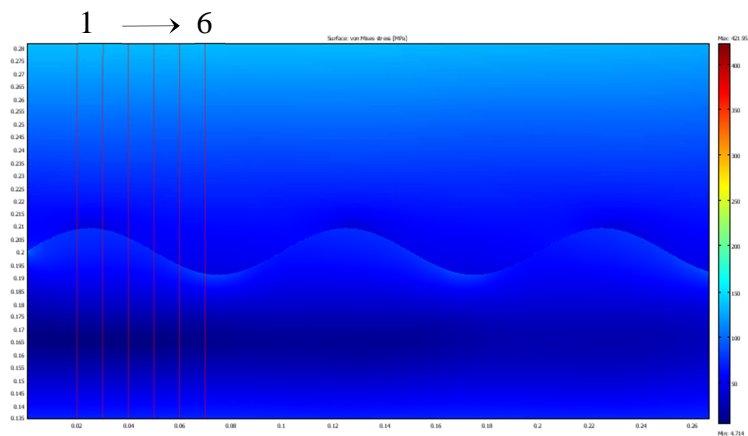
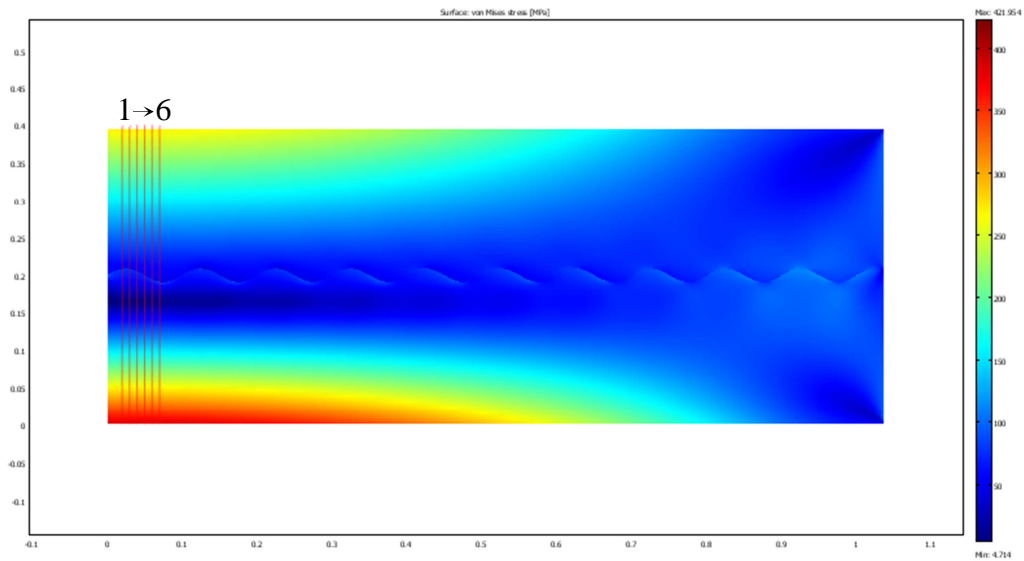


Rys. 6.12. Analiza naprężeń MES rzeczywistej fali połączenia stal-tytan przy zginaniu - naprężenia Hubera-Misesa, a) wykorzystany model, b) strefa złącza

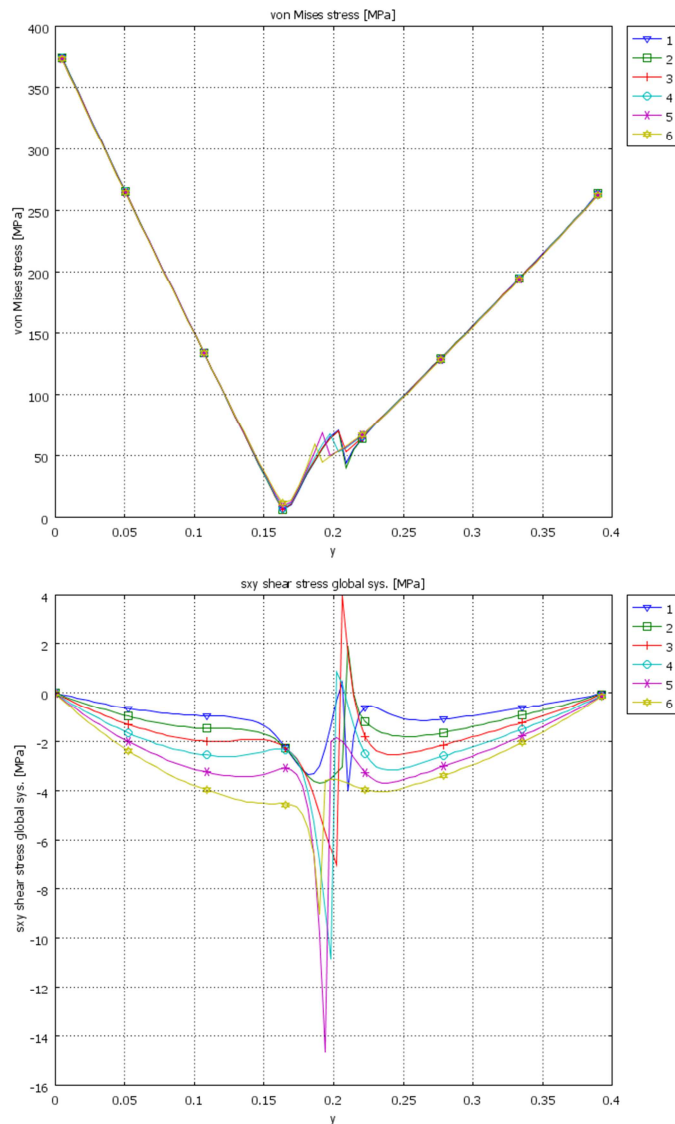


Rys. 6.13. Przebiegi naprężenia dla rzeczywistej fali połączenia stal-tytan w sześciu przekrojach zaznaczonych na rys. 6.12, odpowiednio: a) naprężenia Hubera-Misesa, b) naprężenia ścinające

*Trwałość zmęczeniowa elementów maszyn wykonanych z bimetalu
stal-tytan zgrzewanego wybuchowo*



Rys. 6.14. Analiza naprężeń MES sinusoidalnej fali połączenia stal-tytan przy zginaniu - naprężenia Hubera-Misesa, a) wykorzystany model, b) strefa złącza



Rys. 6.15. Przebiegi naprężenia dla sinusoidalnej fali połączenia stal-tytan w sześciu przekrojach zaznaczonych na rys. 6.14, odpowiednio: a) naprężenia Hubera-Misesa, b) naprężenia ścinające

Po przeprowadzonych symulacji zauważono, iż zastąpienie rzeczywistego kształtu fali połączenia materiału platerowanego funkcją sinus o odpowiadającej wysokości i długości fali skutkuje otrzymaniem zbliżonych wartości naprężenia zredukowanego Hubera-Misesa w dnie fali. Ponadto w przypadku zginania próbki zauważono nieznaczne różnice w wartościach naprężeń w dnie fali, nie wpływały one natomiast na wartości wykorzystywane do sporządzania charakterystyk zmęczeniowych (maksymalne), a same wartości w okolicach złącza są zbyt niskie, w porównaniu z maksymalnymi, aby miały jakikolwiek wpływ na trwałość połączonego materiału. Porównanie wykresów (6.6) i (6.9) pozwala na wyciągnięcie

wniosków, iż rozkład naprężenia w okolicy złączy jest zbliżony i nie ma potrzeby dodatkowego skalowania funkcji sinus. Zauważono również różnicę w maksymalnych naprężeniach występujących w modelach, jednakże taki stan rzeczy można wytłumaczyć trudnością w idealnym odwzorowaniu kształtu fali rzeczywistej i powstałymi z tego powodami miejscami o bardzo ostrych zmianach kształtu powodującymi spiętrzenie naprężeń, w rzeczywistości będącymi bardziej łagodnymi. Naprężenia w podobnych miejscach załamania fali połączenia we wszystkich modelach są jednak bardzo zbliżone i wynoszą maksymalnie około 250 MPa dla rozciągania i 100 MPa dla zginania. Natomiast w przypadku naprężeń stycznych zauważono spadek tego typu naprężeń dla fali modelowanej funkcją sinus dla rozciągania, zarówno w przypadku naprężeń maksymalnych widocznych na rys. 6.7. i 6.10 jak i rys. 6.8b i 6.11b odpowiadających przebiegom naprężenia w przekrojach poprzecznych. Taką sytuację również można wytłumaczyć bardziej regularnym kształtem fali sinusoidalnej. Różnica w wartościach tych naprężeń nie jest jednak duża i wynosi około 9 MPa w przypadku naprężeń w przekrojach poprzecznych (rys. 6.8b i 6.11b).

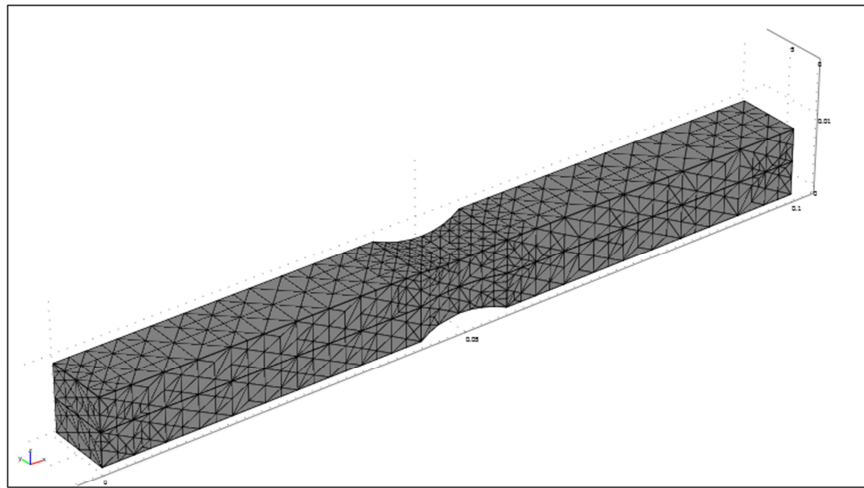
W przypadku drugiej części symulacji, modelowaniu zginania, również zauważono, że zastąpienie rzeczywistego kształtu fali kształtem funkcji sinus o zbliżonych parametrach pozwala osiągnąć podobne spiętrzenie naprężenia w dnie fali. Jednakże, ze względu na specyfikę tego typu obciążenia, naprężenia w okolicach fali mają znikomy wpływ na te występujące na powierzchni zginanej próbki. Pozwala to na stwierdzenie, że w przypadku tego typu obciążenia działającego na element można pominąć kształt złącza, a cały element modelować jako połączony linią prostą.

6.2.3 Analiza dokładności obliczeń ze względu na rodzaj elementu skończonego i gęstości siatki

Podczas badań symulacyjnych zauważono, że adaptacyjna metoda zagęszczania siatki elementów skończonych, w miejscach gdzie gradient zmian naprężeń jest największy, bardzo dobrze sprawdza się w przypadku modelowania różnych kształtów złącza powstałego poprzez platerowanie metodą wybuchową. Na podstawie doświadczeń ustalono, iż czterostopniowy proces adaptowania gęstości siatki daje zadawalające wyniki, a kolejne kroki powodują znaczące wydłużenie procesu obliczeniowego bez uzasadniających tego różnic w wartościach otrzymywanych naprężeń.

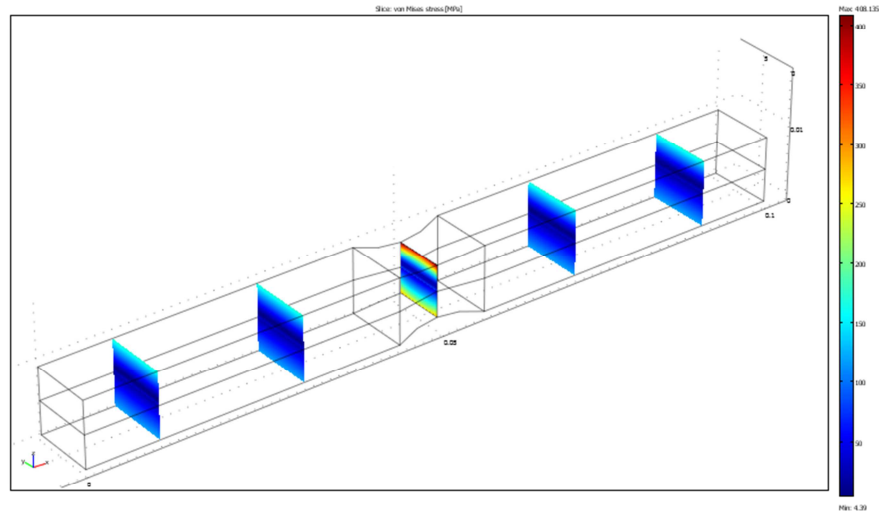
6.2.4 Przeprowadzenie obliczeń w zakresie liniowo-sprężystym materiału.

Elementy o geometrii przedstawionej na rys. 6.1 wykorzystano do symulacji obciążenia występującego podczas prowadzonych wcześniej badań zmęczeniowych. Na podstawie wcześniejszych symulacji, dla przypadku zginania wahadłowego oraz trójpunktowego zginania, pominięto kształt złącza. Schemat działania obciążenia przedstawiono w poprzednim rozdziale na rysunkach 5.3 i 5.4. Na rys. 6.16 przedstawiono zagęszczenie siatki elementów skończonych na modelu.



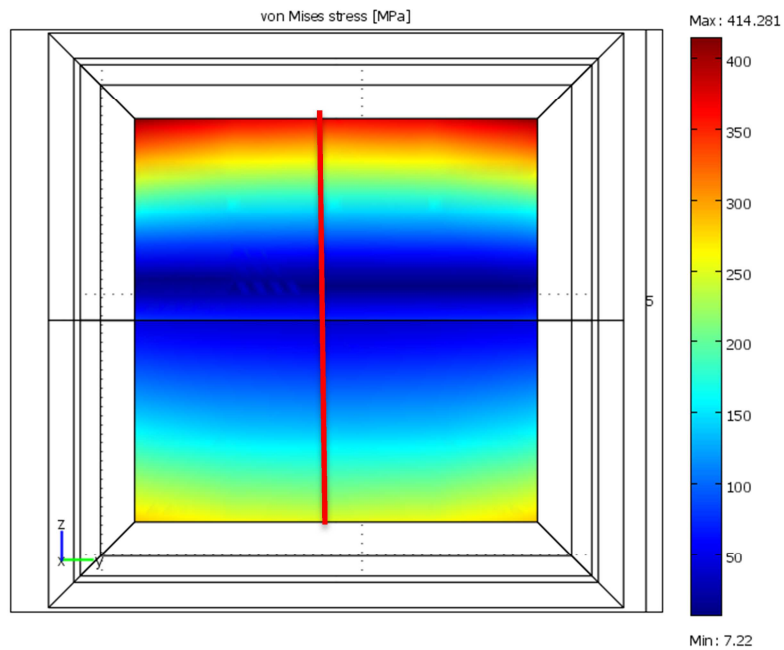
Rys. 6.16. Zagęszczenie siatki elementów skończonych na modelu

Dla przypadku przedstawionego na rys. 5.4a, moment zginający przyłożono w taki sposób, aby zginanie realizowane było w płaszczyźnie prostopadłej do płaszczyzny złącza. Rozkład naprężeń w tym elemencie przedstawiono na rysunku poniżej (rys. 6.17), można bez trudu zauważyć, że maksymalne naprężenia występują w dnie przewężenia próbki (7mm grubości), ten obszar zamodelowanego elementu poddano dalszej analizie.



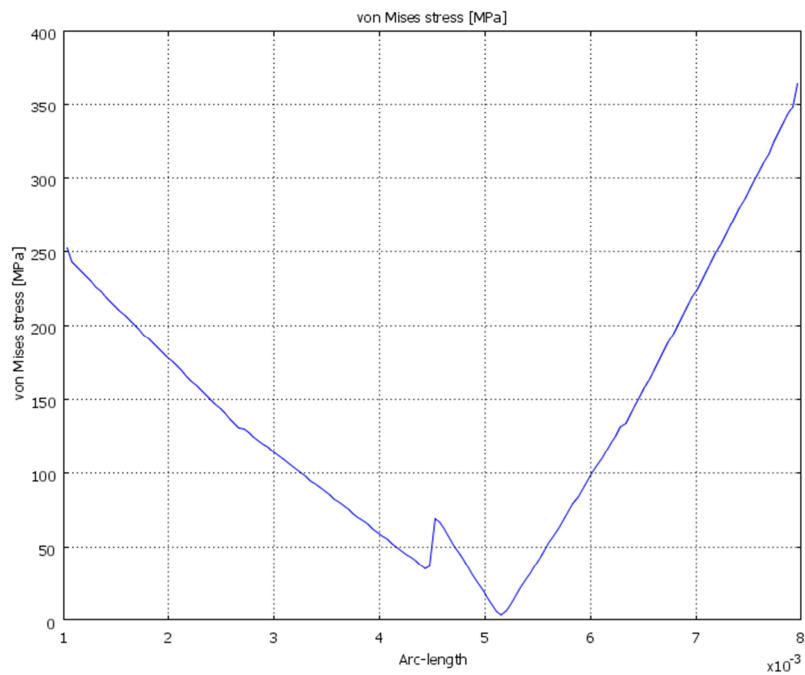
Rys. 6.17. Rozkład naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa

Na rys. 6.18 zaprezentowano rozkład naprężeń we wspomnianym wcześniej dnie przewężenia analizowanego elementu. Wyraźnie widać, iż naprężenia zredukowane Hubera-Misesa występujące w części stalowej próbki (na wykresie część górna) są wyższe od tych występujących części tytanowej.



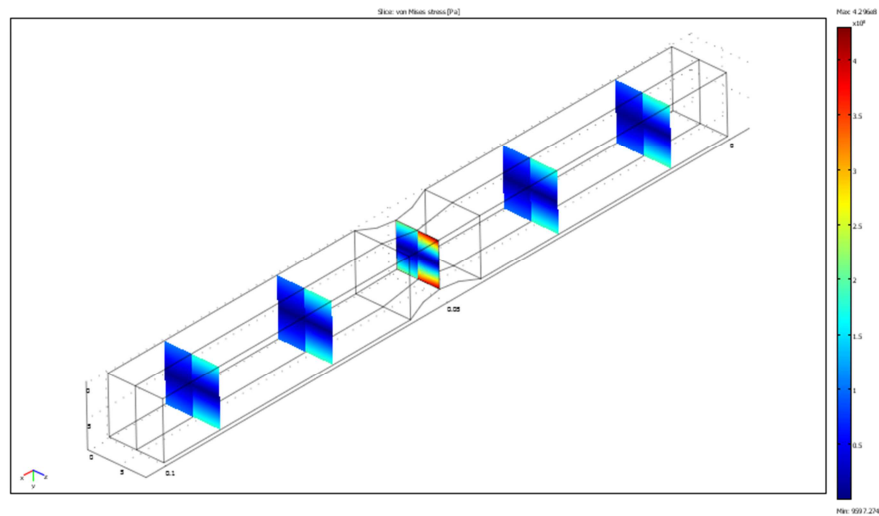
Rys. 6.18. Rozkład naprężeń Hubera-Misesa w dnie przewężenia analizowanego elementu

Aby dokładnie wyznaczyć zmianę naprężeń w głąb elementu wykonano poniższy rysunek, linia przebiegu zmiany naprężeń odpowiada czerwonej linii na rys. 6.18.

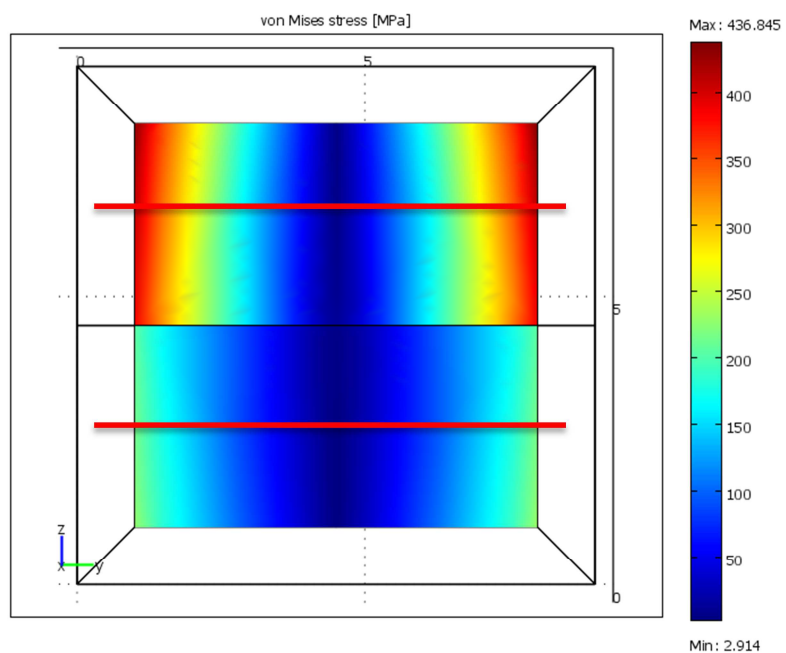


Rys. 6.19. Przebieg zmiany naprężeń Hubera-Misesa w przekroju przewężenia analizowanego elementu

Podobną analizę przeprowadzono dla elementu poddanego zginaniu w płaszczyźnie równoległej do płaszczyzny złącza (rys. 5.4b). Na rys. 6.20 i 6.21 zaprezentowano rozkład naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa.

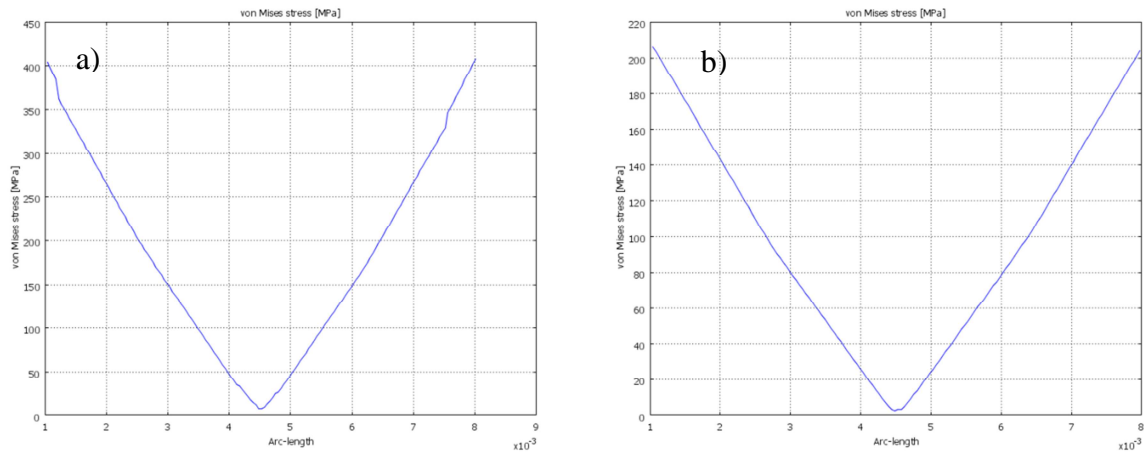


Rys. 6.20. **Rozkład naprężeń zredukowanych Hubera-Misesa**



Rys. 6.21. **Rozkład naprężeń Hubera-Misesa w dnie przewężenia analizowanego elementu (zginanie realizowane w osi y)**

Ze względu na różne rozkłady naprężeń w obu materiałach na rysunku poniżej przedstawiono przebiegi ich zmiany w obu materiałach zgodnie z czerwonymi liniami na rys. 6.21.



Rys. 6.22. Przebieg zmiany naprężenia Hubera-Misesa w a) stali, b) tytanie

Symulacja potwierdziła, że sposób obciążenia elementu bimetalicznego wpływa na rozkład naprężeń w materiałach. Zauważono, że dla tej samej wartości przyłożonego obciążenia oraz geometrii elementu, zginanie w płaszczyźnie równoległej do płaszczyzny złącza (rys. 5.4b) powoduje wyższe wartości naprężeń w stali. Ponadto, stosunek naprężeń maksymalnych w stali do tych występujących w tytanie jest różny dla tych typów obciążenia i wynosi około 0,75 dla zginania prostopadłego i 0,5 dla zginania równoległego.

6.3 Postprocessing wyników analizy MES – wyznaczenie trwałości eksploatacyjnej

W niniejszym rozdziale przedstawiono dobór kryteriów wieloosiowego zmęczenia. Wyodrębniono m.in. hipotezę Dan Vana, hipotezę efektywnego naprężenia stycznego czy hipotezę Liu i Zennera. Dokonano przeglądu hipotez sumowania uszkodzeń zmęczeniowych oraz opracowano procedury wskazywania potencjalnych miejsc inicjacji pęknięć zmęczeniowych.

6.3.1 Dobór kryteriów wieloosiowego zmęczenia materiału

Podczas wyznaczania trwałości zmęczeniowej materiałów konstrukcyjnych poddanych obciążeniom o charakterze wieloosiowym wykorzystuje się kryteria wieloosiowego

zmęczenia, które pozwalają na sprowadzenie złożonego stanu naprężenia do ekwiwalentnego jednoosiowego. Istnieje wiele propozycji realizujących taką redukcję, jednak trudno wskazać jednoznacznie najbardziej uniwersalne rozwiązanie, które w porównaniu z innymi oznaczałoby się niezawodnością w oszacowaniu trwałości zmęczeniowej. Dlatego też bardzo ważną sprawą jest ciągła weryfikacja proponowanych rozwiązań przy wykorzystaniu danych eksperymentalnych i dobór odpowiedniego kryterium. Poniżej przedstawiono kilka wybranych kryteriów często wykorzystywanych w obliczeniach zmęczeniowych.

6.3.2 Hipoteza Dang Vana

Kryterium zaproponowane przez Dang Vana i innych [12] zakłada, że inicjacja pęknięcia zmęczeniowego może zajść wtedy, gdy przynajmniej jeden cykl obciążenia spełni następującą nierówność

$$f_{DV}(\sigma_{ij}(t)) \geq 0, \quad (6.16)$$

gdzie funkcja f_{DV} jest pewną funkcją stanu naprężenia. Jej najprostszą formą, zaproponowaną w [12], jest funkcja liniowa postaci

$$f_{DV}(\sigma_{ij}(t)) = \tau(t) \pm a_{DV} p_h(t) \mp b_{DV}, \quad (6.17)$$

w skład której wchodzi dwa parametry materiałowe a_{DV} i b_{DV} , naprężenie zredukowane wyznaczone według hipotezy Treski

$$\tau(t) = \tau_T(t) = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3), \quad (6.18)$$

oraz naprężenie hydrostatyczne

$$p_h = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3). \quad (6.19)$$

Parametry materiałowe a_{DV} i b_{DV} wyznacza się na podstawie wyników badań zmęczeniowych w prostych stanach obciążenia. Zakładając, że funkcja wyężenia zmęczeniowego (6.17) osiąga wartość krytyczną równą 0, dla danej liczby cykli $N_f = N$ uzyskuje się

$$b_{DV} = \tau - a_{DV} p_h. \quad (6.20)$$

Otrzymuje się linową zależność nazywaną często linią Dang Vana. Znajac wartość amplitudy naprężenia τ_{aN} dla której, dla danej liczby cykli przy skręcaniu wahadłowym, oczekuje się inicjacji pęknięcia zmęczeniowego można wyznaczyć stałą b_{DV}

$$b_{DV} = \tau_{aN}. \quad (6.21)$$

Odczytując z wykresu Wöhlera amplitudę naprężenia dla danej liczby cykli przy rozciąganiu-ściskaniu wyznaczamy drugą brakującą stałą ustalającą linię Dang Vana

$$a_{DV} = \frac{3(\sigma_{aN} - 2\tau_{aN})}{2\sigma_{aN}}. \quad (6.22)$$

6.3.3 Hipoteza efektywnego naprężenia stycznego

Hipoteza efektywnego naprężenia stycznego została zaproponowana przez Sonsino [72]. Zakłada ona, iż inicjacja pęknięcia zmęczeniowego zależy bezpośrednio od naprężenia zredukowanego według zmodyfikowanej hipotezy Hubera-Misesa-Hencky'ego

$$\sigma_{eqa}(\varphi = 0^\circ) = \sqrt{\sigma_{xa}^2 + \sigma_{ya}^2 - \sigma_{xa}\sigma_{ya} + f_G 3\tau_{xya}^2}, \quad (6.23)$$

gdzie

$$f_G = \frac{\sigma_{eq} \text{ (pure axial or bending load)}}{\sigma_{eq} \text{ (pure torsion)}} = \frac{\sqrt{\sigma_{xa}^2 + \sigma_{ya}^2 - \sigma_{xa}\sigma_{ya}}}{\sqrt{3}\tau_{xya}}, \quad (6.24)$$

Parametr f_G modyfikujący naprężenie styczne występujące w wzorze (6.23) uwzględnia efekt skali spowodowany gradientami naprężenia przy zginaniu i skręcaniu. W przypadku, gdy krzywe Woehlera dla zginania i skręcania mają różny wykładnik parametr f_G zależy od liczby cykli N_f . Wtedy współczynnik f_G powinien być wyznaczony jako funkcja liczby cykli $f_G(N_f)$ lub wyznacza się go dla ustalonej liczby cykli $N_f = N_k$. Zmianę kierunków naprężeń głównych podczas obciążenia nieproporcjonalnego uwzględniono poprzez efektywne naprężenie tnące

$$\tau_{arith} = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi \max_t |\tau_n(t, \varphi)| d\varphi, \quad (6.25)$$

które wykorzystano do modyfikacji wzoru (6.23) otrzymując końcową formę hipotezy efektywnego naprężenia stycznego postaci

$$\sigma_{eqa} = \sigma_{eqa}(\varphi = 0^\circ) \frac{\tau_{arith}}{\tau_{arith}(\delta = 0^\circ)} \sqrt{G^Z}, \quad (6.26)$$

gdzie:

$$G = \frac{1 + K_{ta}}{1 + K_{tt}} \quad \text{lub} \quad G = \frac{1 + K_{tb}}{1 + K_{tt}}, \quad Z = 1 - \left(\frac{\varphi - 90^\circ}{90^\circ} \right)^2. \quad (6.27)$$

Pierwiastek w wzorze (6.26) uwzględnia wpływ przesunięcia fazy obciążenia składowego na trwałość materiału w pobliżu koncentratorów naprężeń (karbów) i zależy bezpośrednio od współczynników koncentracji naprężeń dla obciążenia poosiowego K_{ta} lub zginania K_{tb} i skręcania K_{tt} . Wykładnik Z wyznacza się na podstawie kąta przesunięcia fazy φ .

6.3.4 Hipoteza Liu i Zennera

Innym ciekawym kryterium jest propozycja Liu i Zennera [37], [80]. Wykorzystując opracowaną przez Novosilova [57] całkową postać kryterium Hubera-Misesa-Hencky'ego

$$\left(\frac{1}{4\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\varphi}^2 \sin(\gamma) d\gamma d\varphi \right)^{\frac{1}{2}} \equiv \sigma_{Mises}. \quad (6.28)$$

Liu i Zenner zaproponowali uogólnienie tego kryterium opracowując odpowiednie współczynniki uwzględniające własności zmęczeniowe materiału

$$\sigma_{aeq} = \left\{ \frac{15}{8\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\varphi=0}^{2\pi} [a_{LZ} \tau_{\gamma\varphi}^2 (1 + m_{LZ} \tau_{\gamma\varphi m}^2) + b_{LZ} \sigma_{\gamma\varphi}^2 (1 + n_{LZ} \sigma_{\gamma\varphi m}^2)] \sin(\gamma) d\gamma d\varphi \right\} \quad (6.29)$$

Podobnie jak dla hipotezy Dang Vana współczynniki a_{LZ} , b_{LZ} , m_{LZ} i n_{LZ} są funkcjami amplitud naprężeń odczytanych z wykresów Woehlera dla prostych stanów obciążenia

$$a_{LZ} = \frac{1}{5} \left[3 \left(\frac{\sigma_{aN,R=-1}}{\tau_{aN,R=-1}} \right)^2 - 4 \right], \quad (6.30)$$

$$b_{LZ} = \frac{1}{5} \left[6 - 3 \left(\frac{\sigma_{aN,R=-1}}{\tau_{aN,R=-1}} \right)^2 \right], \quad (6.31)$$

$$a_{LZ} \cdot m_{LZ} = \frac{\sigma_{aN,R=-1}^2 - \left(\frac{\sigma_{aN,R=-1}}{\tau_{aN,R=-1}} \right)^2 \left(\frac{\tau_{aN,R=0}}{2} \right)^2}{\frac{12}{7} \left(\frac{\tau_{aN,R=0}}{2} \right)^4}, \quad (6.32)$$

$$b_{LZ} \cdot n_{LZ} = \frac{\sigma_{aN,R=-1}^2 - \left(\frac{\tau_{aN,R=0}}{2} \right)^2 - \frac{4}{21} a_{LZ} \cdot m_{LZ} \left(\frac{\sigma_{aN,R=0}}{2} \right)^4}{\frac{15}{14} \left(\frac{\sigma_{aN,R=0}}{2} \right)^3}. \quad (6.33)$$

Wykorzystanie granicy zmęczenia dla odzerowo tętniącego skręcania $\tau_{aN,R=0}$ jest kłopotliwe, dlatego też autorzy hipotezy oferują wzór aproksymujący tą wielkość [57]

$$\tau_{aN,R=0} = \frac{4\tau_{aN,R=-1}}{\frac{2\sigma_{aN,R=-1}}{\sigma_{aN,R=0}} + 1}. \quad (6.34)$$

6.3.5 Kryterium zaproponowane przez Socie

Socie [71] zaproponował wykorzystanie jednoosiowego parametru Smitha-Watsona-Toppera [70] w płaszczyźnie krytycznej wyznaczonej poprzez maksymalną wartość amplitudy odkształcenia normalnego. Zazwyczaj, podczas wyznaczania liczby cykli do zniszczenia używana jest energetyczna charakterystyka zmęczeniowa

$$\sigma_{n,\max} \varepsilon_{an} = \sigma_a(N_f) \varepsilon_a(N_f) = \sigma'_f (2N_f)^b \left[\frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \right] \quad (6.35)$$

otrzymywana poprzez modyfikację wykresu Masona-Coffina-Basquina. W pracy w celu wyznaczenia obliczeniowych krzywych Wöhlera można skorzystać z uproszczonego wzoru, który pozwolił na bezpośrednie wyznaczenie amplitudy naprężenia zredukowanego dla danej liczby cykli zredukowanej

$$\sigma_{aeq} = \sqrt{E\sigma_{n,\max}\varepsilon_{an}} \quad (6.36)$$

6.4 Dobór hipotezy sumowania uszkodzeń zmęczeniowych

Obliczenia dla obciążeń wykazujących zmienną amplitudę przeprowadza się używając hipotezy kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych. Poniżej przedstawiono trzy takie hipotezy:

- **liniową hipotezę Palmgrena – Minera** [58], [45]:

$$S(T_0) = \begin{cases} \sum_{i=1}^k \frac{n_i}{N_0 \left(\frac{\sigma_{af}}{\sigma_{ai}} \right)^m} & \text{dla } \sigma_{ai} \geq a\sigma_{af} \\ 0 & \text{dla } \sigma_{ai} < a\sigma_{af} \end{cases} \quad (6.37)$$

gdzie:

$S(T_0)$ – stopień uszkodzenia materiału w czasie T_0 według hipotezy Palmgrena–Minera,

T_0 – czas obserwacji,

k – liczba przedziałów klasowych histogramu amplitud ($i < k$),

a – współczynnik pozwalający na uwzględnienie amplitud poniżej σ_{af} ,

m – wykładnik potęgowy wykresu S–N,

N_0 – liczba cykli odpowiadająca granicy zmęczenia σ_{af} ,

n_i – liczba cykli o amplitudzie σ_{ai} (dwa identyczne półcykle tworzą jeden cykl, a jeden półcykl daje pół uszkodzenia odpowiadającego całemu cyklowi).

$$S_{CD}(T_0) = \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{N_1} \left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{a1}} \right)^{q_{CD}} \quad \text{dla } \sigma_{ai} \leq \sigma_{a1}, \quad (6.38)$$

gdzie: σ_{a1} , N_1 – maksymalna amplituda cyklu w realizacji T_0 i odpowiadająca jej liczba cykli do złomu (z wykresu Wöhlera),

$q_{CD} = k \cdot m$ - wykładnik potęgowy wtórnej obliczeniowej krzywej Wöhlera (krzywa Cortena – Dolana),

$k = 0,7 \div 1,0$ i zależy od stosunku σ_{az}/Z_{rc}

- nieliniową hipotezę Serensena – Kogajewa [73]:

$$S_{SK}(T_0) = \begin{cases} \sum_{i=1}^j \frac{n_i}{b N_0 \left(\frac{Z_{rc}}{\sigma_{ai}} \right)^m} & \text{dla } \sigma_{ai} \geq a \cdot Z_{rc} \\ 0 & \text{dla } \sigma_{ai} < a \cdot Z_{rc} \end{cases}, \quad (6.39)$$

gdzie:

$$b = \frac{\sum_{i=1}^k \sigma_{ai} t_i - a \cdot Z_{rc}}{\sigma_{a1} - a \cdot Z_{rc}} \quad \text{dla } (b > 0,1) - \text{współczynnik Serensena – Kogajewa,}$$

$$t_i = \frac{n_i}{\sum_{i=1}^k n_i} - \text{częstość występowania poszczególnych poziomów } \sigma_{a1} \text{ w realizacji } T_0.$$

Po wyznaczeniu stopnia uszkodzenia $S(T_0)$ w czasie obserwacji T_0 według (6.37, 6.38 lub 6.39) obliczamy trwałość zmęczeniową

$$T_{cal} = \frac{T_0}{S(T_0)}. \quad (6.40)$$

6.5 Obliczenia zmęczeniowe przy obciążeniu eksploatacyjnym

Podczas badań zmęczeniowych materiałów konstrukcyjnych lub elementów maszyn istnieje problem odpowiedniego doboru poziomu i charakteru obciążenia. Ze względu na rodzaj elementu badanego, jego geometrię i środowisko, w którym badany element konstrukcyjny będzie pracować, należy stworzyć podczas przeprowadzania badań eksperymentalnych właściwe warunki obciążenia. Jednym ze sposobów jest odwzorowanie podczas testów na stanowisku badawczym zarejestrowanych przebiegów eksploatacyjnych. Prowadzi to jednak do długotrwałych badań zmęczeniowych, odpowiadających często całkowitemu rzeczywistemu życiu obiektu badanego. Z ekonomicznego i praktycznego punktu widzenia takie rozwiązanie jest nie do przyjęcia. Aby rozwiązać ten problem proponuje się wiele standaryzowanych przebiegów obciążeń, które są wykorzystywane podczas badań eksperymentalnych na stanowiskach badawczych [12], [28]. Otrzymuje się je najczęściej przez obróbkę numeryczną zarejestrowanych przebiegów eksploatacyjnych, zmieniając widmo amplitud obciążenia tak, aby przebieg wynikowy wywoływał w materiale znacznie większe uszkodzenia w tym samym czasie przy zachowaniu jego ogólnej charakterystyki. Niestety, metody te nie zachowują korelacji pomiędzy poszczególnymi składowymi wielokanałowego obciążenia i stosowanie ich podczas testów może prowadzić do tego, że nie zostaną prawidłowo odwzorowane warunki obciążenia. Często pojawia się potrzeba zastosowania podczas badań eksperymentalnych obciążeń innych niż standardowe lub wykonania badań przy niezmiennym obciążeniu eksploatacyjnym zachowując korelację składowych obciążenia. W takim przypadku skrócenie czasu badań jest możliwe przez opuszczenie z zarejestrowanego przebiegu odcinków, które nie wywołują znaczącego uszkodzenia w materiale.

6.6 Opracowanie procedury wskazywania potencjalnych miejsc inicjacji pęknięć zmęczeniowych

Algorytm wskazujący miejsca inicjacji pęknięć zmęczeniowych przedstawiono na rysunku 6.23. Wyodrębniono trzy główne części algorytmu, z których pierwsza odpowiedzialna jest za przygotowanie do obliczeń, druga za obliczenia zmęczeniowe a trzecia za interpretację obliczeń. Cechą charakterystyczną algorytmu jest wykorzystanie metody spektralnej wyznaczania trwałości zmęczeniowej. Wybrano tą metodę ze względu na jej dużą efektywność i zastosowany rodzaj obciążenia [27], [12], [72], [71].



Rys. 6.23. Algorytm wskazujący miejsca inicjacji pęknięć zmęczeniowych

7. Opracowanie algorytmu obliczeniowego wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z bimetalu stal-tytan na podstawie badań materiału rodzimego

Na podstawie opisanych w pracy badań opracowałem algorytm oceny trwałości eksploatacyjnej dla warstwowych materiałów metalicznych. Tok postępowania podczas wyznaczania trwałości powinien zawierać następujące elementy:

7.1 Ustalenie podstawowych własności mechanicznych metalicznego materiału warstwowego w stanie dostawy

W celu poprawnego wyznaczenia obliczeniowej trwałości zmęczeniowej elementu wykonanego z materiału platerowanego metodą wybuchową należy dysponować wiedzą na temat podstawowych własności mechanicznych materiałów wchodzących w jego skład oraz samego plateru. Zazwyczaj tego typu informacji dostarcza producent wraz z odpowiednimi certyfikatami. Własności, które w największym stopniu powinny interesować projektanta to: moduł Younga E , współczynnik Poissona ν , oraz wartości granicy plastyczności R_{02} i wytrzymałości na zrywanie R_m .

7.2 Ustalenie charakteru obciążenia

Przed przystąpieniem do obliczeń należy zdefiniować warunki w jakich pracował będzie element, którego trwałość chcemy przewidzieć. W algorytmie rozpatrujemy obciążenia jednoosiowe cykliczne bądź losowe (eksploatacyjne)

7.2.1. Obciążenie eksploatacyjne

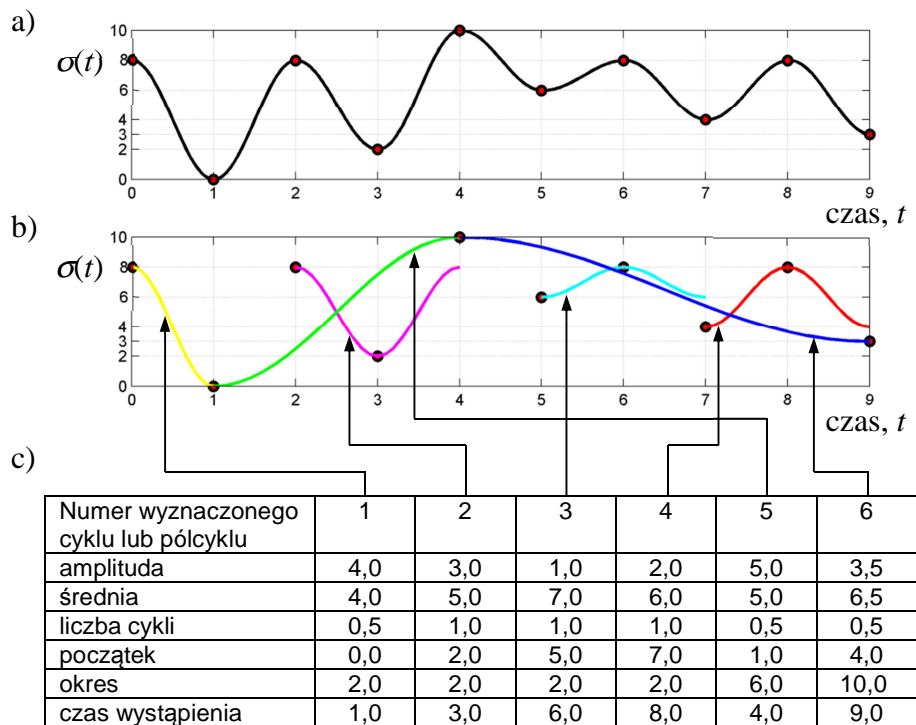
W przypadku, gdy element pracował będzie w środowisku obciążeń losowych należy zaprojektować losowy przebieg obciążenia, który w najlepszym stopniu oddawał będzie charakter rzeczywistego obciążenia bądź zastosować jego rzeczywisty przebieg otrzymany z elementu pracującego w identycznych warunkach. Następnie zastosować algorytm zliczania cykli opisany w punkcie 3.

7.2.2. Obciążenie cykliczne

Dla obciążeń cyklicznych wystarczy zastosować podstawowe charakterystyki zmęczeniowe i pominąć punkt 7.3.

7.3 Algorytm zliczania cykli

W celu prawidłowego zliczania cykli i półcykli można zastosować jedną z trzech metod: par zakresów, pętli histerezy oraz płynącego deszczu. Każda z nich daje zbliżone wyniki. W pracy zastosowano metodę płynącego deszczu opracowaną przez Downinga [13]. Metoda ta wyróżnia amplitudy jak i wartości średnie cykli i półcykli. W aplikacji komputerowej zastosowano procedurę „Rainflow Counting Algorithm” autorstwa Niesłonego [56], przygotowaną zgodnie z zaleceniami normy [N3]. Na rys. 7.1. przedstawiono schematycznie zasadę działania algorytmu zliczania cykli.



Rys. 7.1. Wyznaczanie cykli i półcykli metodą płynącego deszczu z rejestracją czasu ich wystąpienia; (a) przykładowy przebieg naprężenia; (b) wyznaczone cykle i półcykle metodą płynącego deszczu; (c) tabela z wartościami liczbowymi

7.4 Wyznaczenie amplitudy naprężenia σ_a

W przypadku obciążeń cyklicznych wartość amplitudy naprężenia otrzymujemy ze wzoru:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}. \quad (7.1)$$

Dla obciążeń proporcjonalnych stałoamplitudowych (cyklicznych) amplitudy i wartości średnie naprężeń mają stałe wartości przez cały okres życia próbki.

Przy obciążeniach eksploatacyjnych korzystamy z wyników obliczeń opisanych w kroku 4.

7.5 Dobór charakterystyki zmęczeniowej:

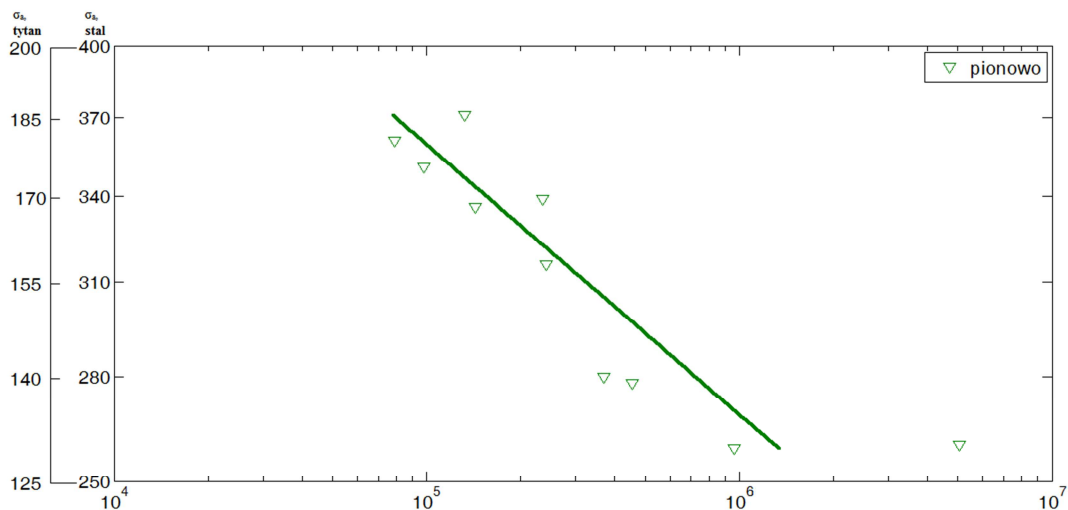
Podczas obliczeń zmęczeniowych dotyczących materiałów wielowarstwowych zgrzewanych wybuchowo możemy dysponować różnymi charakterystykami zmęczeniowymi.

➤ Charakterystyka materiałów podstawowych

Pierwszym, bardziej dostępnym, są charakterystyki materiałów podstawowych, użytych to wytworzenia elementu, w stanie przed aktem łączenia. Takie charakterystyki mogą nie w pełni oddawać własności poszczególnych warstw już połączonych w wielowarstwowy plater. W poprzednich badaniach eksperymentalnych wykazano, że trwałość plateru może przewyższać wytrzymałość zmęczeniową materiału podstawowego. Dlatego korzystanie z takich charakterystyk może spowodować zaniżenie rzeczywistej trwałości elementu ale pozwala na wyznaczenie jej z pewnym współczynnikiem bezpieczeństwa, który dla plateru stal tytan (S355j2N+SB265-G1) wynosi 1,2.

➤ Charakterystyka bimetalu zgrzewanego wybuchowo

Jeśli projektant dysponuje charakterystykami zmęczeniowymi plateru należy zwrócić szczególną uwagę na trwałości poszczególnych jego składników. Zaleca się sporządzenie charakterystyk Wöhlera z wielokrotną osią rzędnych (σ_a), osobną odpowiadającą poszczególnym wartością amplitudy naprężenia występującej w każdym materiale wchodzącym w skład plateru. Przykładową charakterystykę tego typu zaprezentowano poniżej:



Rys. 7.2. Wykres zależności amplitudy naprężenia σ_a od liczby cykli N_f

7.6 Sumowanie uszkodzeń zmęczeniowych - Hipoteza Palmgrena-Minera

W celu prawidłowego oszacowania trwałości zmęczeniowej należy przeprowadzić proces kumulacji uszkodzeń zmęczeniowych.

Pośród wielu metod kumulacji uszkodzeń, najczęściej wybiera się liniową hipotezę Palmgrena – Minera, według której stopień uszkodzenia $S_{PM}(T_0)$ w czasie obserwacji T_0 przebiegu naprężenia ekwiwalentnego oblicza się jak w rozdziale 6. (6.37).

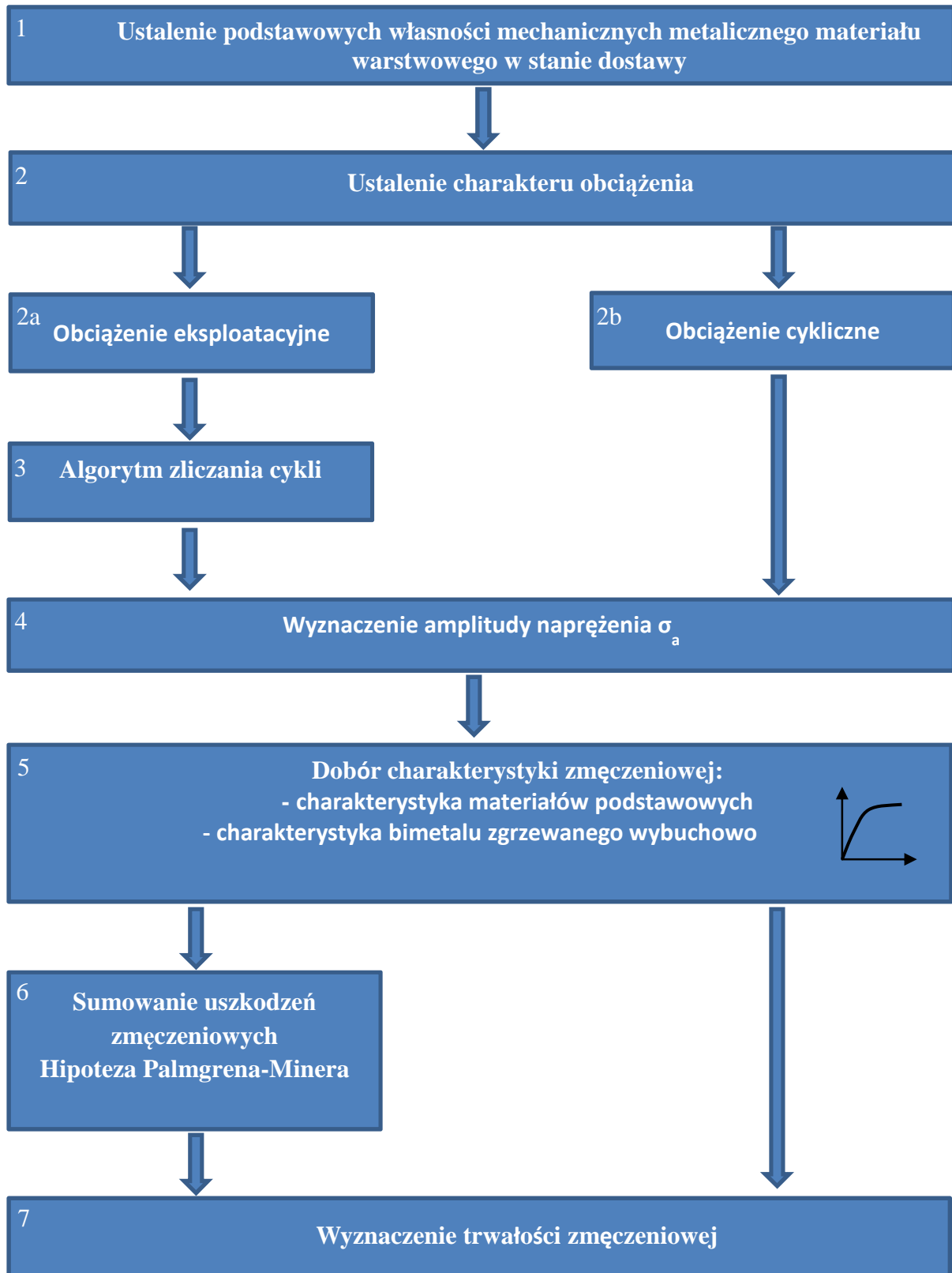
Podczas sumowania uszkodzenia materiału platerowanego zaleca się zastosowanie algorytmu niezależnie dla każdej z warstw plateru, a następnie za trwałość materiału przyjęcie najniższej z otrzymanych wartości ilorazu liczby cykli w czasie obserwacji T_0 przez wartości uszkodzenia S .

7.7 Wyznaczenie trwałości zmęczeniowej

Ostatnim krokiem algorytmu jest wyznaczenie trwałości zmęczeniowej. W zależności od typu obciążenia działającego na element oraz rodzaju zastosowanych charakterystyk zmęczeniowych trwałość wyznaczamy na różne sposoby:

- jako wartość odczytaną z wykresu lub obliczoną na podstawie wzoru na charakterystykę zmęczeniową Wöhlera: (3.1)– dla obciążeń cyklicznych,
- jako wynik zastosowania hipotezy Palmgrena–Minera w celu ustalenia stopnia uszkodzenia materiału, a następnie obliczenie ilorazu liczby cykli w czasie obserwacji T_0 przez wartości uszkodzenia.

Graficzną wersję algorytmu przedstawiono na rysunku 7.3.



Rys. 7.3. Algorytm wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów wykonanych z metalicznych materiałów warstwowych

8. Wnioski

Ocena trwałości zmęczeniowej elementów maszyn jest procesem bardzo złożonym i wymaga uwzględnienia wielu czynników, które w znaczący sposób wpływają na obliczeniową trwałość zmęczeniową. Przedstawiona w rozprawie analiza wyników badań eksperymentalnych, obliczenia numeryczne i rozważania teoretyczne pozwalają na zapisanie następujących spostrzeżeń wyciągnięte wniosków szczegółowych:

1. Zmęczeniowe stałe materiałowe wyznaczone trzema różnymi metodami na podstawie jednego zestawu wyników badań laboratoryjnych (rozdział 3) różnią się co do wartości. Zaobserwowano bardzo wyraźną tendencję do zaniżania stałych materiałowych n' i K' przez metody konwencjonalną i numeryczną dla stopów aluminium w porównaniu z metodą 3D. Zauważono również, iż tendencja ta jest większa dla wykładnika cyklicznego umocnienia n' . Podobne, choć mniej znaczące różnice dotyczące stałych zaobserwowano dla grupy stopów tytanu. W przypadku tej grupy również stała n' wydaje się być bardziej podatna na zastosowaną metodę wyznaczania stałych. Stałe K' i n' otrzymane metodą numeryczną są zaniżone proporcjonalnie. Metoda 3D [48] wyznacza współczynniki zgodnie z założeniami teoretycznymi modeli MCB i RO, dlatego tylko te materiały, które „zachowują się” zgodnie z tymi założeniami udało się opisać z wystarczającą dokładnością. Są to przede wszystkim stałe niestopowe i niektóre stałe nisko- i wysokostopowe, dla których modele te były w przeszłości tworzone. Materiały niestabilne cyklicznie, takie jak stopy aluminium i tytanu trudno poprawnie opisać analizowanymi modelami. Dlatego też należy zachować szczególną uwagę podczas opracowywania wyników badań cyklicznych dla tych grup materiałów.

2. W rozdziale trzecim przeprowadzono obliczenia trwałości zmęczeniowej dla wybranych materiałów przy obciążeniu o charakterze eksploatacyjnym, quasi losowym. Uzyskane trwałości przedstawiono z wykorzystaniem wykresów słupkowych na rysunku 3.5. Analizując uzyskane trwałości w odniesieniu do rozkładu amplitud łatwo zauważyć, że generacja według rozkładu jednostajnie malejącego powodowała znaczący wzrost trwałości. Było to spowodowane niewielką liczbą amplitud o wartościach bliskich maksymalnej w rozkładzie, które to wywołują największe uszkodzenie. Pozostałe trwałości różniły się w niewielkim stopniu w kolejności malejącej dla rozkładów: normalnego, jednostajnego i jednostajnie wznoszącego. Obliczenia według charakterystyki Mansona wykazują jej odmienną naturę

w stosunku do pozostałych charakterystyk. Można to tłumaczyć tym, że została ona skonstruowana na podstawie odmiennych założeń teoretycznych (brak podziału na części sprężyste i plastyczne amplitud odkształcenia) i posiada odkształceniową granicę zmęczenia ϵ_0 . Podobnie jak w przypadku obliczeń z rozdziału 3.4, dla stopu aluminium obliczenia wykazały dużą rozbieżność trwałości zmęczeniowej ze względu na zastosowaną charakterystykę materiału. Zakładając, że każdej parze amplitud odkształcenia i naprężenia odpowiada tylko jedna liczba cykli obliczone trwałości powinny być równe, lub przynajmniej podobne.

3. Badania zmęczeniowe przy zginaniu wahadłowym wykazały, że dla większości badanych próbek bimetalu obciążonych prostopadle do płaszczyzny złącza, materiałem, w którym następowała inicjacja pęknięcia był tytan SB265 G1. Wartości otrzymywanych w ten sposób trwałości zmęczeniowej plateru, uwzględniając amplitudy naprężenia w warstwie tytanowej, są porównywane trwałościami tytanu SB265G1 w stanie podstawowym, sprzed aktu platerowania wybuchowego. W przypadku próbek zginanych w płaszczyźnie równoległej do płaszczyzny złącza, do inicjacji pęknięcia dochodziło w warstwie stalowej bimetalu. Trwałość takiego bimetalu jest jednak wyraźnie wyższa od trwałości materiału rodzimego.

4. Próbkę poddane próbie trójpunktowego zginania, ze względu na sposób ich zamocowania – siła wymuszająca występowała od strony stalowej próbki, wykazywały tendencję do powstawania inicjacji pęknięcia w warstwie tytanowej bimetalu. W przypadku tego typu badań zmęczeniowych, jak wykazały badania fraktograficzne, do inicjacji pęknięcia dochodzi zawsze od jednego z naroży próbki, mimo ich wcześniejszego zaokrąglenia.

5. Z badań przy wahadłowym zginaniu materiału podstawowego i bimetalu wynika, że trwałość zmęczeniowa próbek wykonanych z materiału rodzimego, pozyskanego z plateru, jest mniejsza od trwałości próbek tytan-stal.

6. Badania mikrotwardości wykazują jej znaczącą redukcję w okolicach złącza, szczególnie od strony stali. Spadek ten można tłumaczyć obecnością obszaru odwęglenia stali o szerokości ok 150 μm , który jest wynikiem przeprowadzonej obróbki cieplnej. Obróbka cieplna poza obniżeniem mikrotwardości, przyczynia się do zniwelowania deformacji mikrostruktur wywołanych zgmiotem oraz powoduje zmniejszenie naprężeń w obrębie złącza.

7. Po przeprowadzeniu obliczeń symulacyjnych zaprezentowanych w rozdziale 6. zauważono, iż zastąpienie rzeczywistego kształtu fali połączenia materiału platerowanego funkcją sinus o odpowiadającej wysokości i długości fali skutkuje otrzymaniem zbliżonych wartości naprężenia zredukowanego Hubera-Misesa w dnie fali. Dla analizowanego przypadku naprężenia w podobnych miejscach załamania fali połączenia w obu modelach są jednak bardzo zbliżone i wynoszą maksymalnie około 250 MPa dla badanego przypadku.

8. W rozdziale 7 zaprezentowałem ogólny algorytm obliczeniowy wyznaczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z bimetalu stal-tytan na podstawie badań materiału rodzimego. Zastosowanie się do zawartych w nim kroków pozwoli na wyznaczenie trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z materiałów platerowanych w oparciu o charakterystyki zmęczeniowe materiałów rodzimych lub bimetalu.

Literatura

- [1] **Akbari Mousavi S.A.A., Barrett L.M., Al-Hassani S.T.S.:** Explosive welding of metal plates, *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 202, Issues 1–3, 20 June 2008, pp. 224-239
- [2] **Akbari Mousavi S.A.A., Al-Hassani S.T.S.:** Finite element simulation of explosively-driven plate impact with application to explosive welding. *Materials & Design*, Volume 29, Issue 1, 2008, pp. 1-19
- [3] **Akbari Mousavi S.A.A., Al-Hassani S.T.S.:** Numerical and experimental studies of the mechanism of the wavy interface formations in explosive/impact welding, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Volume 53, Issue 11, November 2005, pp. 2501-2528
- [4] **Babul W.:** *Odkształcanie metali wybuchem*, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1980. ss. 377
- [5] **Basquin O.H.:** The exponential law of endurance tests, *Am. Soc. Test. Mater. Proc.*, Vol. 10, 1910, pp. 625-630
- [6] **Bäumel A., Seeger T.:** *Material Data for Cyclic Loading*, Supplement 1, Materials Science Monographs, 61, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1990
- [7] **Blazynski T. Z.:** *Explosive welding, forming, and compaction*, Applied Science, 1983, 402 ps.
- [8] **Bronstein I. N., Semendjajew K. A.:** *Handbook of Mathematics*, Springer, Berlin, 2004, 1157 ps.
- [9] **Coffin L. F.:** A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal, *Trans ASME*, Vol. 76, 1954, pp. 931-950
- [10] **Colombi P., Dolinski K.:** “Fatigue lifetime of welded joints under random loading: rainflow cycle vs. cycle sequence method,” *Probabilistic Engineering Mechanics*, vol. 16, no. 1, 2001.
- [11] **Czmochowski J., Kowalczyk M., Rusiński E.:** Identification of extreme loadings of mining mechanism of multibucket wheel excavator, *25th Danubia-Adria Symposium on Advances in Experimental Mechanics*, 2008, p. 51-52
- [12] **Dang Van K., Griveau B., Message O.:** On a New Multiaxial Fatigue Limit Criterion: Theory and Application, *Biaxial and Multiaxial Fatigue*, EGF 3 (Edited by

- M.W. Braun and K.J. Miller), Mechanical Engineering Publications, London (1989), pp. 479 – 496
- [13] **Downing S. D., Socie D. F.:** Simple rainflow counting algorithms. International Journal of Fatigue, Volume 4, Issue 1, January, 1982, ss.31-40.
- [14] **Dyja H., Maranda A., Trębiński R.:** Zastosowania technologii wybuchowych w inżynierii materiałowej, Wydawnictwo Wydziału Metalurgii Inżynierii Materiałowej Politechniki Częstochowskiej, 2001, 469 s.
- [15] <http://www.lv-soft.com/>
- [16] **Jankowski T., Walczak W.:** Wstępne badania nad wpływem podłoża na budowę i własności zgrzein wybuchowych, Przegląd Spawalnictwa, 2002, s. 8-10
- [17] **Jones A., Hudd R. C.:** Cyclic stress-strain curves generated from random cyclic strain amplitude tests, International Journal of Fatigue, Vol. 21, 1999, pp. 521-530
- [18] **Karolczuk A., Kluger K., Kowalski M., Żok F., Robak G.:** Residual Stresses in Steel-Titanium Composite Manufactured by Explosive Welding, Materials Science Forum (Volume 726), August, 2012, pp. 125-132
- [19] **Karolczuk A., Kowalski M., Bański R., Żok F.:** Badania zmęczeniowe bimetali typu stal-tytan zgrzewanych metodą wybuchową w próbie cyklicznego rozciągania-ściskania, Inżynieria Materiałowa nr 3 (187), 2012, ss. 160-164
- [20] **Karolczuk A., Kowalski M., Robak G.:** Modelling of Titanium-Steel Bimetallic Composite Behaviour under Mechanical Cyclic Loading, 2013, Solid State Phenomena, 199, 460
- [21] **Klätschke H.:** “CARLOS-multi - a multiaxial fatigue loading standard for car wheel suspensions,” in Innovation and reliability in automotive design and testing. Proceedings of the 3rd International Conference. Vol.2, 1992, pp. 1231–1249 : Abb.,Tab.,Lit.
- [22] **Kocańda S.:** Zmęczeniowe pękanie metali, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa, 1985, 492 s.
- [23] **Król S., Bański R., Szulc Z., Gałka A.:** Practical aspects of structural tests of titanium-steel bonds made by explosive cladding and exposed to thermal process loads, 9th Scientific Conference Titanium And Its Alloys 24-26 September, Advances in Material Science, vol. 7, nr 4(14) p.50-56, Gdańsk-Sobieszewo.
- [24] **Król S., Bański R., Szulc Z., Gałka A.:** Wpływ obróbek cieplnych na parametry technologiczne bimetali stal-tytan, XXII Międzynarodowe Sympozjum “Metody

- oceny struktury oraz własności materiałów i wyrobów”, Svratka 2007, Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Mechanika z.89, nr 321/2007.
- [25] **Kurek A., Niesłony A.:** Badania zmęczeniowe tytanu SB-265 G1 stosowanego do produkcji platerów wykorzystanych w przemyśle energetycznym, Energetyka listopad 2012, ss. 715-718
- [26] **Kurek A., Niesłony A.:** Fatigue life of bimetallic materials clad by means of the explosive method, Młodzi naukowcy dla polskiej nauki, część IV, Tom 2, pod redakcją dr inż. Marcin Kuczera, Creative Science – Monografia 2012, ss. 31-38
- [27] **Kurek A., Niesłony A.:** Fatigue Life Tests of Explosively Cladded Steel-Titanium Bimetal, Materials Science Forum, t. 726, ss. 106–109, sie. 2012.
- [28] **Kurek A., Niesłony A.:** Influence of the selected fatigue characteristics of the material on the calculated fatigue life under random loading, Nowe trendy w naukach inżynierskich 2 Tom 1, pod redakcją dr inż. Marcin Kuczera, Creative Science – Monografia 2012, ss. 27-35
- [29] **Kurek A., Niesłony A.:** Obliczanie trwałości zmęczeniowej elementów maszyn wykonanych z materiałów bimetalicznych, XXV Konferencja Naukowa „Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych”, Zakopane, styczeń 2012, s. 37
- [30] **Kurek A., Niesłony A.:** Trwałość zmęczeniowa materiałów bimetalicznych platerowanych metodą wybuchową, Doktorant a innowacyjność podejmowanych tematów badań, pod redakcją dr inż. Marcin Kuczera, Creative Science – Monografia 2011, ss. 38-46
- [31] **Kurek A., Niesłony A.:** Trwałość zmęczeniowa wybranego materiału bimetalicznego stosowanego w przemyśle energetycznym, Energetyka listopad 2011, ss. 689-691
- [32] **Kurek A., Niesłony A.:** Wpływ rodzaju charakterystyki zmęczeniowej na trwałość obliczeniową przy obciążeniu losowym, Modelowanie inżynierskie nr 41, Gliwice czerwiec 2011, ss. 221-228
- [33] **Kurek A., Niesłony A., Szulc Z.:** Uwzględnienie grubości materiału nakładanego plateru w projektowaniu aparatury procesowej wykonanej z materiałów platerowanych metodą wybuchową, Przegląd Mechaniczny, 12/2013, ss. 22-27
- [34] **Kurek A., Wachowski M., Niesłony A., Płociński T., Kurzydłowski K. J.:** Bimetal stal-tytan – badania zmęczeniowe i metalograficzne, X Konferencja Nowe Kierunki Rozwoju Mechaniki, Zeszyty naukowe Politechniki Opolskiej, seria MECHANIKA z. 101 nr 348/2013, Jarnołtówek 2013, ss. 65-66

- [35] **Kurek A., Żok F., Niesłony A., Bański R.:** Badania wytrzymałościowe platerów typu stal-tytan zgrzewanymi metodą wybuchową, XXIV Konferencja Naukowa „Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych”, Zakopane, styczeń 2011, s. 47
- [36] **Landgraf R. W., Morrow J., Endo T.:** Determination of the cyclic stress-strain curve, *Journal of Materials, JMLSA*, Vol. 4, No. 1, 1969, pp.176-188
- [37] **Liu J., Zenner H.:** Berechnung der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung – Teil 1-3, *Mat.- wiss. u. Werkstofftech*
- [38] **Łagoda T.:** Energetyczne modele oceny trwałości zmęczeniowej materiałów konstrukcyjnych w warunkach jednoosiowych i wieloosiowych obciążeń losowych, *Studia i Monografie, Politechnika Opolska*, Z. 121, Opole 2001, s.139
- [39] **Łagoda T., Macha E.:** Generalization of energy multiaxial cyclic fatigue criteria to random loadings, *Multiaxial Fatigue and Deformation: Testing and Prediction*, ASTM STP 1387, American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2000, pp.173
- [40] **Łagoda T., Ogonowski P.:** Criteria of multiaxial random fatigue based on stress, strain and energy parameters of damage in the critical plane, *Mat.- wiss. u. Werkstofftech*, 2005, Vol.36, No 9, pp.429-437
- [41] **Macha E.:** Modele matematyczne trwałości zmęczeniowej materiałów w warunkach losowego złożonego stanu naprężenia, *Seria: Monografie*, Nr 13, Wrocław, 1979, 100 s.
- [42] **Macha E.:** Generalization of strain criteria of multiaxial cyclic fatigue to random loadings, *Fortschr. – Ber. VDI, Reiche* 18, Nr 52, VDI-Verlag, Dusseldorf 1988, p.102
- [43] **Manson S. S.:** Fatigue: a complex subject - some simple approximation. *Experimental Mechanics*, Vol. 5, 1965, pp. 193-226
- [44] **MATLAB USER GUIDE:** Release 14 with Service Pack 2 , Copyright 2005 by The MathWorks, Inc., Version V, 624 ps.
- [45] **Miner M.A.:** Cumulative damage in fatigue, *J. Applied Mechanics*, Vol. 12, 1945, pp.159-164
- [46] **Mitchell M. R.:** Fundamentals of Modern Fatigue Analysis for Design, in: *ASM Handbook*, Ed. Steven R. Lampman, ASM International, Materials Park, 1996, pp. 229-249

- [47] **Niesłony A., Böhm M.:** Determination of fatigue life on the basis of experimental fatigue diagrams under constant amplitude load with mean stress, *Materials Science forum* vol. 726 (2012), pp 33-38
- [48] **Niesłony A., El Dsoki Ch., Kaufmann H., Krug P.:** New method for evaluation of the Manson-Coffin-Basquin and Ramberg-Osgood equations with respect to compatibility, *International Journal of Fatigue*, Vol. 30, 2008, pp. 1967-1977
- [49] **Niesłony A., Kurek A., Bański R., Čížek L.:** Badania wytrzymałościowe statyczne i zmęczeniowe materiałów zgrzewanych wybuchowo typu stal-tytan, *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, seria Mechanika* z. 97, nr kol. 337/2010, Politechnika Opolska, Opole 2010, ss. 41-42
- [50] **Niesłony A., Kurek A., Bański R., Polak-Micewicz M.:** Spiętrzenie naprężeń wynikające z falistości złącza materiałów platerowanych metodą wybuchową, *Science*, 2012, Vol. 16, No. 2, pp.243-252
- [51] **Niesłony A., Kurek A., Bański R.:** Testy zmęczeniowe i badania metalograficzne platerów stal-tytan, *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, seria Mechanika* z. 97, nr kol. 337/2010, Politechnika Opolska, Opole 2010, ss. 43-44
- [52] **Niesłony A., Kurek A., El Dsoki Ch. and Kaufmann H.:** A Study of Compatibility Between two Classical Fatigue Curve Models based on Some Selected Structural Materials, *International Journal of Fatigue* vol. 39 (2012), pp 88-94
- [53] **Niesłony A., Kurek A.:** Badanie kompatybilności pomiędzy modelami Mansona-Coffina-Basquina i Ramberga-Osgooda na podstawie wybranych materiałów konstrukcyjnych, *Czasopismo Techniczne* nr 15, Kraków 5-M/2011, ss. 53-64
- [54] **Niesłony A., Kurek A.:** Influence of the Selected Fatigue Characteristics of the Material on Calculated Fatigue Life under Variable Amplitude Loading, *Applied Mechanics and Materials* Vol. 104 (2012) pp 197-205, Trans Tech Publications, Switzerland, doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.104.197
- [55] **Niesłony A.:** Wyznaczanie charakterystyk zmęczeniowych materiałów konstrukcyjnych z zachowaniem założeń teoretycznych, XII Krajowa Konferencja Naukowo – Szkoleniowa Mechaniki Pękania, Kraków, 6–9.IX.2009, s. 11
- [56] **Niesłony A.:** Determination of fragments of multiaxial service loading strongly influencing the fatigue of machine components, *Mechanical Systems and Signal Processing*, Vol. 23(8), 2009, pp. 2712-2721

- [57] **Novoshilov V. V.:** Theory of Elasticity, (J.J. Sherkon trans.) Jerusalem: Israel Program of Scientific Translation 1961
- [58] **Palmgren A.:** Die Lebensdauer Von Kugellagern, VDI-Z, Vol. 68, 1924, SS.339-341
- [59] **Plumtree A., Abdel-Raouf H. A.:** Cyclic stress-strain response and substructure, International Journal of Fatigue, Vol. 23, 2001, pp. 799-805
- [60] **Prażmowski M., Rozumek D.:** Badania zmęczeniowe próbek płaskich przy zginaniu bimetalu cyrkon-stal, Przegląd Mechaniczny, 11/2013, ss. 22-28
- [61] **Ramberg W., Osgood W. R.:** Description of stress-strain curves by three parameters, Technical Note No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington DC, 1943
- [62] **Rice R. C., Leis B. N., Berns H. D., Nelson D. V., Lingenfleser D., Mitchell M. R.:** Fatigue Design Handbook, SAE, Warrendale, 1988, 369 ps.
- [63] **Rusiński E., Czmochocki J., Iluk A., Kowalczyk M.:** An analysis of the causes of a BWE counterweight boom support fracture, Engineering Failure Analysis, Vol. 17, Issue: 1, pp. 177-191
- [64] **Rusiński E., Czmochocki J., Smolnicki T.:** Zaawansowana metoda elementów skończonych w konstrukcjach nośnych, Oficyna Wydawnicza Politechniki Wrocławskiej, Wrocław 2000
- [65] **Saravanan S., Raghukandan K.:** Weldability Windows for Explosive Cladding of Dissimilar Metals. Advanced Materials Research Vol. 445 (2012) pp.733
- [66] **Schijve J.:** Fatigue of Structures and Materials, Springer, 2009, s. 621
- [67] **Schütz W.:** A history of fatigue, Engineering Fracture Mechanics, vol. 54, no. 2, 1996, pp. 263-300
- [68] **Skibicki D., Sempruch J.:** Use of a load non-proportionality measure in fatigue under out-of-phase combined bending and torsion, Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct., 27, 5, 2004, pp. 369-377
- [69] **Skibicki D.:** Experimental verification of fatigue loading nonproportionality model, Journal of theoretical and applied mechanics, 2007, 45, 2, 337-348
- [70] **Smith K. N., Watson P., Topper T. H.:** A stress strain function for the fatigue of metals, J. Materials, Vol. 5, 1970, pp.767-776
- [71] **Socie D. F.:** Multiaxial Fatigue Damage Models, Journal of Engineering and Materials Technology 109 (1968), pp. 292-298

- [72] **Sonsino C. M.:** Influence of Load and Deformation-Controlled Multiaxial Tests on Fatigue Life to Crack initiation, *International Journal of Fatigue* 23 (2001), pp. 159 – 167
- [73] **Serensen S.V., Kogajev V.P., Snejderovic R.M.:** Nesuččaja sposobnost i rasčet detalej mašin na pročnost. Izd. 3-e, *Mašinostroenie* 1975, s.488
- [74] **Szulc Z.:** Historia rozwoju technologii wybuchowego platerowania – opolska aktywność cz. I i II, XXVII Konferencja Naukowa „Problemy Rozwoju Maszyn Roboczych”, Zakopane, styczeń 2014, *Zeszyty Naukowe Politechniki Opolskiej, Mechanika* z. 103, nr 351/2014. s. 175-178
- [75] **Szulc Z., Gałka A., Bański R., Pocica A.:** Platerowanie wybuchowe tytanem – rozwój technologii i obszary przemysłowych zastosowań. XII Naukowo-Techniczna Konferencja Spawalnicza „Postęp, innowacje i wymagania jakościowe procesów spajania”, Międzyzdroje 29 – 31.05.2007, ss. 13 – 14.
- [76] **Tamilchelvan P. et al.:** Effect on explosive cladding of titan 12/SS304L plates under multiple conditions (design matrix), *Materials Science Forum* Vols. 465-466 (2004) p.207
- [77] **Walczak W.:** Zgrzewanie wybuchowe metali i jego zastosowania, *Wydawnictwa Naukowo-Techniczne*, 1989, 243 s.
- [78] **Wöhler A.:** *Z. Bauwesen*, Vol. 8, 1858, ss. 642-652
- [79] **Zareie Rajani H.R., Akbari Mousavi S.A.A.:** The effect of explosive welding parameters on metallurgical and mechanical interfacial features of Inconel 625/plain carbon steel bimetal plate, *Materials Science and Engineering: A*, Volume 556, 30 October 2012, pp. 454-464
- [80] **Zenner H., Simbürger A., Liu J.:** On the fatigue limit of ductile metals under complex multiaxial loading, *International Journal of Fatigue*, 22 (2000), pp. 137–145

NORMY

- [N1] ASM Handbook Vol. 19, Fatigue and Fracture, ASM International, 1996, s. 2592
- [N2] ASME Boiler and Pressure Vessel Code VIII, Div. 1, 2010
- [N3] ASTM E1049-85, Standard practices for cycle counting in fatigue analysis. In: Annual Book of ASTM Standards, Vol. 03.01, Philadelphia 1999, pp.614-620
- [N4] ASTM E466 – 07, Standard Practice for Conducting Force Controlled Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials
- [N5] ASTM E468 - 11 Standard Practice for Presentation of Constant Amplitude Fatigue Test Results for Metallic Materials
- [N6] ASTM E606 / E606M – 12, Standard Test Method for Strain-Controlled Fatigue Testing
- [N7] ASTM Standard E606-92: Standard practice for strain-controlled fatigue testing. In: Annual book of ASTM standards, Vol. 03.01. ASTM; 1997, p. 523-37
- [N8] DIN 50162 - Testing of clad steels; determination of shear strength between cladding metal and parent metal in shear test
- [N9] ESDU 97018 Standard fatigue loading sequences, ISBN: 978 1 86246 020 1
- [N10] ISO 1143:2010 Metallic materials - Rotating bar bending fatigue testing
- [N11] ISO 1352:2011 Metallic materials - Torque-controlled fatigue testing