



AKADEMIA GÓRNICZO-HUTNICZA IM. STANISŁAWA STASZICA W KRAKOWIE

DZIEDZINA NAUK INŻYNIERYJNO - TECHNICZNYCH

DYSCYPLINA INŻYNIERIA MATERIAŁOWA

## ROZPRAWA DOKTORSKA

*Metoda prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic*

Autor: mgr inż. **Piotr Mirek**

Promotor rozprawy: dr hab. inż. **Jarosław Piekło**, prof. AGH

Promotor pomocniczy: dr **Paweł Żak**

Praca wykonana:

Akademia Górniczo – Hutnicza im. Stanisława Staszica w Krakowie

Wydział Odlewnictwa

Katedra Inżynierii Procesów Odlewniczych

Kraków, 2025





AKADEMIA GÓRNICZO-HUTNICZA IM. STANISŁAWA STASZICA W KRAKOWIE

**FIELD OF ENGINEERING AND TECHNICAL SCIENCES**

SCIENTIFIC DISCIPLINE OF MATERIAL ENGINEERING

## **DOCTORAL DISSERTATION**

*Method of predicting the fatigue life of ingot moulds*

Author: **Piotr Mirek**, BEng, MSc

First supervisor: **Jaroslav Pieklo**, BEng, PhD, DSc, Prof. AGH

Auxiliary supervisor: **Pawel Zak**, PhD

Completed in:

AGH University of Science and Technology

Faculty of Foundry Engineering

Department of Foundry Process Engineering

Krakow, 2025



*Składam serdeczne podziękowania  
Panu dr hab. inż. Jarosławowi Piekło, prof. AGH  
za nieocenioną pomoc i cenne wskazówki,  
które znacząco przyczyniły się do powstania niniejszej pracy*

*Pracę dedykuję mojej kochanej Żonie*

*za miłość, nieustanne wsparcie*

*i niezachwianą wiarę we mnie*

## Streszczenie

Praca podejmuje zagadnienie prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych eksploatowanych w warunkach cyklicznych obciążeń ciepłno-mechanicznych. Celem było opracowanie metody pozwalającej wiarygodnie określać liczbę cykli do chwili utraty zdolności eksploatacyjnej, z rozróżnieniem faz: inicjacji i propagacji pęknięcia. Podstawę metodologiczną stanowiły własne badania eksperymentalne prowadzone w warunkach przemysłowych oraz towarzyszące im analizy numeryczne pól temperatury, przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w ścianach wlewnicy. Rejestracja zmian temperatury i przemieszczeń na stanowisku zalewowym posłużyła do kalibracji warunków brzegowych i weryfikacji modelu numerycznego, co zapewniło spójność jakościową i ilościową wyników obliczeń z pomiarami.

Przeprowadzono kompleksowe badania materiałowe tworzywa wlewnicowego, obejmujące charakterystyki wytrzymałościowe w temperaturze pokojowej i podwyższonej, pomiary przewodności cieplnej i twardości oraz próby z zakresu mechaniki pękania. Równoległe wykonano obserwacje mikrostruktury, pozwalające powiązać ewolucję osnowy ze zmianami właściwości mechanicznych i fizycznych pod wpływem cyklicznego nagrzewania i chłodzenia.

Analiza wyników wykazała, że zmęczenie cieplne wywiera istotny, wieloetapowy wpływ na właściwości mechaniczne i fizyczne materiału oraz na jego mikrostrukturę. Skala tych zmian rośnie wraz z liczbą cykli i ma bezpośrednie przełożenie na trwałość elementu, dlatego została uwzględniona w opracowanym modelu.

Opracowana metoda integruje wyniki badań i obserwacji przemysłowych z obliczeniami numerycznymi. Faza inicjacji pęknięcia jest szacowana na podstawie rozkładów naprężeń i odkształceń uzyskanych z analiz Metodą Elementów Skończonych, z wykorzystaniem wybranej hipotezy zmęczeniowej. Faza propagacji obliczana jest analitycznie w autorskim arkuszu kalkulacyjnym, co umożliwia wielowariantową analizę scenariuszy eksploatacyjnych i szybkie badanie wrażliwości wyników.

Zaproponowane podejście stanowi praktyczne narzędzie do oceny żywotności i optymalizacji konstrukcji wlewnic. Pozwala identyfikować strefy krytyczne, ograniczać koncentracje naprężeń oraz sprawnie weryfikować poprawność wprowadzonych modyfikacji geometrii.

## Abstract

The dissertation addresses the prediction of fatigue life of cast-iron ingot moulds operated under cyclic thermo-mechanical loading. The objective was to develop a method that reliably determines the number of cycles to loss of serviceability, distinguishing between the crack initiation and propagation phases. The methodological foundation comprises original experimental studies conducted under industrial conditions and accompanying numerical analyses of temperature, displacement, strain, and stress fields in the mould walls. Recorded temperature and displacement histories on a pouring test stand were used to calibrate boundary conditions and to validate the numerical model, ensuring both qualitative and quantitative agreement between simulations and measurements.

Comprehensive material tests of the ingot-mould alloy were performed, including strength characteristics at room and elevated temperatures, thermal conductivity and hardness measurements, as well as fracture-mechanics tests. In parallel, microstructural observations were carried out to link matrix evolution with degradation under cyclic heating and cooling.

The results show that thermal fatigue has a significant, multi-stage effect on the mechanical and physical properties of the material and on its microstructure. The magnitude of these changes increases with the number of cycles and directly impacts component life; accordingly, this behavior was incorporated into the developed model.

The proposed method integrates experimental findings and industrial observations with numerical computations. The initiation phase is estimated from stress–strain fields obtained via finite-element analyses using a selected fatigue hypothesis. The propagation phase is calculated analytically in a proprietary spreadsheet, enabling multi-scenario operational studies and rapid sensitivity analyses.

This approach provides a practical tool for assessing service life and optimizing ingot mould design. It supports the identification of critical zones, the reduction of stress concentrations, and the efficient verification of geometric modifications.

## Spis treści

Wstęp .....	15
1.1. Uzasadnienie podjęcia badań .....	17
1.2. Cel badań .....	18
1.3. Plan realizacji badań .....	21
1.4. Organizacja badań .....	22
1.4.1. Stanowisko doświadczalne – badania pełnoskalowej wlewnicy .....	22
1.4.2. Symulacje numeryczne .....	23
1.4.3. Badania właściwości mechanicznych i fizycznych materiału .....	24
1.4.4. Badania mikrostrukturalne po procesie zmęczenia cieplnego .....	24
1.4.5. Badania z zakresu mechaniki pęknięcia .....	24
2. Część teoretyczna .....	25
2.1. Wybrane aspekty rozwoju badań zmęczeniowych i mechaniki pęknięcia .....	26
2.2. Charakterystyka pracy wlewnic .....	28
2.2.1. Wlewnice – definicja, budowa i zastosowanie .....	28
2.2.2. Warunki pracy wlewnic .....	31
2.2.3. Tworzywo wlewnicowe – żeliwo szare .....	33
2.3. Właściwości żeliwa szarego a odporność na zmęczenie cieplne – przegląd literatury .....	37
2.3.1. Właściwości fizyczne .....	37
2.3.2. Właściwości mechaniczne .....	39
2.4. Zmęczenie cieplno – mechaniczne .....	44
2.4.1. Naprężenia cieplne .....	44
2.4.2. Zmęczenie cieplne .....	46
2.4.3. Ocena odporności na zmęczenie cieplne – kryteria materiałowe .....	49
2.4.4. Etapy rozwoju pęknięcia .....	51
2.4.5. Hipotezy niskocyklowego zmęczenia żeliwa szarego .....	54
2.4.6. Współczynniki wytrzymałości zmęczeniowej .....	61
2.5. Zastosowanie metod mechaniki pęknięcia do analizy propagacji pęknięć we wlewnicach .....	63
2.5.1. Podstawowe założenia metody .....	63

2.5.2. Mechanizm rozwoju pęknięć w żeliwie szarym .....	65
2.5.3. Modele pęknięcia materiału.....	66
2.5.4. Współczynnik intensywności naprężeń .....	67
2.5.5. Wyznaczanie współczynników równania Parisa .....	68
2.5.6. Zależność współczynnika intensywności naprężeń od wymiarów pasma i kształtu szczeliny .....	70
2.5.7. Badanie odporności na pęknięcie. ....	76
2.5.8. Propagacja pęknięć przy cyklicznie zmiennych obciążeniach .....	80
2.5.9. Zjawisko domykania szczeliny .....	83
2.5.10. Wpływu defektów powierzchniowych na wytrzymałość zmęczeniową w modelu Murakamiego .....	85
2.5.11. Pełzanie .....	88
2.6. Podsumowanie.....	89
2.7. Tezy pracy .....	90
3. Część badawcza .....	91
3.1. Materiał badawczy – żeliwo szare.....	92
3.1.1. Odlewanie wlewków testowych .....	93
3.1.2. Przygotowanie próbek .....	94
3.1.3. Procedura symulacji doświadczalnej zmęczenia cieplnego próbek.....	96
3.2. Rzeczywiste stanowisko odlewania wlewków stalowych.....	97
3.2.1. Budowa stanowiska zalewania wlewków .....	97
3.2.2. Metodyka pomiarowa zmian temperatury i przemieszczeń.....	99
3.2.3. Wyniki pomiarów temperatury powierzchni ściany wlewnicy .....	101
3.2.4. Wyniki pomiarów przemieszczeń powierzchni ściany wlewnicy .....	103
3.3. Procedura symulacji zmęczenia cieplnego materiału badawczego .....	104
3.4. Właściwości mechaniczne i fizyczne tworzywa wlewnicowego .....	109
3.4.1. Badania właściwości wytrzymałościowych w temperaturze pokojowej ...	109
3.4.2. Badania właściwości wytrzymałościowych w podwyższonych temperaturach.....	116
3.4.3. Wyznaczanie wartości krytycznej współczynnika intensywności naprężeń $K_{IC}$ .....	121
3.4.4. Badanie przewodności cieplnej.....	131

3.4.5. Pomiar twardości .....	135
3.5. Badania metalograficzne .....	138
3.5.1. Przygotowanie próbek .....	138
3.5.2. Badania mikrostruktury z wykorzystaniem skaningowego mikroskopu elektronowego.....	139
3.5.3. Badania mikrostruktury z wykorzystaniem mikroskopu optycznego.....	143
3.5.4. Ocena odporności na zmęczenie cieplne materiału wlewnicowego – analiza kryterialna .....	146
3.6. Analiza numeryczna pracy wlewnicy.....	149
3.6.1. Analiza termiczna .....	150
3.6.2. Analiza przemieszczeniowo – naprężeniowa .....	160
3.7. Analiza i interpretacja wyników badań materiałowych. ....	172
3.8. Metoda wyznaczania trwałości eksploatacyjnej wlewnic .....	177
3.8.1. Algorytm prognozowania trwałości zmęczeniowej.....	178
3.8.2. Prognozowanie trwałości zmęczeniowej w fazie inicjacji pęknięcia .....	180
3.8.3. Algorytm obliczania trwałości dla okresu propagacji pęknięcia .....	181
3.9. Wdrożenie i walidacja metody w warunkach produkcyjnych odlewni.....	187
3.10. Wnioski końcowe.....	208
Literatura:.....	211

**Wykaz ważniejszych symboli i oznaczeń.**

Symbol	Objaśnienie	Jednostka
$A$	– wydłużenie przy zerwaniu	%
$a$	– krótsza oś szczeliny eliptycznej	mm
$a_f$	– końcowa długość szczeliny	mm
$a_0$	– początkowa długość szczeliny	mm
$B$	– grubość próbki	mm
$b$	– wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej	–
$c$	– dłuższa oś szczeliny eliptycznej	mm
$c_{CM}$	– wykładnik cyklicznego odkształcenia plastycznego	–
$C_M$	– współczynnik zależny od warunków obciążenia (Murakamiego)	–
$C_p$	– współczynnik w równaniu Parisa	$\frac{mm/cykl}{(MPa\sqrt{m})^{m_1}}$
$c_p$	– ciepło właściwe	J/(kg · K)
$E$	– Moduł sprężystości wzdłużnej Younga	GPa
$F$	– siła w próbie rozciągania	N
$f_{New}$	– funkcja otwarcia szczeliny wg Newmana	–
$F_c$	– współczynnik geometryczny Newman–Raju	–
$HB$	– twardość Brinella	–
$HV$	– twardość Vickersa	–
$I(\theta)$	– całka Irwina	–
$K$	– współczynnik intensywności naprężeń	MPa $\sqrt{m}$
$K_{Cu}$	– kryterium odporności na zmęczenie cieplne Colluda	–
$K_I$	– współczynnik intensywności naprężeń dla I modelu pękania	MPa $\sqrt{m}$
$K_{IC}$	– odporność na pęknięcie	MPa $\sqrt{m}$
$K_{max}$	– maksymalny współczynnik intensywności naprężeń	MPa $\sqrt{m}$
$K_{min}$	– minimalny współczynnik intensywności naprężeń	MPa $\sqrt{m}$
$K_{Op}$	– współczynnik intensywności naprężeń początku otwarcia szczeliny.	MPa $\sqrt{m}$
$K_Q$	– warunkowa wartość współczynnika intensywności	MPa $\sqrt{m}$
$m_p$	– wykładnik w równaniu Parisa	–

$N$	– liczba cykli obciążenia termicznego	–
$N_f$	– trwałość całkowita (do zniszczenia)	–
$N_{fI}$	– trwałość okresu inicjacji	–
$N_{fII}$	– trwałość okresu propagacji	–
$p_N$	– współczynnik w równaniu NASGRO	–
$P_{max}$	– maksymalna siła w próbie $K_{IC}$	$N$
$P_Q$	– siła odpowiadająca kryterium ASTM E399	$N$
$q$	– gęstość strumienia cieplnego	$W/m^2$
$Q$	– kryterium odporności na zmęczenie cieplne ( $R_e$ )	–
$Q_{NR}$	– współczynnik geometryczny Newmana – Raju	–
$q_N$	– współczynnik w równaniu NASGRO	–
$R$	– współczynnik asymetrii cyklu ( $\sigma_{min}/\sigma_{max}$ )	–
$R_e$	– granica plastyczności	$MPa$
$R_K$	– współczynnik obciążenia ( $K_{min}/K_{max}$ )	–
$R_{Ktt}$	– kryterium odporności na zmęczenie cieplne Kattusa	–
$R_{\Delta K}$	– kryterium odporności na propagację pęknięcia ( $\Delta K$ )	–
$R_T$	– kryterium odporności na szoki cieplne ( $R_m$ )	–
$R_m$	– wytrzymałość na rozciąganie	$MPa$
$R_{p_{02}}$	– umowna granica plastyczności	$MPa$
$t$	– czas	$s$
$t_s$	– całkowita grubość ścianki	$mm$
$W$	– szerokość próbki	$mm$
$W_p$	– szerokość pasma	$mm$
$Y$	– współczynnik geometryczny (Irwin)	–
$Z_o$	– kryterium odporności na zmęczenie cieplne Kadleca	–
$\epsilon'_f$	– współczynnik cyklicznego odkształcenia plastycznego	–
$\sqrt{area}$	– pierwiastek z pola powierzchni defektu (Murakami)	$\mu m$
$\Delta K$	– zakres współczynnika intensywności naprężeń	$MPa\sqrt{m}$
$\Delta K_{eff}$	– efektywny zakres współczynnika intensywności naprężeń	$MPa\sqrt{m}$
$\Delta K_{th}$	– próg zakresu współczynnika intensywności naprężeń	$MPa\sqrt{m}$
$\Delta T$	– różnica temperatur	$^{\circ}C$
$\Delta\epsilon_{max}$	– zakres maksymalnego odkształcenia głównego	–

$\Delta\varepsilon_1$	– amplituda odkształceń	–
$\alpha$	– współczynnik rozszerzalności liniowej	$1/K$
$\varepsilon$	– odkształcenie całkowite	–
$\varepsilon_{x,y,z}$	– składowe odkształcenia normalnego	
$\theta$	– kąt wzdłuż frontu szczeliny (Irwin/Newman–Raju)	$^\circ/rad$
$\lambda$	– przewodność cieplna	$W/(m \cdot K)$
$\nu$	– współczynnik Poissona	–
$\rho$	– gęstość	$kg/m^3$
$\sigma_1$	– naprężenie normalne	$MPa$
$\sigma_{nom}$	– naprężenie nominalne	$MPa$
$\sigma_{term}$	– naprężenia termiczne	$MPa$
$\sigma_w$	– granica zmęczenia (wg Murakamiego)	$MPa$
$\sigma_{x,y,z}$	– składowe naprężenia normalnego	$MPa$
$\sigma_{max}$	– maksymalne naprężenie główne	$MPa$
$\sigma'_f$	– współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej	$MPa$

## Wstęp

Współczesny przemysł hutniczy, motoryzacyjny, lotniczy czy energetyczny charakteryzuje się wysoką dynamiką rozwoju oraz ciągłą presją na doskonalenie procesów technologicznych i materiałów konstrukcyjnych. Mimo intensywnego rozwoju nowych tworzyw, stopów metali nieżelaznych czy kompozytów, to stal niezmiennie pozostaje kluczowym materiałem wykorzystywanym w szeroko rozumianym przemyśle [1] [2]. Równolegle, postęp technologiczny, wzrost konkurencyjności rynkowej oraz rosnące wymagania jakościowe i środowiskowe sprawiają, że od inżynierów oczekuje się nie tylko wprowadzania innowacyjnych rozwiązań, ale także optymalizacji kosztów produkcji, wydłużenia trwałości eksploatacyjnej urządzeń i minimalizacji strat materiałowych.

W tym kontekście szczególne miejsce zajmuje proces odlewania stali – zarówno w nowoczesnych, w pełni zautomatyzowanych liniach COS (Ciągłego Odlewania Stali), jak i w klasycznych technologiach wykorzystujących wlewnice żeliwne. O ile metoda COS zdominowała obecnie światową produkcję stali, pozwalając na efektywne wytwarzanie wielkotonażowych półwyrobów o stabilnych parametrach jakościowych [3], o tyle tradycyjne odlewanie do wlewnic pozostaje nieodzownym rozwiązaniem tam, gdzie wymagane są szczególne własności materiałowe oraz elastyczność wytwarzania [4] [5]. Wlewnice żeliwne wykorzystywane są przede wszystkim do produkcji stali wysokogatunkowych, stopowych, nierdzewnych, żaroodpornych i żarowytrzymałych, a więc materiałów niezbędnych w najbardziej zaawansowanych i wymagających sektorach gospodarki: lotnictwie, motoryzacji, przemyśle narzędziowym, energetyce czy automatyce [4] [5].

Trwałość eksploatacyjna wlewnic żeliwnych ma bezpośredni wpływ na efektywność procesów produkcyjnych, bezpieczeństwo pracy oraz ekonomię całego cyklu wytwarzania. Nawet niewielkie usprawnienia w zakresie wydłużenia żywotności wlewnic przekładają się na realne oszczędności materiałowe i energetyczne, a także na ograniczenie kosztów związanych z przestojami produkcyjnymi czy wymianą zużytych elementów [3] [4]. Jednocześnie warunki pracy wlewnic – cykliczne obciążenia cieplne i mechaniczne, zmienne temperatury, kontakt z agresywnym środowiskiem

metalurgicznym – powodują, że są one szczególnie narażone na intensywne procesy degradacji, w tym powstawanie pęknięć zmęczeniowych, odkształcenia czy uszkodzenia powierzchniowe [6] [7] [8] [9] [10].

Wyzwania związane z prognozowaniem trwałości zmęczeniowej wlewnic definiowanej liczbą cykli eksploatacyjnych do powstania pęknięcia, które uniemożliwiają ich dalszą eksploatację stają się zatem istotnym obszarem zainteresowania zarówno w nauce, jak i podejściu inżynierskim. Z jednej strony prowadzone są intensywne badania nad nowymi materiałami, modyfikacjami mikrostruktury czy warstw powierzchniowych, z drugiej zaś poszukuje się skutecznych narzędzi analitycznych i numerycznych umożliwiających wiarygodne przewidywanie trwałości elementów już na etapie projektowania [11] [12] [13] [14] [15]. Szczególnie dużą rolę odgrywają tu zaawansowane symulacje komputerowe, a w szczególności metoda elementów skończonych (MES), która pozwala na odwzorowanie rzeczywistych warunków pracy wlewnic, analizę zmian temperatury, stanów naprężeń i odkształceń oraz ocenę wpływu różnych czynników materiałowych i konstrukcyjnych na trwałość eksploatacyjną [11] [13] [14].

Znaczenie tych badań wzrasta jeszcze bardziej w świetle potrzeb nowoczesnego przemysłu, gdzie od inżyniera wymaga się nie tylko pogłębionej wiedzy teoretycznej, ale także umiejętności praktycznego wdrażania innowacyjnych rozwiązań technologicznych. Niniejsza rozprawa doktorska została zrealizowana w ramach programu doktoratu wdrożeniowego, co oznacza, że podejmowane badania są ściśle powiązane z rzeczywistymi wyzwaniami i oczekiwaniami branży odlewniczej. Praca powstała we współpracy z przedsiębiorstwem produkcyjnym Krakodlew S.A. i jej głównym celem jest opracowanie metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic, która nie tylko poszerzy wiedzę naukową, ale także znajdzie bezpośrednie zastosowanie w środowisku przemysłowym.

Opracowana w rozprawie procedura ma służyć praktycznej optymalizacji konstrukcji wlewnic, skróceniu czasu wdrożenia nowych rozwiązań, ograniczeniu liczby kosztownych prób produkcyjnych oraz racjonalizacji kosztów wytwarzania. Dzięki temu wdrożenie uzyskanych wyników w praktyce przyczyni się do wzrostu efektywności

produkcji, zwiększenia niezawodności urządzeń oraz podniesienia konkurencyjności przedsiębiorstwa na rynku krajowym i międzynarodowym.

Przedstawiona w rozprawie tematyka stanowi odpowiedź na współczesne wyzwania inżynierii materiałowej oraz potrzeby przemysłu, łącząc aktualny stan wiedzy z innowacyjnym podejściem do praktycznych problemów technicznych. Realizacja pracy wdrożeniowej pozwala na szybkie przełożenie wyników badań na konkretne usprawnienia w środowisku produkcyjnym, a uzyskane rozwiązania mogą stanowić wzorzec dla kolejnych wdrożeń w innych obszarach przemysłu odlewniczego i metalurgicznego.

## 1.1. Uzasadnienie podjęcia badań

Współczesny rozwój branży hutniczej oraz coraz wyższe wymagania stawiane stalom specjalnym sprawiają, że kluczowego znaczenia nabierają zagadnienia związane z trwałością elementów wykorzystywanych w procesie odlewania. Obecnie, mimo powszechnego wdrażania technologii ciągłego odlewania stali (COS), tradycyjne wlewnice żeliwne nadal pozostają niezbędnym narzędziem w produkcji stali najwyższej jakości, szczególnie gatunków stopowych, nierdzewnych czy żarowytrzymałych, wykorzystywanych w najbardziej wymagających branżach [4] [5].

Rozwój zarówno technologii COS, jak i samej konstrukcji wlewnic, przebiegał etapami. W pierwszych latach doskonalenia procesów odlewniczych najważniejszą rolę odgrywały obserwacje eksploatacyjne oraz praktyczne doświadczenia kadry inżynierskiej. Ulepszenia wdrażano na podstawie analizy typowych uszkodzeń czy zachowań materiałowych, co pozwalało ograniczać straty i przedłużać żywotność urządzeń [12]. Wraz z rozwojem nauk technicznych do praktyki zaczęto wprowadzać narzędzia inżynierskie. Pojawiły się bardziej złożone badania wytrzymałościowe, analizy cieplne, mikroskopowe oraz modele matematyczne wspierające projektowanie nowych rozwiązań [11] [16].

Przełom nastąpił w momencie upowszechnienia komputerowych narzędzi symulacyjnych, w szczególności metody elementów skończonych (MES). Pozwoliło to na znaczący wzrost precyzji w prognozowaniu rozkładów naprężeń, przewidywaniu

miejsce inicjacji uszkodzeń oraz analizie propagacji pęknięć, zarówno w liniach COS, jak i w tradycyjnych wlewnicach [11] [13] [14]. Dzięki symulacjom MES możliwe stało się uwzględnienie złożonych warunków pracy, rzeczywistych obciążeń cieplnych i mechanicznych, a także analizowanie wpływu parametrów konstrukcyjnych i materiałowych na trwałość zmęczeniową.

Mimo intensywnego postępu, ograniczona żywotność wlewnic żeliwnych pozostaje wyzwaniem zarówno naukowym, jak i inżynierskim. Cykl pracy wlewnicy charakteryzuje się występowaniem naprzemiennych, ekstremalnych obciążeń cieplnych oraz zmiennych warunków mechanicznych, co prowadzi do rozwoju defektów i pęknięć zmęczeniowych [6] [7] [8] [9]. Dotychczasowe próby oceny trwałości często wymagały długotrwałych, kosztownych badań doświadczalnych lub korzystania z uproszczonych modeli, które nie zawsze uwzględniały złożoność rzeczywistych warunków eksploatacji [13] [15].

Ponadto, presja kosztowa, rosnące oczekiwania rynku oraz potrzeba skracania czasu wdrożenia nowych rozwiązań sprawiają, że niezbędne stają się szybkie i wiarygodne narzędzia pozwalające na prognozowanie trwałości już na etapie projektu [2] [12] [14]. Odpowiedzią na te potrzeby są zaawansowane, numeryczne procedury MES, które, pod warunkiem właściwego wdrożenia i kalibracji mogą stać się codziennym narzędziem inżyniera odlewnika.

Opracowanie nowoczesnej, praktycznej i skutecznej metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych, wykorzystującej potencjał MES oraz umożliwiającej rzeczywiste zastosowanie w warunkach przemysłowych, stanowi zatem jedno z kluczowych wyzwań współczesnej inżynierii materiałowej i technologii odlewniczych. Zastosowanie takich narzędzi przekłada się bezpośrednio na wzrost efektywności produkcji, racjonalizację kosztów i poprawę niezawodności infrastruktury hutniczej. Powyżej wymienione przyczyny skłaniają do podjęcia badań w tym kierunku.

## **1.2. Cel badań**

Optymalizacja procesów produkcyjnych oraz właściwości użytkowych wyrobów hutniczych i odlewniczych stanowi obecnie jeden z głównych kierunków rozwoju

współczesnego przemysłu [2] [3]. Pozwala ona nie tylko generować oszczędności poprzez zmniejszenie energochłonności i zużycia materiałów, ograniczenie ilości odpadów produkcyjnych czy wyrobów niespełniających norm jakościowych, ale również wpływa na poprawę trwałości, wytrzymałości oraz ergonomii produktów końcowych. Wśród różnych narzędzi wspomagających proces optymalizacji, szczególną dynamiką rozwoju charakteryzują się obecnie zaawansowane symulacje numeryczne z wykorzystaniem narzędzi CAD, CAM i CAE, które umożliwiają odwzorowanie rzeczywistych procesów i zjawisk zachodzących w produkcji, a tym samym pozwalają na wdrożenie skutecznych modyfikacji konstrukcyjnych przy jednoczesnej minimalizacji kosztów produkcji [11] [14] [15].

W przypadku elementów osprzętu stalowniczego, takich jak wlewnice, weryfikacja poprawności procesu projektowania oraz wykonania prototypowego odlewu często odbywa się dopiero w warunkach rzeczywistej eksploatacji [4] [12]. Taka praktyka, choć pozwala na bieżącą ocenę funkcjonowania konstrukcji, jest procesem czasochłonnym i kosztownym, a ewentualne konieczne zmiany konstrukcyjne lub technologiczne wydłużają czas wdrożenia i zwiększają koszty całkowite produkcji [12] [13] [15].

W związku z powyższym, głównym celem niniejszej rozprawy jest opracowanie metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych, która umożliwi szacowanie przybliżonej liczby cykli eksploatacyjnych już na etapie wstępnych prac projektowych. Dzięki tej metodzie, analizując stan naprężeń i odkształceń we wlewnicy będzie można wskazać położenie tych obszarów, w których występuje największe prawdopodobieństwo inicjacji i rozwoju pęknięć oraz określić liczbę cykli zalań wlewnicy do chwili powstania pęknięcia, które eliminuje ją z dalszej eksploatacji. Przy wymaganej liczbie zalań wlewnicy powyższe informacje będą sugerowały projektantowi dalsze zmiany optymalizujące kształt wlewnicy lub pozostanie przy aktualnej wersji rozwiązania konstrukcyjnego. Proponowana metoda, oparta na nowoczesnych narzędziach analitycznych i numerycznych, pozwoli na znaczące ograniczenie czasu projektowania, zoptymalizowanie konstrukcji wlewnic jeszcze przed wykonaniem prototypu oraz z dużym prawdopodobieństwem uniknięcie konieczności kosztownych i czasochłonnnych modyfikacji po etapie produkcji próbnej [11] [14] [15].

Celem naukowym pracy jest opracowanie, na podstawie własnych specjalistycznych badań eksperymentalnych oraz pogłębionego studium teoretycznego, modelu prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic. Model ten opiera się na wyznaczonych numerycznie składowych tensora naprężeń i odkształceń w ścianach wlewnicy, generowanych przez zmienne w czasie pole temperatury podczas eksploatacji. Istotą modelu jest podział rozwoju uszkodzenia na dwa etapy: fazę inicjacji oraz fazę propagacji pęknięcia. W każdej z tych faz możliwe jest prognozowanie liczby cykli do momentu, w którym uszkodzenie osiągnie rozmiar uniemożliwiający dalszą bezpieczną eksploatację [11] [13] [14]. Na tej podstawie wyznaczane są strefy krytyczne w konstrukcji wlewnicy, szczególnie narażone na powstawanie i rozwój pęknięć zmęczeniowych oraz określana jest całkowita trwałość eksploatacyjna w postaci liczby cykli napełnień ciekłą stalą.

Dotychczasowy stan wiedzy w tej dziedzinie ogranicza się jedynie do ogólnych wytycznych projektowych, dotyczących m.in. doboru materiału (preferowane żeliwo szare z grafitem płatkowym lub surówka wielkopieczowa), optymalnej grubości ścianek (ze względu na wymagania cieplne) oraz kształtu minimalizującego zmienność pola naprężeń [2] [17] [18]. Poprawność projektu i wykonania oceniana jest dopiero na stanowisku pracy, a proces optymalizacji bywa konieczny do powtórzenia po analizie uszkodzeń, co generuje dodatkowe koszty [12] [13] [15].

Wobec powyższego, opracowanie nowoczesnej i praktycznej procedury prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych, bazującej na analizie komputerowej i badaniach materiałowych, stanowi nie tylko wartość naukową, ale również istotną korzyść praktyczną dla przemysłu.

Celem pośrednim rozprawy jest również pogłębienie wiedzy na temat właściwości mechanicznych i fizycznych tworzywa wlewnicowego oraz wdrożenie uzyskanych wyników i algorytmów do oceny trwałości także innych elementów osprzętu stalowniczego, szczególnie tych pracujących w warunkach niskocyklowego zmęczenia cieplnego.

### 1.3. Plan realizacji badań

Realizacja celu naukowego rozprawy doktorskiej oraz weryfikacja postawionych tez opiera się na wynikach badań oraz analizach prowadzonych według następującego schematu badawczego:

- 1. Analiza stanu odkształcenia i pola temperatury w rzeczywistej wlewnicy:** ten etap obejmuje zarówno pomiary rzeczywiste na doświadczalnym stanowisku badawczym (od momentu zalania wlewnicy ciekłą stalą, aż do momentu oddzielenia formy wlewnicy od wlewka), jak i równoległe symulacje w środowisku numerycznym (analizy termiczne i przemieszczeniowo - naprężeniowe) na modelu wlewnicy. Kluczowe jest tu przeprowadzenie kalibracji warunków brzegowych wymiany ciepła, tak aby wyniki eksperymentalne i symulacyjne były ze sobą zbieżne.
- 2. Badania właściwości mechanicznych i fizycznych materiału dedykowanego do produkcji wlewnic:** celem tego etapu jest wyznaczenie podstawowych parametrów wytrzymałościowych materiału stosowanego do produkcji wlewnic, takich jak: wytrzymałość na rozciąganie ( $R_m$ ), moduł Younga ( $E$ ), umowna granica plastyczności ( $R_{p0.2}$ ), wydłużenie przy zerwaniu ( $A$ ), w funkcji liczby cykli obciążenia termicznego ( $N$ ) oraz temperatury pracy ( $T$ ). Ten etap obejmuje zarówno wyznaczenie podstawowych parametrów wytrzymałościowych materiału, jak i analizę właściwości fizycznych, w szczególności pomiar przewodności cieplnej ( $\lambda$ ), która jest kluczowa dla analizy rozkładów temperatury i odkształceń w ścianach wlewnicy w trakcie cyklu eksploatacyjnego. Dodatkowo wykonano badania twardości materiału na różnych etapach cyklu obciążenia termicznego.
- 3. Wyznaczenie parametrów wytrzymałości zmęczeniowej:** obejmuje obliczenie współczynników wytrzymałości zmęczeniowej niezbędnych do prowadzenia analiz numerycznych szacowania trwałości okresu inicjacji pęknięcia z wykorzystaniem metody elementów skończonych (MES). Wyznaczenie tych współczynników opierało się na wynikach badań właściwości mechanicznych oraz próbach statycznego rozciągania materiału.

4. **Badania z zakresu mechaniki pękania – określenie krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężeń ( $K_{IC}$ ):** wyznaczenie  $K_{IC}$  umożliwi analityczne szacowanie trwałości okresu propagacji pęknięcia, co stanowi kluczowy element modelu prognozowania trwałości. W ramach tego etapu wyznaczono również wartości współczynników  $m_p$  i  $C_p$  równania Parisa na podstawie badań eksperymentalnych.
5. **Opracowanie metody prognozowania trwałości zmęczeniowej:** na podstawie uzyskanych danych oraz analiz numerycznych zostanie sformułowana metoda prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych.
6. **Walidacja i optymalizacja:** ostatnim etapem jest weryfikacja poprawności opracowanego algorytmu prognozującego trwałość poprzez optymalizację konstrukcji wybranej wlewnicy, wdrożenie jej do warunków produkcyjnych oraz kontrolę żywotności w rzeczywistych warunkach eksploatacyjnych.

Dane uzyskane w toku badań eksperymentalnych, analiz numerycznych i obliczeń zostaną wykorzystane do oceny wytrzymałościowej geometrii wlewnic.

## 1.4. Organizacja badań

Prawidłowa realizacja programu badawczego wymagała ścisłego powiązania każdego z zaplanowanych etapów z odpowiednio dobranymi stanowiskami doświadczalnymi oraz specjalistyczną aparaturą pomiarową. W niniejszym rozdziale szczegółowo opisano infrastrukturę, w której prowadzono poszczególne etapy badań, zgodnie z kolejnością zaplanowaną w planie realizacji badań. Takie podejście pozwala zachować przejrzystość i umożliwia śledzenie, w jaki sposób poszczególne wyniki eksperymentalne oraz analizy symulacyjne były uzyskiwane i wzajemnie weryfikowane.

### 1.4.1. Stanowisko doświadczalne – badania pełnoskalowej wlewnicy

Pierwszym kluczowym etapem realizacji programu badawczego było przygotowanie stanowiska doświadczalnego umożliwiającego obserwację rzeczywistych warunków pracy pełnowymiarowej wlewnicy. Stanowisko to zostało zbudowane w hali

produkcyjnej Krakodlew S.A., z wykorzystaniem wlewnic bramowych będących elementami asortymentu produkcyjnego odlewni. Do badań wykorzystano pełnoskalowe detale: wlewnicę bramową o masie ok. 6000 kg, średniej grubości ścianki 120–130 mm oraz prostokątnym prześwicie.

Zastosowanie elementów o rzeczywistych wymiarach ma istotne znaczenie z punktu widzenia efektu skali. Wyniki badań prowadzonych na próbkach laboratoryjnych lub modelach pomniejszonych nie zawsze odzwierciedlają właściwości eksploatacyjne rzeczywistych odlewów. Zjawisko to, związane jest zarówno z odmienną postacią mikrostruktury i defektów w dużych objętościach materiału, jak i innymi warunkami wymiany ciepła podczas krzepnięcia. W literaturze [19] [20] [21] wykazano, że zarówno wytrzymałość mechaniczna, jak i trwałość zmęczeniowa dużych odlewów są wyraźnie niższe niż wynikałoby to z badań na modelach skalowanych czy próbkach o mniejszych wymiarach.

W związku z powyższym, wybór pełnoskalowych odlewów wlewnic do badań eksperymentalnych pozwala wyeliminować ryzyko błędów związanych z przenoszeniem wyników badań z modeli pomniejszonych.

W trakcie badań monitorowano przebieg rzeczywistych procesów zalewania, rejestrując rozkłady temperatury i stany odkształcenia na powierzchni wlewnicy od momentu zalania ciekłą stalą aż do oddzielenia formy. Uzyskane dane były następnie wykorzystywane do kalibracji i weryfikacji modeli numerycznych.

#### 1.4.2. Symulacje numeryczne

Analizy numeryczne prowadzono w środowisku Simcenter NX w firmie Krakodlew S.A. Modele MES przygotowywano na podstawie rzeczywistych detali, a do kalibracji warunków brzegowych wykorzystywano wyniki eksperymentów przeprowadzonych na stanowisku doświadczalnym.

### 1.4.3. Badania właściwości mechanicznych i fizycznych materiału

Badania właściwości wytrzymałościowych oraz analizy z zakresu mechaniki pęknięcia realizowano w laboratorium Katedry Inżynierii Procesów Odlewniczych Wydziału Odlewnictwa AGH. Do badań mechanicznych wykorzystano maszynę wytrzymałościową MTS 810, na której wykonywano próby rozciągania, a także testy z zakresu mechaniki pęknięcia.

Badania twardości materiału prowadzono w laboratorium firmy Krakodlew S.A.

Badania przewodności cieplnej prowadzono w Laboratorium Katedry Technologii Form AGH przy użyciu dedykowanych aparatów pomiarowych.

### 1.4.4. Badania mikrostrukturalne po procesie zmęczenia cieplnego

Proces cyklicznego obciążenia termicznego próbek (zmęczenia cieplnego) realizowano w laboratorium odlewni Krakodlew S.A. z wykorzystaniem pieca wysokotemperaturowego.

Badania mikrostrukturalne próbek po zmęczeniu prowadzono dwutorowo:

- Analizę mikrostruktury pod kątem degradacji wynikającej ze zmęczenia cieplnego przeprowadzono na mikroskopie skaningowym (SEM) Tescan Mira na Wydziale Odlewnictwa AGH.
- Analizę osnowy i zmian jej składu pod wpływem zmęczenia przeprowadzono na mikroskopie Zeiss Axiovert 400 w laboratorium firmy Krakodlew S.A.

### 1.4.5. Badania z zakresu mechaniki pęknięcia

Badania z zakresu mechaniki pęknięcia, obejmujące wyznaczenie wartości krytycznej współczynnika intensywności naprężeń ( $K_{IC}$ ), prowadzono z zastosowaniem maszyny wytrzymałościowej MTS 810 na Wydziale Odlewnictwa AGH. Procedura wyznaczenia  $K_{IC}$  realizowana była przy użyciu specjalistycznego oprogramowania Fatigue&Fracture. Współczynniki równania Parisa wyznaczano metodą cyfrowej korelacji obrazu z wykorzystaniem systemu Dantec Dynamics, poprzez zespolenie systemów maszyny MTS i Dantec.

## **2. Część teoretyczna**

W niniejszej części pracy przedstawiono analizę literaturową zagadnień związanych ze zmęczeniem materiałów, ze szczególnym uwzględnieniem żeliwa szarego stosowanego do produkcji wlewnic. Na początku omówiono historyczny rozwój badań nad zmęczeniem i mechaniką pękania, stanowiący podstawę dla współczesnych modeli i metod oceny trwałości istotny ze względu na zakres prowadzonych w pracy badań i analiz. Następnie przeanalizowano właściwości materiałowe oraz mechanizmy prowadzące do uszkodzeń zmęczeniowych i pękania żeliwa i wlewnic w warunkach eksploatacyjnych. Przedstawione zagadnienia uwzględniają aktualny stan wiedzy oraz ich znaczenie dla przedmiotu niniejszej pracy.

## **2.1. Wybrane aspekty rozwoju badań zmęczeniowych i mechaniki pękania**

Pierwsze doniesienia na temat zjawiska zmęczenia pojawiły się już w XIX wieku. Za pioniera badań uważa się W. Alberta, który w 1837 r. prowadził testy łańcuchów stosowanych w górnictwie [22], choć szerzej znany jest jako konstruktor liny stalowej. Niedługo później Rankine, jeden z twórców nowoczesnej termodynamiki, analizował trwałość osi kolejowych pod kątem ich odporności na wielokrotne obciążenia [23]. Już wówczas pojawiły się pierwsze koncepcje związane z cykliczną eksploatacją i projektowaniem z uwzględnieniem ograniczonej trwałości materiału [24]. Przełomowe znaczenie miały badania Wöhlera (1852–1870), który jako pierwszy opracował systematyczną metodę testowania elementów pod kątem ich wytrzymałości zmęczeniowej, głównie w kontekście bezpieczeństwa taboru kolejowego [25] [26]. Efektem jego prac było opracowanie tzw. wykresu Wöhlera, będącego do dziś podstawą oceny trwałości materiałów poddawanych obciążeniom cyklicznym. Obserwacje Rankine’a i Bauschingera pozwoliły dostrzec zjawiska takie jak stopniowa utrata nośności przekroju oraz zmiana charakterystyki plastyczności w wyniku odwracania obciążeń [26] [27].

Dopiero rozwój mikroskopii elektronowej na początku XX wieku umożliwił zaobserwowanie mikrostrukturalnych mechanizmów powstawania pęknięć zmęczeniowych – Ewing i Humfrey (1903) jako pierwsi opisali powstawanie pasm poślizgu prowadzących do inicjacji mikropęknięć [28]. Istotny wkład w zrozumienie procesu wniosła także empiryczna zależność Basquina, łącząca trwałość zmęczeniową

z amplitudą naprężeń [29]. W XX wieku szczególnie istotne stało się opracowanie narzędzi pozwalających prognozować trwałość konstrukcji pracujących w warunkach zmiennych obciążeń. Reguła sumowania uszkodzeń Minera i Palmgrena [30] [31] do dziś stanowi podstawę oceny trwałości zmęczeniowej, mimo że jest modelem uproszczonym i nie oddaje w pełni rzeczywistego przebiegu degradacji materiału [26].

Kolejnym etapem rozwoju badań nad wytrzymałością materiałów w obecności istniejącego lub propagującego pęknięcia była mechanika pękania, zapoczątkowana przez prace Inglisa i Griffitha, którzy w latach 20. XX wieku opisali wpływ koncentracji naprężeń oraz energii na rozwój pęknięć [32] [33]. Rozwinięcie tych koncepcji, a zwłaszcza wprowadzenie przez Irwina współczynnika intensywności naprężeń ( $K$ ), pozwoliło na ilościową ocenę rozwoju szczelin [26]. Uproszczone modele, takie jak prawo Parisa [34] czy jego późniejsze modyfikacje dokonane przez Elbera [35], umożliwiły ocenę prędkości propagacji pęknięć na podstawie właściwości materiałowych i warunków obciążenia.

Współczesna mechanika pękania, wykorzystująca zarówno modele liniowo-sprężyste (LEFM), jak i sprężysto-plastyczne (EPFM), znalazła szerokie zastosowanie w inżynierii materiałowej, zwłaszcza w przemyśle lotniczym i energetycznym [26] [36] [37] [38] [39]. Nadal jednak w praktyce notowane są poważne awarie konstrukcji spowodowane zmęczeniem, czego przykładami są katastrofa pociągu ICE w Niemczech w 1998 r. oraz wypadek Airbusa A300 w Nowym Jorku w 2001 r. – oba przypadki powiązano z niewystarczającą odpornością materiału na propagację pęknięć [26].

Historyczny rozwój badań nad zmęczeniem i pękaniem materiałów wyznaczył kierunek współczesnych rozwiązań stosowanych przy ocenie trwałości wlewnic, co znajduje odzwierciedlenie w metodach zaprezentowanych w kolejnych rozdziałach. Zgromadzona wiedza dotycząca przyczyn powstawania i rozwoju uszkodzeń zmęczeniowych, a także doskonalenie narzędzi badawczych i analitycznych, pozwoliły na wypracowanie skutecznych metod prognozowania trwałości elementów odlewniczych pracujących w wymagających warunkach eksploatacyjnych. W kolejnych rozdziałach omówione zostaną szczegółowo właściwości materiałowe żeliwa stosowanego na wlewnice, charakterystyka warunków ich pracy oraz mechanizmy prowadzące do powstawania i propagacji pęknięć zmęczeniowych. Przeprowadzona analiza stanowi

podstawę do dalszych rozważań dotyczących oceny trwałości wlewnic oraz opracowania efektywnych metod jej prognozowania.

## 2.2. Charakterystyka pracy wlewnic

W niniejszym rozdziale przedstawiono najczęściej stosowane typy wlewnic oraz charakterystykę materiału stosowanego do produkcji wlewnic. Omówione zostały najważniejsze właściwości fizyczne i mechaniczne tego tworzywa, istotne z punktu widzenia jego trwałości eksploatacyjnej oraz podatności na uszkodzenia zmęczeniowe.

### 2.2.1. Wlewnice – definicja, budowa i zastosowanie

Zjawisko pękania metali wynikające z cyklicznie następujących po sobie zmian naprężeń cieplnych, wywołanych ogrzewaniem lub chłodzeniem, określa się zazwyczaj jako zmęczenie cieplne. W przypadku bardzo szybkich zmian temperatury stosuje się również określenie „szok termiczny” [40] [41] [42] [43] [44]. Elementy szczególnie narażone na zmęczenie cieplne to między innymi: głowice silników, kolektory wydechowe, tarcze hamulcowe w przemyśle motoryzacyjnym; matryce i tłoczniaki w obróbce plastycznej metali, a także wlewnice w przemyśle stalowniczym [45]. Wlewnice, czyli formy żeliwne do odlewania wlewków stalowych, są typowym przykładem odlewów eksploatowanych w warunkach zmęczenia cieplnego. Ich masa może wynosić od kilku do ponad stu ton, a grubość ścianek sięgać nawet 500 mm. W zależności od późniejszego zastosowania wlewka wyróżnia się różne typy wlewnic, w tym najczęściej spotykane wlewnice kwadratowe, używane do produkcji stali na kęsy (Rysunek 2.1).



Rysunek 2.1 Wlewnica kwadratowa produkcja firmy Krakodlew S.A. [46]

Druga grupa to wlewnice prostokątne, potocznie w przemyśle stalowniczym zwane bramowymi przeznaczone do produkcji płaskowników i blach (Rysunek 2.2).



Rysunek 2.2 Wlewnica prostokątna – bramowa produkcja firmy Krakodlew S.A. [46]

Kolejna grupa to wlewnice okrągłe – rurowe, przeznaczone do późniejszej produkcji wyrobów długich, prętów i rur (Rysunek 2.3).



Rysunek 2.3 Wlewnica okrągła – rurowa produkcja firmy Krakodlew S.A. [46]

Następna grupa to wlewnice wielokątne zwane kuziennymi, przeznaczone do specjalistycznych zastosowań i produkcji stali jakościowych poddawanych późniejszym procesom kucia (Rysunek 2.4).



Rysunek 2.4 Wlewnica wielokątna – kuzienna produkcja firmy Krakodlew S.A. [46]

Wyróżnia się również grupę wlewnic specjalnego zastosowania z przeznaczeniem między innymi do produkcji żelazostopów (Rysunek 2.5).



Rysunek 2.5 Wlewnica specjalna – do żelazostopów produkcja firmy Krakodlew S.A. [46]

Zaprezentowane powyżej wlewnice są wytwarzane w firmie Krakodlew S.A.

### 2.2.2. Warunki pracy wlewnic

Temperatura ściany wewnętrznej wlewnicy podczas zapełniania jej wnętrza stalą osiąga temperaturę w zakresie od 750 do 1000 °C, a gradient temperatury w niektórych częściach wlewnicy może przekroczyć wartość 4 K/mm. Po usunięciu wlewka z wlewnicy następuje jej stygnięcie do temperatury otoczenia, w niektórych przypadkach przyspieszone działaniem mgły wodnej lub strumienia wody, po czym wlewnica ponownie jest wypełniana stalą. Cykliczne zmiany temperatury (grzanie-chłodzenie) ścian wlewnicy wywołują w niektórych jej częściach zmiany struktury żeliwa połączone ze zmianami objętości [6]. Jest to przyczyną pojawiania się siatki pęknięć na powierzchniach ścian, które mają kontakt z metalem co pokazano na Rysunku 2.6.



Rysunek 2.6 Siatka pęknięć na powierzchni wewnętrznej wlewnicy kuziennej

Badania procesu inicjacji mikropęknięć w żeliwie szarym przeprowadzono w publikacji [7], gdzie próbki poddawano szokowemu obciążeniu cieplnemu poprzez nagrzewanie indukcyjne, a następnie hartowaniu w wodzie. Cały proces powstawania mikropęknięć był obserwowany za pomocą mikroskopu. Badacze stwierdzili, że mikropęknięcia wywołane szokiem termicznym bardzo szybko inicjują w sąsiedztwie wydzielen grafitu i stopniowo rozwijają się w stabilne sieci mikropęknięć. W publikacji [8], przedstawiono wyniki badań żeliwa szarego stosowanego do produkcji osprzętu

wlewnicowego. Próbkę poddano obciążeniu cieplnemu o niskiej częstotliwości i wysokiej temperaturze. Stwierdzono, że wraz z kolejnymi cyklami obciążenia, zawartość węgla w żeliwie maleje, co powoduje spadek frakcji perlitu, a także wytrzymałości na rozciąganie. Stwierdzono również, że szybkość odwęglania w próbkach z osnową ferrytyczną jest mniejsza niż w przypadku osnowy perlitycznej. Do podobnych wniosków doszli autorzy publikacji [9], gdzie dodatkowo zaobserwowano obszary tlenkowe otaczające płatki grafitu, będące wynikiem mechanizmu korozji mikrogalwanicznej. Przeglądu literaturowego dotyczącego zmęczenia cieplnego żeliwa dokonano w [10], gdzie zauważono, że na odporność na zmęczenie cieplne bardzo wyraźnie wpływa ilość i morfologia grafitu, pierwiastków stopowych i osnowy, a także gradient temperatury który bezpośrednio powoduje powstawanie w materiale naprężeń. Wyniki prób poprawy odporności na zmęczenie cieplne z zastosowaniem laserowego napawania wierzchniej warstwy żeliwa opisano w publikacji [47]. Wykazano, że strefy o podwyższonej zawartości Cr i Ni ma zwiększoną zdolność hamowania inicjacji i blokowania propagacji pęknięć termicznych. Wykazano, że odporność na odkształcenie plastyczne i reakcję utleniania w tych strefach były głównymi przyczynami ich wpływu na hamowanie pęknięcia.

Duża różnica temperatury występująca pomiędzy wewnętrznymi a zewnętrznymi ścianami wlewnicy jest przyczyną powstania dużych odkształceń i naprężeń cieplnych [10]. Ich konsekwencją jest propagacja pęknięć powierzchniowych i w konsekwencji powstanie pęknięć przechodzących na wskroś grubości ściany odlewu wlewnicy [2] [13]. Przykład pęknięcia ściany wlewnicy pokazano na Rysunku 2.7.

Pęknięcia tego rodzaju prowadzą do wycofania wlewnicy z dalszej eksploatacji. Przyczyną tych pęknięć jest zarówno czynnik konstrukcyjny jak i mikrostrukturalny. Powyżej przedstawione zjawiska powodują, że od materiału, z którego wykonuje się wlewnice wymagana jest odporność na zmęczenie cieplne, powstawanie naprężeń oraz utlenianie powierzchniowe i wewnętrzne występujące zazwyczaj na granicy wydzielenia grafitu i osnowy.



Rysunek 2.7 Pęknięcie ściany wlewnicy wywołane zmęczeniem cieplnym

### 2.2.3. Tworzywo wlewnicowe – żeliwo szare

Praktyka i względy ekonomiczne powodują, że najczęściej stosowanym tworzywem, z którego wykonuje się wlewnice jest żeliwo szare z grafitem płatkowym [48] [49] lub surówka wielkopieczowa [50] [51] [52]. Istnieje tendencja do rozszerzenia tego asortymentu o żeliwo z grafitem kulkowym i wermikularnym. Niemniej jednak skład chemiczny oraz modyfikacja stopu są tak dobierane, aby odporności na zmęczenie cieplne była jak największa [53] [54] [55].

#### 2.2.3.1. Żeliwo szare – struktura

Żeliwo definiuje się jako stop odlewniczy żelaza z węglem, o zawartości węgla większej niż 2%, zazwyczaj wahającej się w zakresie 2,0 – 6,7% [56]. Na podstawie układu równowagi żelazo – węgiel w zależności od zawartości węgla można określić trzy typy żeliwa:

- podeutektyczne (% C < 4,30),
- eutektyczne (% C = 4,30),
- nadeutektyczne (% C > 4,30).

Wartość eutektyczna dla zawartości węgla 4,30% dotyczy układu żelazo – cementyt. Dla układu żelazo – grafit wartość ta wynosi 4,26% [57] [58].

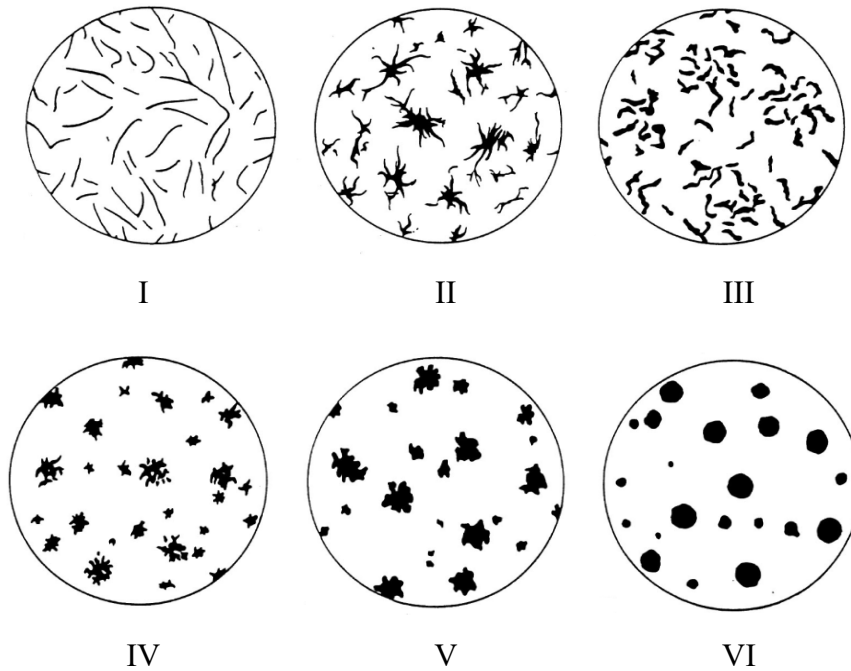
Metaliczną osnowę żeliw zazwyczaj stanowi ferryt, perlit lub ich mieszanina. Występują również żeliwa, w osnowie których występuje cementyt lub wtrącenia niemetaliczne. Istotnym elementem struktury żeliwa są wtrącenia grafitu. Grafit jest materiałem bardzo miękkim, w istotny sposób obniżającym własności mechaniczne żeliwa, zmniejszającym skurcz odlewniczy, poprawiającym skrawalność żeliw, zwiększającym ich odporność na zmęczenie cieplne oraz istotnie wpływającym na tłumienie drgań mechanicznych. Pierwiastkami poprawiającymi proces grafityzacji są: fosfor, miedź, aluminium czy krzem, natomiast utrudniającymi takie pierwiastki jak molibden, chrom, mangan czy siarka [57] [59]. Klasyfikację wydzieleni grafitu na podstawie analizy wizualnej podaje norma ISO 954-1:2009 [49], która wyróżnia podział ze względu na kształt, wielkość i typ rozmieszczenia w materiale. Wyróżniamy podział na 6 kształtów form grafitu:

1. typ I – grafit płatkowy,
2. typ II – grafit rozetowy,
3. typ III – grafit w postaci cienkich, rozgałęzionych płatków,
4. typ IV – grafit rozetowy, nieregularny, rozgałęziony,
5. typ V – grafit wermikularny,
6. typ VI – grafit kulkowy – sferoidalny.

Na Rysunku 2.8 przedstawiono wizualne zestawienie form grafitu zamieszczone w normie ISO 954-1:2009.

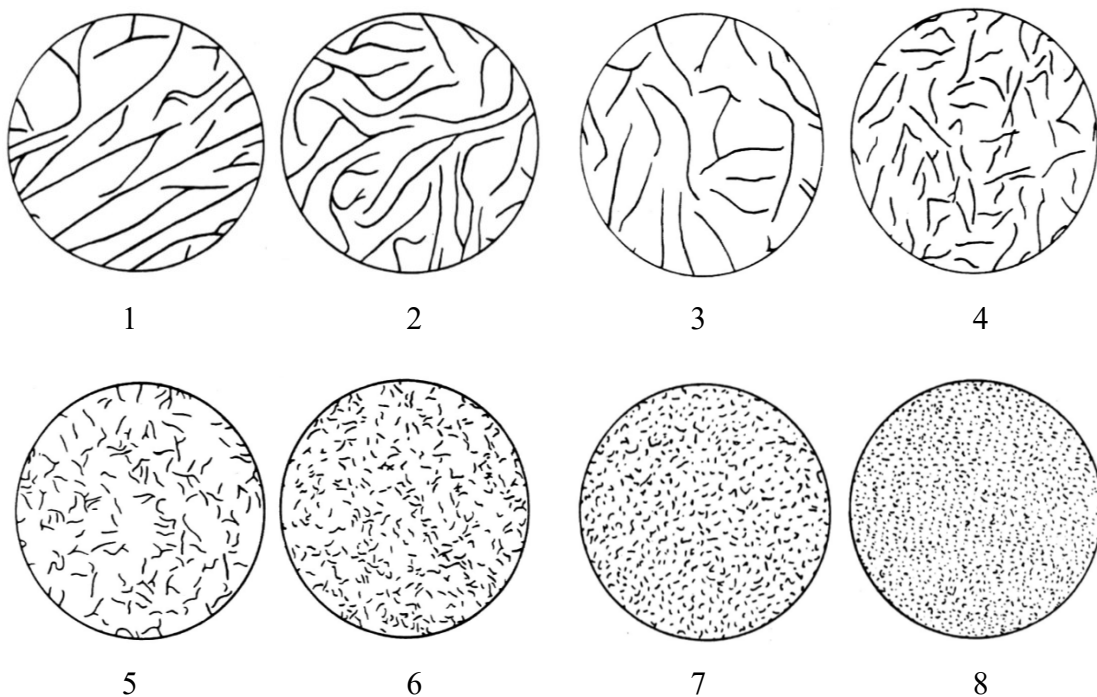
Klasyfikacja wielkości cząstek grafitu podzielona jest na osiem klas, gdzie klasa:

- 1 – to bardzo duże cząstki grafitu,
- 8 – bardzo drobne cząstki grafitu.



Rysunek 2.8 Klasyfikacja postaci grafitu (rozkład A) wg normy ISO 954-1:2009 [60]

Im wyższa numer klasy tym mniejszy rozmiar cząstek grafitu. Na Rysunku 2.9 pokazano zestawienie klas wielkości grafitu dla typu I (płatkowego) zamieszczonego w normie ISO 954-1:2009.

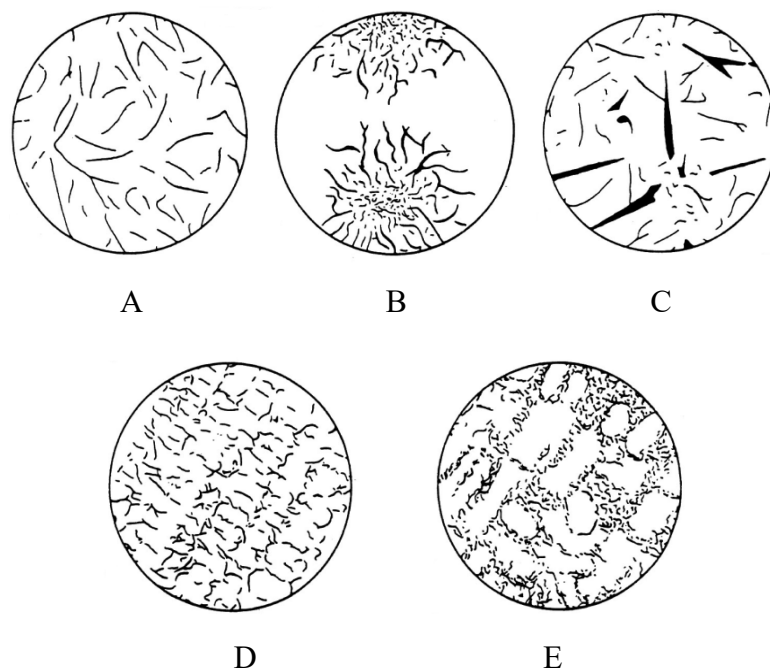


Rysunek 2.9 Klasyfikacja wielkości grafitu (Typ I, rozkład A) wg normy ISO 954-1:2009 [60]

Klasyfikacja rozmieszczenia cząstek grafitu została podzielona na pięć klas:

- A – grafit równomiernie rozmieszczony w materiale,
- B – skupienia grafitu,
- C – grube płatki grafitu w skupieniach,
- D – bardzo drobne cząstki grafitu rozmieszczone nieregularnie,
- E – grafit w postaci nieregularnych skupień.

Na Rysunku 2.10 pokazano zestawienie klas rozmieszczenia grafitu w materiale zamieszczone w normie ISO 954-1:2009.



Rysunek 2.10 Klasyfikacja rozmieszczenia cząstek grafitu (typ I) wg normy ISO 954-1:2009 [60]

Analiza mikrostruktury żeliwa szarego pozwala stwierdzić, że obecność grafitu płatkowego oraz charakter osnowy metalicznej mają kluczowy wpływ na właściwości mechaniczne i odporność na zmęczenie cieplne. Zrozumienie wzajemnych zależności pomiędzy strukturą a właściwościami eksploatacyjnymi stanowi podstawę do dalszych analiz dotyczących parametrów fizycznych i mechanicznych żeliwa szarego. W następnej części pracy szczegółowo przedstawiono te właściwości oraz ich znaczenie dla eksploatacji wlewnic.

## 2.3. Właściwości żeliwa szarego a odporność na zmęczenie cieplne – przegląd literatury

### 2.3.1. Właściwości fizyczne

#### 2.3.1.1. Przewodność cieplna

Z punktu widzenia odporności na zmęczenie cieplne bardzo ważną właściwością materiałową bezpośrednio wpływającym na wartość odporności jest przewodność cieplna. Przewodność cieplna decyduje o tym, jak szybko i równomiernie odprowadzane jest ciepło w trakcie cyklicznego obciążenia temperaturowego, decyduje o zmniejszeniu lokalnego przegrzania, zmniejsza gradienty temperatur wewnątrz materiału co z kolei ogranicza wielkość naprężeń cieplnych. Wyższa wartość przewodności cieplnej wpływa na wydłużenie okresu poprzedzającego inicjację pęknięć. Spośród wszystkich rodzajów żeliw, żeliwa szare cechują się najwyższą wartością współczynnika przewodzenia ciepła, jest to bezpośrednio związane z występowaniem grafitu płatkowego w mikrostrukturze. Badania przewodności cieplnej różnych gatunków żeliw których wyniki przedstawiono w [61] [62] [63] [64] [65] [66], doprowadziły do wniosków, że przewodność cieplna w dużym stopniu zależy od morfologii grafitu, mikrostruktury oraz dodatków stopowych. Zauważono, że zwiększenie wielkości i zagęszczenie rozmieszczenia ziaren grafitu powoduje zwiększenie przewodności cieplnej. Natomiast zastosowanie dodatków stopowych powoduje efekt odwrotny, mianowicie obniżenie przewodności cieplnej. W publikacji [67] prowadzono badania przewodności cieplnej różnych gatunków żeliw pod kątem wpływu dodatków stopowych, składników mikrostrukturalnych i temperatury. Badano zależność pomiędzy kształtem wydzieleni grafitu, rodzajem osnowy i temperaturą a wartością przewodności cieplnej, oraz stworzono podstawy do dalszych badań nad rozwojem żeliw o wysokiej przewodności cieplnej. Oszacowanie przewodności cieplnej żeliwa przeprowadzono w [63] [68] [69] gdzie wykazano, że poprawa rozkładu i kształtu grafitu i mikrostruktury w połączeniu ze spowolnieniem szybkości krzepnięcia zwiększają przewodność cieplną. Autorzy publikacji [70] [71] zbadali wpływ temperatury na wartość przewodności cieplnej. Doszli do wniosku, że przewodność cieplna wraz ze wzrostem temperatury ma tendencję rosnącą i osiąga maksimum w temperaturze około 500 °C, a następnie spada.

Na przewodność cieplną wpływa także skład chemiczny i występujące fazy osnowy metalicznej. Ferryt posiada dość wysoką przewodność ( $\sim 80 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ), podczas gdy perlit znacznie niższą ( $23\text{--}45 \text{ W/m}\cdot\text{K}$ ) [72]. Dlatego żeliwo ferrytyczne przewodzi ciepło lepiej niż perlityczne o identycznym rozmieszczeniu i kształcie wydzieleni grafitu. Jednak ferrytyczna osnowa oznacza z kolei niższą wytrzymałość i odporność na pęcznienie. W praktyce stosuje się więc kompromis: np. w żeliwie szarym perlit zapewnia wytrzymałość, a grafit – przewodzenie ciepła. Z kolei w nowszych stopach żeliwa szarego często dąży się do uzyskania struktury ferrytyczno-perlitycznej z grafitem robaczkowym, co ma poprawić przewodność względem żeliwa sferoidalnego, zachowując wyższą wytrzymałość niż czysty ferryt. Zależność przewodności od temperatury też ma znaczenie, wraz ze wzrostem temperatury przewodność żeliwa zmniejsza się, a różne fazy reagują odmiennie. Zaobserwowano, że zmiany przewodności wraz z temperaturą są kombinacją wpływu grafitu i osnowy, a nie tylko samej morfologii grafitu. W wysokich temperaturach przewodność osnowy ferrytycznej spada, ale równocześnie grafit może przejmować większy udział w przewodzeniu (do pewnego stopnia kompensując spadek), stąd znaczenie ma badanie, jak każdy składnik struktury wpływa na zmiany przewodności cieplnej w danej temperaturze [67].

Wysoka przewodność cieplna jest pożądana dla wzrostu odporności na zmęczenie cieplne, ponieważ zmniejsza gradienty temperatur i naprężenia termiczne. Żeliwo szare, z uwagi na grafit płatkowy, przewodzi ciepło najlepiej spośród innych gatunków żeliw, stanowi to jedną z przyczyn, dla których materiał ten bywa stosowany w elementach narażonych na szoki termiczne (np. kadzie, wlewnice, tarcze hamulcowe). Jednak poprawa przewodności zwykle wiąże się ze spadkiem wytrzymałości mechanicznej. Literatura ostatnich lat podkreśla tę niekorzystną zależność: im lepsze właściwości termiczne, tym słabsze właściwości wytrzymałościowe i odwrotnie [73]. Optymalna mikrostruktura pod kątem zmęczenia cieplnego powinna zapewniać wystarczającą wytrzymałość i stabilność w wysokiej temperaturze, a jednocześnie dobrą przewodność cieplną i zdolność do relaksacji naprężeń.

Przewodność cieplna żeliwa szarego jest determinowana głównie przez morfologię grafitu i skład fazowy osnowy. Wysoka przewodność cieplna korzystnie wpływa na odporność na zmęczenie cieplne, jednak często wiąże się z kompromisem związanym z równoczesnym spadkiem wytrzymałości mechanicznej materiału.

## 2.3.2. Właściwości mechaniczne

### 2.3.2.1. Wytrzymałość na rozciąganie

Odporność na zmęczenie cieplne w dużej mierze zależy od równowagi między przewodnością cieplną, mikrostrukturą materiału a właściwościami mechanicznymi. Najlepsze rezultaty uzyskuje się, gdy materiał szybko rozprasza ciepło. Posiada wysoką przewodność cieplną, ma niską rozszerzalność cieplną, co wpływa na mniejsze odkształcenia termiczne. Cechuje się wysoką ciągliwością i wytrzymałością co wpływa na ograniczenie prędkości propagacji pęknięcia zmęczeniowego i opóźnienie inicjacji pęknięcia, oraz gdy mikrostruktura jest wolna od wtrąceń, defektów i jest jednorodna.

Literatura wskazuje, że statyczna wytrzymałość na rozciąganie materiału istotnie wpływa na jego odporność na zmęczenie cieplne. Gundlach już w latach 70. badając różne żeliwa stwierdził, że żaroodporność koreluje z wytrzymałością na rozciąganie w podwyższonej temperaturze, a kluczowym czynnikiem ograniczającym trwałość jest mała odporność na pełzanie w wysokich temperaturach [74] [75]. Im większa wytrzymałość tym lepsza odporność na zmęczenie cieplne, o ile materiał nie ulega szybkiemu pełzaniu [8]. Potwierdzają to badania [76] [77] gdzie zaobserwowano, że wzrost wytrzymałości żeliwa zwiększa liczbę cykli do zainicjowania pęknięć zmęczeniowych [10]. Jednocześnie wykazano, iż wysoka zawartość węgla poprawia przewodność cieplną i redukuje gradienty temperatury w materiale, co zmniejsza poziom naprężeń termicznych. Wzrost udziału wydzielen grafitu pośrednio poprawia wytrzymałość zmęczeniową, gdyż mniejsze różnice temperatur między powierzchnią a rdzeniem odlewu łagodzą wpływ cyklicznych zmian naprężenia.

Podniesienie wytrzymałości mechanicznej żeliwa przez zmniejszenie udziału grafitu poprawia właściwości statyczne, ale pozbawia materiał swoistego „amortyzatora” naprężeń termicznych. W literaturze podkreśla się, że optymalna mikrostruktura dla odporności cieplnej to taka, która łączy wysoką wytrzymałość z obecnością rozproszonej fazy grafitowej, która przejmuje część odkształceń i w efekcie sprzyja relaksacji naprężeń cieplnych, opóźniając proces pęknięcia materiału.

Eksperymentalne testy zmęczenia cieplnego potwierdzają powyższe zależności. Autorzy publikacji [8] badając wlewnice z żeliwa szarego poddane wielokrotnym cyklom

nagrzewania ( $\sim 800\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) i chłodzenia ( $\sim 20\text{ }^{\circ}\text{C}$ ) stwierdzili stopniowy spadek wytrzymałości na rozciąganie materiału wraz z liczbą cykli, spowodowany degradacją mikrostruktury. Powyżej  $500\text{ }^{\circ}\text{C}$  perlityczna osnowa uległa częściowej przemianie i rozpoczął się jej rozpad prowadzący do powstania ferrytu i grafitu, czemu towarzyszył ubytek wytrzymałości oraz twardości. Po kilkudziesięciu cyklach zaobserwowano wyraźny wzrost udziału obszarów ferrytycznych kosztem perlitu, a na powierzchniach przełomów pojawiły się nowe, drobne wydzielения grafitu świadczące o postępującej grafityzacji [78]. Zanik perlitu i rozdrobnienie struktury skutkowały istotnym obniżeniem wytrzymałości na rozciąganie. W próbkach wlewnicy zmniejszył się on proporcjonalnie do ubytku fazy perlitycznej. Co ważne, podobne zjawiska opisywane są także w nowszych pracach dotyczących zmęczenia cieplnego odlewów [15].

W kontekście analiz numerycznych, wytrzymałość materiału jest często wykorzystywana jako jeden z parametrów krytycznych przy prognozowaniu pęknięcia termomechanicznego. Przykładowo, w [79] autor opracował zależność empiryczną do przewidywania trwałości zmęczeniowej żeliwa, w której parametrami wejściowymi były wytrzymałość na rozciąganie oraz moduł sprężystości. Również nowsze modele MES uwzględniają obniżanie się wytrzymałości materiału w miarę postępu cykli podkreślając, że spadek wytrzymałości na rozciąganie wywołany zmęczeniem cieplnym musi być brany pod uwagę przy obliczeniowej ocenie jej nośności i trwałości [15]. Podsumowując, wytrzymałość na rozciąganie (zarówno w temperaturze pokojowej, jak i podwyższonej) jest kluczowym parametrem charakteryzującym żeliwo szare w kontekście zmęczenia cieplnego. Wysoka wytrzymałość zwiększa odporność na pęknięcie termiczne, natomiast spadek wytrzymałości podczas cykli cieplnych bezpośrednio przekłada się na skrócenie żywotności elementu.

Wytrzymałość na rozciąganie żeliwa szarego stanowi kluczowy parametr w kontekście odporności na zmęczenie cieplne. Odpowiednio wysoka wartość tej właściwości sprzyja wydłużeniu okresu eksploatacji wlewnic, choć należy pamiętać o konieczności utrzymania równowagi między wytrzymałością a pozostałymi właściwościami materiału.

### 2.3.2.2. Wydłużenie przy zerwaniu

Charakterystyczną cechą żeliwa szarego jest bardzo niska plastyczność. Typowe wydłużenie przy zerwaniu wynosi zaledwie około 0,5–1,5%. Dla porównania, stal konstrukcyjna osiąga 10–20% wydłużenia, a żeliwo sferoidalne kilka do kilkunastu procent. Tak mała zdolność do odkształceń plastycznych wynika z kruchego sposobu pęknięcia żeliwa szarego: grafit płatkowy o ostrych krawędziach inicjuje mikropęknięcia już przy minimalnych odkształceniach osnowy. W kontekście zmęczenia cieplnego oznacza to, że materiał praktycznie nie ma rezerwy plastycznej do amortyzacji naprężeń termicznych, nawet umiarkowane cykle nagrzewania i chłodzenia szybko powodują powstawanie pęknięć.

Strategią poprawy odporności zmęczeniowej żeliwa szarego jest zatem zwiększenie jego plastyczności (wydłużenia). Osiąga się to poprzez modyfikację mikrostruktury: odpowiednia obróbka cieplna lub stosowanie dodatków stopowych, które zwiększają ciągliwość osnowy oraz zmieniają morfologię grafitu. Przykładem może być obróbka ausferrytyczna żeliwa szarego. W publikacji wykazano, że precyzyjne wyżarzanie austenitujące połączone z izotermicznym chłodzeniem może znacząco podnieść zarówno wytrzymałość, jak i ciągliwość żeliwa szarego [80].

Niska plastyczność żeliwa szarego ogranicza jego zdolność do absorpcji naprężeń termicznych, co zwiększa podatność na inicjację pęknięć. Wpływ modyfikacji mikrostruktury na wydłużenie przy zerwaniu może być istotnym narzędziem poprawy trwałości materiału.

### 2.3.2.3. Moduł Younga.

Żeliwo szare charakteryzuje się stosunkowo niskim modułem sprężystości w porównaniu ze stalami konstrukcyjnymi, co wynika przede wszystkim z obecności grafitu płatkowego w mikrostrukturze materiału. Grafit stanowi dodatkową fazę o niskiej sztywności, prowadzi do obniżenia efektywnej sztywności osnowy metalicznej. Typowe wartości modułu Younga ( $E$ ) dla żeliwa szarego mieszczą się w przedziale 90–130 GPa, podczas gdy dla stali konstrukcyjnych wartości te wynoszą około 210 GPa [81].

Niższy moduł sprężystości przekłada się na mniejszą sztywność materiału, co oznacza, iż przy zadanym gradiencie temperatury w konstrukcji generowane są niższe

naprężenia termiczne. Już w latach 60. XX wieku opracowano kryteria odporności na szoki cieplny uwzględniające wpływ modułu sprężystości; zgodnie z koncepcją Hasselmana [82], odporność na pękanie termiczne jest wprost proporcjonalna do wytrzymałości na rozciąganie oraz odwrotnie proporcjonalna do wartości modułu Younga. Wynika z tego, iż niższa sztywność sprzyja odporności na cykliczne obciążenia cieplne i poprawia trwałość zmęczeniową żeliwa.

Późniejsze analizy potwierdziły, że najbardziej korzystne pod względem odporności na zmęczenie cieplne są materiały, które łączą wysoką wytrzymałość mechaniczną z możliwie niskim modułem  $E$  [83] [84]. Porównania żeliwa szarego, wermikularnego i sferoidalnego wskazują, że tradycyjne żeliwo szare, cechujące się niższym modułem Younga (około 100 GPa), może w niektórych zastosowaniach odznaczać się wyższą odpornością na szoki termiczne niż żeliwa o wyższej sztywności (wermikularne, sferoidalne:  $E \approx 140\text{--}170$  GPa), choć wykazują one z reguły wyższą wytrzymałość [85]. Mniejsza sztywność materiału umożliwia swobodniejsze odkształcenia termiczne, co ogranicza akumulację naprężeń własnych podczas cyklicznych zmian temperatury i może opóźniać inicjację pęknięć.

Z drugiej strony, należy podkreślić, że jeśli materiał o niskim module sprężystości charakteryzuje się jednocześnie niską wytrzymałością, potencjalne korzyści wynikające ze zredukowanego naprężenia mogą być zniwelowane przez słabą odporność osnowy na deformację i zniszczenie. Przykładowo, w badaniach [85] [86] wykazano, że w warunkach wolnych cykli cieplnych żeliwo ausferytyczne i perlityczne sferoidalne, oba o wyższych wartościach  $E$  i twardości, osiągnęły większą liczbę cykli do pęknięcia niż bardziej miękkie żeliwo szare. Oznacza to, że maksymalizacja podatności materiału (obniżanie wartości modułu Younga  $E$ ) nie zawsze prowadzi do zwiększenia odporności zmęczeniowej, jeśli jest to okupione znacznym spadkiem wytrzymałości mechanicznej. Kluczowe znaczenie ma właściwy stosunek wytrzymałości do sztywności, optymalna odporność na zmęczenie cieplne występuje, gdy żeliwo szare posiada możliwie wysoką wytrzymałość przy umiarkowanie niskim module sprężystości. Moduł powinien być na tyle niski, by efektywnie redukować naprężenia cieplne, lecz niezbyt niski, aby nie prowadziło to do kruchości i osłabienia osnowy metalicznej.

Należy również podkreślić, że wartość modułu Younga żeliwa szarego zmienia się w trakcie eksploatacji cieplnej. Degradacja mikrostruktury, obejmująca m.in. mikropęknięcia, utlenianie oraz wtórną grafityzację, powoduje stopniowe obniżanie efektywnej sztywności materiału wraz z liczbą przeprowadzonych cykli nagrzewania i chłodzenia. Badania wykazały, że po cyklicznym nagrzewaniu i chłodzeniu próbki żeliwa szarego następuje istotny spadek modułu sprężystości, wynikający między innymi z oksydacji grafitu oraz rozluźnienia spójności na granicach grafit-osnowa. Największe obniżenie  $E$  (rzędu 10% lub więcej) zachodzi już w początkowych kilkunastu cyklach cieplnych, co zbiega się z gwałtownym spadkiem wytrzymałości materiału. Zmniejszenie modułu Younga sprzyja nieco łagodzeniu dalszego narastania naprężeń, jednak z drugiej strony jest wskaźnikiem postępującej degradacji strukturalnej – mikropęknięcia będą inicjować przy coraz niższych poziomach obciążenia, ponieważ materiał staje się bardziej kruchy [15].

W analizach numerycznych odporności na zmęczenie cieplne istotne jest uwzględnianie zmienności modułu sprężystości i innych właściwości materiałowych w funkcji liczby cykli eksploatacyjnych. Aktualizacja parametrów modelowych (np.  $E$ ,  $R_m$ ) w kolejnych etapach pracy konstrukcji pozwala na bardziej wiarygodną ocenę jej trwałości oraz bezpieczeństwa eksploatacyjnego.

Podsumowując, niski moduł Younga stanowi korzystną cechę żeliwa szarego w kontekście odporności na zmęczenie cieplne, ponieważ ogranicza generowane naprężeń cieplnych. Należy jednak analizować jego wpływ łącznie z wytrzymałością i mikrostrukturą. Zbyt duże obniżenie modułu sprężystości, będące efektem nadmiaru grafitu lub defektów strukturalnych, prowadzi do obniżenia trwałości zmęczeniowej i zwiększa podatność na kruche pękanie. Optymalna odporność termiczna żeliwa szarego występuje przy zrównoważeniu wysokiej wytrzymałości z umiarkowaną niską sztywnością. W praktyce osiąga się to poprzez modyfikację mikrostruktury, np. przejście z grafitu płatkowego na wermikularny czy zastosowanie dodatków stopowych wzmacniających osnowę, co umożliwi podniesienie wytrzymałości bez utraty zdolności materiału do relaksacji naprężeń. Moduł Younga, obok wytrzymałości na rozciąganie, stanowi ważny czynnik kształtujący odporność żeliwa szarego na zmęczenie cieplne. Optymalny stosunek sztywności do wytrzymałości pozwala zminimalizować naprężenia termiczne i wydłużyć żywotność konstrukcji.

## 2.4. Zmęczenie cieplno – mechaniczne

### 2.4.1. Naprężenia cieplne

Naprężenia cieplne (naprężenia termiczne) to naprężenia powstające w materiale na skutek nierównomiernych zmian temperatury, szczególnie gdy rozkład temperatury w elemencie nie jest jednorodny. Zjawisko to występuje powszechnie w konstrukcjach pracujących w warunkach zmiennych obciążeń cieplnych, takich jak wlewnice, formy odlewnicze czy elementy silników.

Podstawowym mechanizmem powstawania naprężeń cieplnych jest rozszerzalność cieplna materiału. Każdy materiał dąży do zwiększenia swoich wymiarów wraz ze wzrostem temperatury, zgodnie z indywidualnym współczynnikiem liniowej rozszerzalności cieplnej  $\alpha$ . Jeżeli jednak rozszerzanie bądź też kurczenie jest ograniczone przez inne części konstrukcji lub przez szybkie zmiany temperatury tylko w wybranych obszarach elementu, w materiale pojawiają się dodatkowe, wewnętrzne siły, które generują naprężenia cieplne.

W przypadku gdy cały element jest podgrzewany równomiernie i może swobodnie się rozszerzać, w materiale nie powstają naprężenia cieplne. Materiał zwiększa swoje wymiary zgodnie z rozszerzalnością cieplną, a ponieważ nie występują żadne ograniczenia, nie pojawiają się żadne wewnętrzne siły.

Odmienne jest przy nierównomiernym ogrzewaniu, gdy w elemencie występuje gradient temperatury, czyli poszczególne części konstrukcji nagrzewają się do różnych wartości temperatury w tym samym czasie. W takiej sytuacji obszary te w różnym stopniu zwiększają swoją objętość a ich swobodne odkształcenie cieplne jest ograniczone przez sąsiednie obszary o niższej temperaturze lub przez samą geometrię całej konstrukcji. W wyniku tych ograniczeń w materiale powstają wewnętrzne naprężenia cieplne. Im większa jest różnica temperatur pomiędzy fragmentami materiału, tym większe są lokalne odkształcenia sprężyste lub plastyczne i naprężenia, które mogą prowadzić do powstawania pęknięć, szczególnie podczas gwałtownych zmian temperatury.

W najprostszym przypadku naprężenia cieplne dla elementu, którego odkształcenia są całkowicie ograniczone, można wyrazić wzorem:

$$\sigma_{term} = E \cdot \alpha \cdot \Delta T \quad (1)$$

gdzie:

- $\sigma_{term}$  – naprężenia termiczne,
- $E$  – moduł Younga,
- $\alpha$  – współczynnik liniowej rozszerzalności cieplnej,
- $\Delta T$  – różnica temperatur.

W praktyce, dla prostych przypadków geometrycznych i warunków brzegowych naprężenia cieplne mogą być analizowane metodami analitycznymi, jak i numerycznymi (MES). Szczególnie w przypadkach złożonych kształtów i rzeczywistych warunków eksploatacji nieodzowne staje się stosowanie metod numerycznych. Analiza i kontrola naprężeń cieplnych ma kluczowe znaczenie dla oceny trwałości eksploatacyjnej elementów narażonych na cykliczne zmiany temperatury.

W odniesieniu do wlewnic należy podkreślić, że podczas ich eksploatacji występują wyjątkowo niekorzystne warunki termiczne (Rozdział 2.2.2). Bezpośrednio po zalaniu ciekłą stalą wewnątrz wlewnicy poddawane jest gwałtownemu wzrostowi temperatury, co prowadzi do powstania bardzo dużych gradientów cieplnych pomiędzy powierzchnią wewnętrzną a zewnętrzną ścianek. Charakterystyczna dla wlewnic masywna, grubościenna budowa sprawia, że zewnętrzne partie konstrukcji nagrzewają się znacznie wolniej i pozostają przez dłuższy czas sztywne oraz chłodne, ograniczając tym samym swobodę rozszerzania się rozgrzanej części wewnętrznej. Taka sytuacja sprzyja powstawaniu wysokich naprężeń cieplnych już na etapie zalewania. Co więcej, po wybiciu wlewka celem przyspieszenia procesu produkcyjnego stosowane jest intensywne chłodzenie powietrzem, mgłą wodną lub wodą, praktykowane w wielu stalowniach. Wlewnica ponownie narażana jest na szybkie i nierównomierne zmiany temperatury. W konsekwencji prowadzi to do powtarzalnego generowania naprężeń cieplnych, co w dłuższym okresie eksploatacji przyczynia się do inicjacji i rozwoju uszkodzeń zmęczeniowych w materiale oraz intensyfikacji zużycia. Zrozumienie mechanizmów powstawania i rozkładu naprężeń cieplnych stanowi zatem podstawę do analizy i oceny trwałości zmęczeniowej wlewnic.

### 2.4.2. Zmęczenie cieplne

Cyklicznie powtarzające się zmiany temperatury, typowe dla pracy wlewnic podczas kolejnych procesów zalewania i chłodzenia, prowadzą do okresowego pojawiania się naprężeń cieplnych w materiale. W warunkach, gdy gradienty temperatury występują regularnie i przez dłuższy czas, materiał poddawany jest naprzemiennym procesom rozciągania i ściskania. To właśnie takie cykliczne oddziaływanie obciążeń cieplnych prowadzi do zjawiska zmęczenia cieplnego, którego konsekwencją może być obniżenie trwałości materiału, inicjacja pęknięć oraz stopniowa degradacja właściwości wytrzymałościowych konstrukcji wlewnic.

Ponieważ nie istnieje standardowa metoda badania pęknięć powstających w wyniku zmęczenia cieplnego, niezbędne jest indywidualne, eksperymentalne podejście do konkretnego zagadnienia. W literaturze można się spotkać z szeregiem badań prowadzonych celem określenia odporności na pękanie pod wpływem szoków cieplnych. W publikacji [87] autorzy zastosowali cykliczne indukcyjne nagrzewanie pręta oraz chłodzenie powietrzem w zakresie 100 – 540 °C w celu określenia właściwości pękania żeliwa. W publikacji [88] zastosowano natomiast cienkie płyty poddawane nagrzewaniu indukcyjnemu, a następnie chłodzeniu wodą w zakresie 20 – 800 °C. W publikacji [45] autorzy prezentują wyniki badań prowadzonych na kokili wykonanej z żeliwa wlewnicowego, na której prowadzono próby cyklicznego obciążenia cieplnego poprzez zalewanie jej ciekłą stalą o temperaturze 1450 °C. W pierwszym etapie stosowali chłodzenie powietrzem do momentu wytworzenia się naskórka, po czym celem zintensyfikowania wydajności zastosowali medium chłodzące w postaci mgły wodnej. W końcowym etapie po wybiciu wlewka, pustą kokilę chłodzili powietrzem. Natychmiast po zakończeniu cyklu ponawiano próbę.

Prowadzono również szereg analiz porównawczych dotyczących odporności na zmęczenie cieplne różnych gatunków żeliw. W publikacji [73] autor stwierdził, że żeliwo szare w porównaniu z żeliwem wermikularnym charakteryzuje się wyższą odpornością na zmęczenie cieplne ze względu na niższą wartość modułu Younga i wyższy współczynnik wyrównania temperatur. Do tożsamyh wniosków doszli autorzy publikacji [83] [84] [89]. Dla kontrastu w publikacjach [45] [90] [91] autorzy stwierdzili,

że to żeliwo wermikularne posiada lepszą odporność na zmęczenie cieplne wynikające z wyższego stosunku wytrzymałości do naprężenia termicznego.

W publikacji [8] autorzy przeprowadzili badania żeliwa szarego poddanego cyklicznemu zmęczeniu cieplnemu poprzez szybkie nagrzanie do temperatury 800 °C, następnie wychłodzeniu do temperatury 20 °C. Przyjęty czas cyklu wynosił 160 minut. Próbkę poddaną cyklicznej obróbce termicznej w zakresie 1 – 50 cykli poddano statycznej próbie rozciągania w zakresie 20 – 800 °C. Zaobserwowano spadek wytrzymałości żeliwa na skutek zmęczenia cieplnego.

Wysoką zależność pomiędzy wytrzymałością na rozciąganie i odpornością na zmęczenie cieplne żeliwa szarego a jego odpornością na pełzanie w wysokich temperaturach wykazano w publikacjach [74] [75]. Na podstawie eksperymentów przeprowadzonych w publikacji [92] autor stwierdził, że powodem powstawania zjawiska zmęczenia cieplnego jest ograniczenie skurczu i rozszerzalności materiału pod wpływem cyklicznych obciążeń termicznych. W [93] dokonano analizy badań zmęczeniowych żeliwa szarego i stwierdzono, że prędkość propagacji pęknięć w dużej mierze zależy od obróbki plastycznej materiału.

Testy zmęczenia cieplnego przeprowadzono na próbkach o kształcie tarczy z umieszczoną płetwą na jednym z końców, celem symulacji pracy tarcz hamulcowych [26] [94]. W ich wyniku stwierdzono, że największy wpływ na pękanie żeliwa szarego perlitycznego ma morfologia grafitu.

Badania zmęczenia cieplnego na automatycznej linii na próbkach o kształcie dysku opisano w publikacji [95] [96]. Podwyższenie odporności na zmęczenie cieplne wykazały próbki z dodatkiem molibdenu, chromu i miedzi, co również miało wpływ na podwyższenie przewodności cieplnej. W dalszych badaniach [79] [97] opracowano dla żeliwa szarego matematyczny model przewidywania trwałości zmęczeniowej.

Wiele uwagi poświęcono w publikacjach [98] [99] [100] [101] [102] [103] [104] wpływowi obróbki cieplnej, dodatków stopowych, optymalizacji mikrostruktury i kontroli odlewania na odporność na zmęczenie cieplne.

Wlewnice są zwykle projektowane na podstawie doświadczenia zdobytego podczas ich eksploatacji. Próby uogólnień, które były podejmowane w poprzednich

latach w celu tworzenia obliczeń i projektowania formuł okazały się w dużej mierze nieskuteczne. Wraz z nowoczesnym sprzętem pomiarowym, obecnie dostępnym oprogramowaniem symulującym procesy termiczne, obliczone numerycznie zmiany stanu naprężeń i odkształceń umożliwiają przeprowadzenie precyzyjnej analizy zjawisk zachodzących w tego typu konstrukcjach. Istotne jest rozróżnienie pomiędzy wpływem zjawisk fizycznych zachodzących na powierzchni wewnętrznej ściany wlewnicy o temperaturze około 700 °C przylegającej do ciekłego metalu, a zjawiskami zachodzącymi na zewnętrznych powierzchniach ścian. Rozróżnienie to stanowi innowacyjne podejście do kwestii zmęczenia cieplnego wlewnic. W obszarach, w których temperatura osiąga wartości powyżej 700 °C, następuje silna degradacja materiału. Można to ocenić na podstawie obrazów mikrostrukturalnych i testów wytrzymałości żeliwa. Natomiast powierzchnie ścian zewnętrznych są obszarami inicjacji pęknięć propagujących w kierunku osi wlewnicy. Analiza wpływu zjawisk fizycznych zachodzących w ścianach wlewnicy pod wpływem zmian temperatury skłania do przeprowadzenia badań na rzeczywistym stanowisku zalewania wlewnicy w odlewni, w celu dokładnego określenia temperatury i przemieszczeń zewnętrznych ścian wlewnicy.

Niezbędne jest również przeprowadzenie testów określających spadek wartości właściwości wytrzymałościowych tworzywa wlewnicowego pod wpływem zmęczenia cieplnego. W porównaniu do badań zmęczenia cieplnego, których wyniki były już publikowane, gdzie w typowych testach zmęczenia cieplnego czas trwania jednego cyklu obciążenia trwa od kilku sekund do kilkunastu minut, konieczne jest dobranie charakterystyki obciążenia temperaturowego w sposób odzwierciedlający warunki pracy wlewnicy. Opracowanie założeń doboru charakterystyki obciążenia temperaturowego będzie przedstawione w dalszej części pracy w Rozdziale 3.6.1, natomiast szczegółowa procedura zmęczenia cieplnego w Rozdziale 3.3.

Ze względu na złożoność mechanizmów zmęczenia cieplnego, niezbędne stało się opracowanie prostych metod pozwalających na ocenę odporności materiałów na to zjawisko. Dlatego w literaturze stosowane są empiryczne kryteria materiałowe, które umożliwiają porównywanie różnych materiałów pod kątem ich podatności na uszkodzenia wywołane zmęczeniem cieplnym.

### 2.4.3. Ocena odporności na zmęczenie cieplne – kryteria materiałowe

Ocena odporności materiałów na zmęczenie cieplne jest jednym z trudniejszych zagadnień w inżynierii materiałowej. Zjawisko to ma charakter złożony i zależny od wielu czynników. Badania odporności na zmęczenie cieplne są jednak skomplikowane i kosztowne. Co istotne, do tej pory nie opracowano jednej, powszechnie uznanej i ujednoczonej metody badawczej, co w konsekwencji prowadzi do rozbieżnych wyników i utrudnia bezpośrednie porównywanie uzyskanych rezultatów.

Dlatego powszechnie stosuje się empiryczne kryteria oceny odporności na zmęczenie cieplne, oparte na łatwo mierzalnych właściwościach materiałowych. Kryteria te przyjmują postać prostych relacji empirycznych, łączących właściwości mechaniczne i fizyczne materiału, takie jak:

- wytrzymałość na rozciąganie ( $R_m$ ),
- granica plastyczności ( $R_e$ ),
- moduł Younga ( $E$ ),
- współczynnik rozszerzalności cieplnej ( $\alpha$ ),
- przewodność cieplna ( $\lambda$ ),
- twardość ( $HB/HV$ ),
- wydłużenie przy zerwaniu ( $A$ ),
- współczynnik Poissona ( $\nu$ ),
- odporność na pękanie ( $K_{IC}$ ).

W literaturze zaproponowano wiele takich wskaźników, różniących się poziomem złożoności oraz zestawem branych pod uwagę właściwości. Przykładem mogą być znane już od wielu lat wzory zaproponowane przez: A. Colluda, J. Kadleca i Kattusa [105] [106]. Mają one następującą postać:

#### **Kryterium Colluda**

$$K_{cu} = \frac{R_m}{HB \cdot E} \quad (2)$$

#### **Kryterium Kadleca**

$$Z_o = \frac{R_m \cdot \lambda}{\alpha \cdot E} \quad (3)$$

**Kryterium Kattusa**

$$R_{Ktt} = f\left(\frac{R_m \cdot \lambda \cdot A}{\alpha \cdot E}\right) \quad (4)$$

Przedstawione powyżej zależności stanowią empiryczne kryteria pozwalające wstępnie ocenić przydatność materiału do pracy w warunkach zmęczenia cieplnego. Umożliwiają one porównanie różnych stopów metali na podstawie podstawowych właściwości fizykomechanicznych, choć z oczywistych względów nie uwzględniają pełnej złożoności zjawiska.

W nowszych podejściach rozwijane są zaprezentowane wyżej założenia, aby lepiej odzwierciedlały rzeczywiste zachowanie materiałów. Przykładowo, w [107] rozbudowano kryterium Kadleca o dodatkowy czynnik w postaci liczby Poissona ( $\nu$ ). W efekcie uzyskano bardziej złożoną zależność empiryczną, opisaną równaniem:

$$Q = \frac{R_e \cdot \lambda}{\alpha \cdot E} (1 - \nu) \quad (5)$$

Równanie wykorzystujące granicę plastyczności ( $R_e$ ) stosowane jest do oceny odporności materiału na pękanie w warunkach zmęczenia cieplnego. Jeśli zamiast granicy plastyczności ( $R_e$ ) we wzorze użyjemy wytrzymałości na rozciąganie ( $R_m$ ), równanie służyć będzie opisowi odporność na pękanie wynikające z szokowego obciążenia cieplnego ( $R_T$ ):

$$R_T = \frac{R_m \cdot \lambda}{\alpha \cdot E} (1 - \nu) \quad (6)$$

Oba te podejścia odnoszą się do okresu do inicjacji pęknięcia. W sytuacji, gdy w materiale pęknięcia są już zainicjowane, do wzoru wprowadza się parametr odporności na pękanie  $K_{IC}$ , co pozwala ocenić odporność na propagację istniejących defektów:

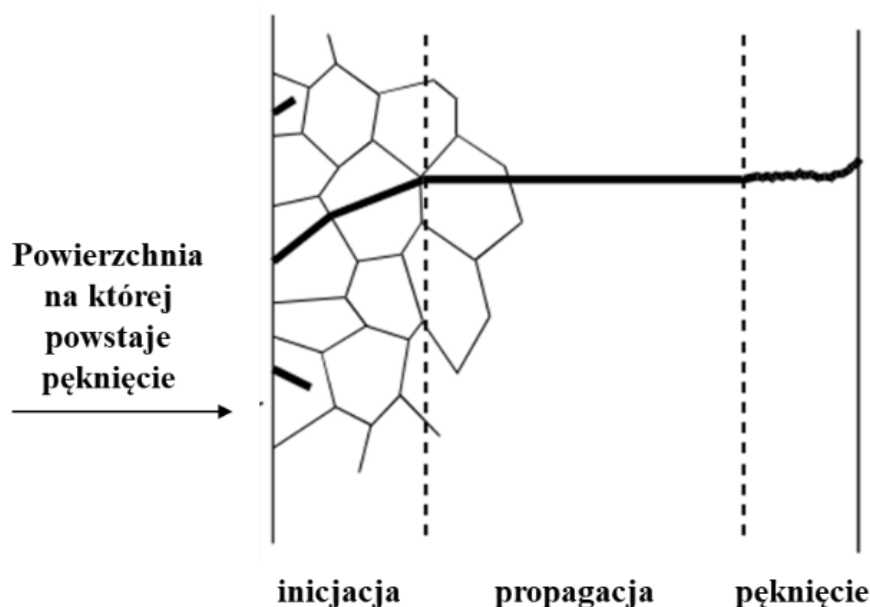
$$R_K = \frac{K_{IC} \cdot \lambda}{\alpha \cdot E} (1 - \nu) \quad (7)$$

W powyższym równaniu uwzględniono współczynnik Poissona, co ma znaczenie przy porównywaniu materiałów o różnych jego wartościach. W przypadku materiałów o zbliżonym współczynniku ten może zostać pominięty.

Nawet najlepsze wskaźniki empiryczne pozwalają jedynie porównać odporność materiałów na zmęczenie cieplne, nie oddają jednak szczegółowo mechanizmu samego zniszczenia. W jego wyniku w materiale stopniowo narastają uszkodzenia, prowadzące ostatecznie do inicjacji i rozwoju pęknięć. Cykliczne naprężenia termiczne stanowią główny czynnik inicjujący proces powstawania defektów w mikrostrukturze ścian wlewnic oraz innych elementów narażonych na podobne warunki eksploatacji. By w pełni zrozumieć mechanizm zniszczenia materiału poddanego działaniu powtarzalnych obciążeń cieplnych, konieczne jest szczegółowe przeanalizowanie poszczególnych etapów rozwoju pęknięcia, począwszy od inicjacji mikrouszkodzeń aż po moment całkowitego uszkodzenia.

#### 2.4.4. Etapy rozwoju pęknięcia.

Rozwój pęknięcia w materiałach konstrukcyjnych, w tym w żeliwie szarym oraz innych żeliwach, jest złożonym procesem, który można podzielić na trzy główne etapy: inicjację, propagację oraz pęknięcie końcowe (Rysunek 2.11).



Rysunek 2.11 Trzy fazy rozwoju pęknięcia: inicjacja, propagacja i pęknięcie

##### 1. Inicjacja pęknięcia

Inicjacja pęknięcia polega na powstaniu lokalnych mikrouszkodzeń, które z czasem prowadzą do utworzenia mikropęknięcia w materiale. W żeliwie szarym, ze względu na

obecność płatków grafitu, inicjacja ta następuje najczęściej na końcach lub krawędziach płatków grafitu, które działają jak naturalne koncentratory naprężeń. Proces ten jest intensyfikowany w obszarach o największych gradientach temperatury oraz w miejscach oddziaływania cyklicznych obciążeń mechanicznych lub termomechanicznych. W literaturze podkreśla się, że cykliczne nagrzewanie i chłodzenie oraz zmęczenie cieplne przyspieszają inicjację pęknięć poprzez akumulację uszkodzeń w pobliżu defektów mikrostrukturalnych [107] [108].

Szacowanie trwałości materiału w okresie inicjacji pęknięcia przeprowadza się z zastosowaniem hipotez zmęczeniowych, co stanowi podstawowe podejście klasycznej wytrzymałości materiałów. Niektóre z tych hipotez istotne z punktu widzenia niniejszej pracy opierają się na analizie położenia tzw. płaszczyzny krytycznej, w której spełnione są warunki inicjacji pęknięcia na skutek występowania największej wartości lokalnego naprężenia albo odkształcenia lub jednocześnie naprężenia i odkształcenia. Dzięki temu możliwe jest określenie liczby cykli do powstania pierwszego mikropęknięcia na podstawie parametrów materiałowych oraz rozkładu naprężeń i odkształceń podczas cyklicznego obciążania.

## 2. Propagacja pęknięcia

W kolejnym etapie, po utworzeniu się mikropęknięcia, dochodzi do jego propagacji, czyli stopniowego wydłużania się pęknięcia pod wpływem powtarzalnych obciążeń. Kierunek propagacji jest determinowany przez mikrostrukturę materiału, w szczególności przez morfologię grafitu oraz ułożenie osnowy metalicznej. W żeliwie szarym pęknięcie propaguje zwykle wzdłuż ścieżki najmniejszej odporności, często równoległe do płatków grafitu lub prostopadle do kierunku naprężeń rozciągających. Intensywność propagacji wzrasta w warunkach silnie zróżnicowanych temperatur i obecności karbów konstrukcyjnych. Badania eksperymentalne wskazują, że tempo wzrostu pęknięcia zależy zarówno od amplitudy obciążeń, jak i od mikrostruktury. Propagacja może być skokowa lub ciągła, w zależności od warunków pracy [109] [110].

Szacowanie trwałości okresu propagacji pęknięcia prowadzone jest na podstawie liniowo-sprężystej mechaniki pęknięcia. W tej fazie analiza opiera się na ocenie rozwoju istniejącej szczeliny pod wpływem zmiennych obciążeń, z uwzględnieniem wzrostu współczynnika intensywności naprężeń  $K$  w wierzchołku pęknięcia. Podstawowym

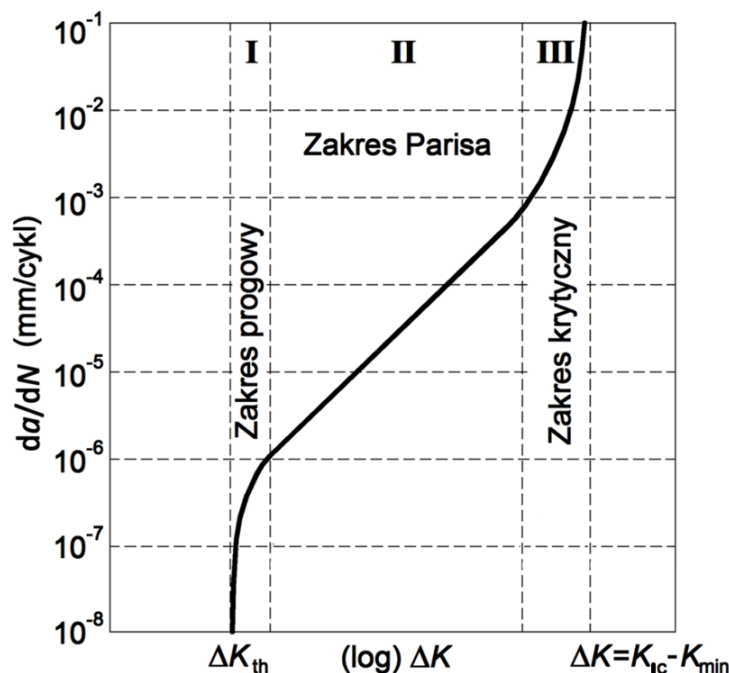
narzędziem prognostycznym jest równanie Parisa, które pozwala określić szybkość propagacji szczeliny w funkcji zakresu współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$ :

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot (\Delta K)^{m_p} \quad (8)$$

gdzie:

- $\frac{da}{dN}$  – przyrost długości pęknięcia na cykl,
- $\Delta K$  – zakres współczynnika intensywności naprężeń,
- $C_p, m_p$  – stałe materiałowe wyznaczone doświadczalnie.

Zależność ta może być zobrazowana graficznie na wykresie przedstawiającym szybkość propagacji pęknięcia  $da/dN$  w funkcji zakresu współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$ . Typowa krzywa tego typu (Rysunek 2.12) charakteryzuje się wykładniczym wzrostem prędkości wydłużania się szczeliny wraz ze wzrostem wartości  $\Delta K$ .



Rysunek 2.12 Wykres prędkości wzrostu szczeliny  $da/dN$  w zależności od zakresu  $\Delta K$

Takie podejście umożliwia oszacowanie liczby cykli potrzebnych do wzrostu długości pęknięcia od wartości początkowej do długości krytycznej, przy której dochodzi do gwałtownego zniszczenia materiału. Mechanika pęknięcia pozwala również na uwzględnienie wpływu geometrii elementu, rodzaju szczeliny oraz warunków brzegowych na proces propagacji.

Pojęcie współczynnika intensywności naprężeń  $K$ , kluczowego parametru w analizie propagacji pęknięć, zostanie szczegółowo omówione i zdefiniowane w dalszej części pracy. W kolejnych rozdziałach przedstawione zostaną zarówno teoretyczne podstawy obliczania tej wielkości, jak i metody jej wyznaczania.

### 3. Pęknięcie końcowe

Gdy długość pęknięcia osiągnie wartość krytyczną dla danego materiału i warunków obciążenia, dochodzi do gwałtownej, niestabilnej propagacji pęknięcia i rozdzielania materiału, czyli pęknięcia końcowego. W przypadku materiałów kruchych, takich jak żeliwo szare, końcowe pęknięcie następuje zwykle bez znaczącego odkształcenia plastycznego. Często towarzyszy temu charakterystyczny, nieregularny przełom oraz widoczne ślady po płatkach grafitu.

Z punktu widzenia mechaniki pękania, moment wystąpienia pęknięcia końcowego ma miejsce w momencie osiągnięcia przez szczelinę warunku krytycznego, a dokładniej ujmując, gdy współczynnik intensywności naprężeń w wierzchołku pęknięcia ( $K$ ) przekroczy wartość odporności na pękanie materiału ( $K_{IC}$ ). Warunek ten można zapisać w postaci:

$$K > K_{IC} \quad (9)$$

gdzie:

- $K$  – współczynnik intensywności naprężeń dla danej długości szczeliny i rozkładu naprężeń,
- $K_{IC}$  – odporność na pękanie materiału, wyznaczona doświadczalnie.

Po spełnieniu tego warunku pęknięcie przechodzi w fazę gwałtownej, niekontrolowanej propagacji, prowadzącej do całkowitej utraty zdolności przenoszenia obciążeń przez element. Oznacza to konieczność wyłączenia konstrukcji z eksploatacji.

#### 2.4.5. Hipotezy niskocyklowego zmęczenia żeliwa szarego

Podczas analizy zagadnień zmęczenia niskocyklowego (pierwszy etap rozwoju pęknięcia – inicjacja) dla materiałów kruchych, jakim jest żeliwo szare, najczęściej

korzysta się z dwóch kryteriów inicjacji pęknięć zmęczeniowych: hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{\max}$  oraz kryterium Smitha–Watsona–Toppera (SWT) [111]. Obie hipotezy pozwalają powiązać amplitudę obciążeń zmęczeniowych z trwałością elementu, przy czym uwzględniają różne aspekty mechanizmu pęknięcia. Biorąc pod uwagę kruchy charakter żeliwa szarego i jego ograniczoną zdolność do sumowania odkształceń plastycznych, kryterium odzwierciedla dominujący wpływ lokalnych odkształceń rozciągających na inicjację pęknięć i uchodzi za adekwatne w tym przypadku [111].

#### 2.4.5.1. Koncepcja płaszczyzny krytycznej

W analizie trwałości zmęczeniowej materiałów kruchych, takich jak żeliwo szare, kluczowe znaczenie ma określenie, na której płaszczyźnie w materiale lokalne parametry odkształcenia lub naprężenia osiągają wartości najbardziej sprzyjające rozwojowi uszkodzeń. Taką właśnie rolę pełni koncepcja płaszczyzny krytycznej. Zgodnie z nią, inicjacja pęknięcia zmęczeniowego następuje na tej płaszczyźnie, na której określony parametr (np. odkształcenie, naprężenie lub ich kombinacja) jest najbardziej niekorzystny. W praktyce sprowadza się to do wyboru właściwego kryterium oceny trwałości zmęczeniowej, spośród których, w przypadku materiałów kruchych, najczęściej stosuje się hipotezę maksymalnego odkształcenia głównego oraz kryterium SWT.

#### 2.4.5.2. Hipoteza maksymalnego odkształcenia głównego $\Delta\varepsilon_{\max}$

Hipoteza maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{\max}$  jest powszechnie uznawana za trafne kryterium inicjacji pęknięć zmęczeniowych w materiałach kruchych, takich jak żeliwo szare i wermikularne. Zazwyczaj pęknięcia zmęczeniowe inicjują na powierzchni zewnętrznej odlewu lub na powierzchni ograniczającej wewnętrzną nieciągłość struktury – wadę. Na wspomnianych powierzchniach występuje dwuosiowy stan naprężenia i tzw. antypłaski stan odkształceń, który równoznaczny jest trzem prostopadłym względem siebie kierunkom odkształceń. Określenie trójosiowego kryterium zmęczeniowego wymaga spełnienia poniżej wymienionych punktów:

1. trójosiowe kryterium powinno być również prawdziwe w przypadku jednoosiowego stanu naprężenia,

2. przewidywany przez kryterium kierunek pęknięcia powinien być zgodny z wynikami badań doświadczalnych,
3. trójosiowe kryterium zmęczenia powinno mieć matematyczną postać zbliżoną do jednoosiowego, tak aby w klasycznej jednoosiowej próbie zmęczeniowej wyznaczyć wszystkie potrzebne współczynniki występujące w równaniu Coffina – Morrowa.

Hipoteza maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{\max}$  zakłada, że inicjacja pęknięcia następuje wtedy, gdy maksymalna amplituda odkształcenia głównego w cyklu przekroczy wartość krytyczną charakterystyczną dla danego materiału:

$$\frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^{c_{CM}} \quad (10)$$

gdzie:

- $\Delta\varepsilon_1$  – amplituda odkształceń głównych,
- $\sigma'_f$  – współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej,
- $b$  – wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej,
- $\varepsilon'_f$  – współczynnik cyklicznego odkształcenia plastycznego,
- $c_{CM}$  – wykładnik cyklicznego odkształcenia plastycznego,
- $E$  – moduł Younga,
- $N_f$  – liczba cykli do zniszczenia.

Szczegółowy sposób wyznaczania wartości współczynników:  $\sigma'_f$ ,  $b$ ,  $\varepsilon'_f$  i  $c_{CM}$  zostanie przedstawiony w dalszej części pracy (Rozdział 2.4.6).

W licznych publikacjach z ostatnich lat, wielokrotnie potwierdzono skuteczność podejścia opartego na zależności odkształcenie – trwałość ( $\varepsilon$ - $N$ ) Coffina – Morrowa zastosowanej do maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{\max}$ . Przykładowo, Podręcznik teoretyczny dotyczący zmęczenia [112] zaleca kryterium odkształcenia głównego do analiz materiałów kruchych (np. żeliw), zaznaczając, że dla takich materiałów daje ono najbardziej wiarygodne oszacowania trwałości. W publikacji [113] podkreślono, że płaszczyzna krytyczna pokrywa się z płaszczyzną największej amplitudy odkształcenia normalnego, co odpowiada obserwowanemu kierunkowi rozwoju

mikropęknięć w żeliwie. Zaobserwowane zjawisko propagacji pęknięć w kierunku prostopadłym do kierunku rozciągania stanowi podstawę hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{\max}$ . Autorzy publikacji [114] przeprowadzili eksperymentalne badania niskocyklowego zmęczenia żeliwa EN-GJL-250 przeznaczonego do produkcji tarcz hamulcowych w podwyższonych temperaturach i wyznaczyli dla niego charakterystyki Manson-Coffin w funkcji temperatury. Zaobserwowano, że wraz ze wzrostem temperatury i pod koniec życia zmęczeniowego materiał wykazuje niewielkie osłabienie – mikropęknięcia generują szybko bez znacznej deformacji osnowy. Natomiast w [115] analizowano z kolei trwałość termomechaniczną tarcz hamulcowych z żeliwa szarego, stosując cztery modele uszkodzenia zmęczeniowego (w tym model Smitha-Watsona-Toppera oraz klasyczny model Coffina-Morrowa). Badania wykazały, że dla żeliwa szarego najlepszą zgodność z danymi doświadczalnymi daje kryterium odkształceniowe Coffina – Morrowa, oparte na maksymalnej amplitudzie odkształcenia głównego, osiągając wysoki poziom zgodności prognozowania liczby cykli do inicjacji pęknięcia. Bardziej dokładne modele obliczeniowe nie poprawiły w sposób istotny dokładności obliczeń. Również badania prowadzone dla żeliwa wermikularnego potwierdzają przydatność hipotezy odkształcenia głównego. W publikacji [116] autorzy prowadząc badania w warunkach termomechanicznego zmęczenia zaproponowali modyfikację formuły Coffina – Morrowa o współczynnik temperaturowy, uzyskując lepszą zgodność obliczeń z trwałością eksperymentalną w różnych warunkach termicznych. Oznacza to, że podstawowa zależność odkształcenie – liczba cykli ( $\varepsilon - N$ ) pozostaje podstawą modelu, a uwzględnienie dodatkowych czynników takich jak np. temperatura daje dokładniejszy wynik obliczeń. Co więcej, najnowsze modele oparte na morfologii składników mikrostruktury również odwołują się do kryterium odkształceniowego. W publikacji [117] przedstawiono model inicjacji pęknięć w żeliwie wermikularnym, uwzględniający kształt wtrąceń grafitu; model ten dawał wyniki zgodne z eksperymentem oraz z klasycznymi krzywymi Coffina - Morrowa wyznaczonymi dla tych materiałów. Potwierdzeniem, że makroskopowa relacja  $\Delta\varepsilon_{\max}$  poprawnie odzwierciedla istotę zjawisk zmęczeniowych w żeliwach o różnej morfologii grafitu są wyniki badań w [118] [119] [120].

Kryterium maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{\max}$  jest powszechnie stosowane w numerycznych programach obliczeniowych. Standardowym podejściem

jest sprzężenie wyników lokalnych odkształceń wyznaczonych za pomocą MES z modelami zmęczeniowymi typu  $\varepsilon-N$ . Oznacza to, że z analizy naprężeniowo-odkształceniowej elementu określa się maksymalne odkształcenia główne podczas cyklu obciążenia, a następnie wykorzystując krzywą zmęczeniową Coffina – Morrowa badanego materiału, szacuje się liczbę cykli do inicjacji pęknięcia. Zastosowanie powyższej metody pozwala z powodzeniem wyznaczyć obszary najbardziej narażone na pęknięcie i oszacować ich trwałość zmęczeniową.

W badaniach [115] [121] po kalibracji modeli zmęczeniowych na podstawie prób jednoosiowych i termomechanicznych, przeprowadzono symulację pęknięcia tarczy hamulcowej. Wyznaczona żywotność była tożsama z wynikami laboratoryjnych testów tarcz hamulcowych. Takie wyniki potwierdzają, że kryterium odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{max}$  może być z powodzeniem używane w inżynierskich analizach wytrzymałości zmęczeniowej żeliwnych komponentów, dostarczając wiarygodnych i miarodajnych wyników oszacowań trwałości.

#### 2.4.5.3. Kryterium Smitha-Watsona-Toppera (SWT)

W przypadku kryterium Smitha-Watsona-Toppera (SWT), miarą stopnia uszkodzenia zmęczeniowego jest iloczyn maksymalnego naprężenia normalnego w cyklu ( $\sigma_{max}$ ) oraz amplitudy odkształcenia normalnego ( $\frac{\Delta\varepsilon_1}{2}$ ) na wybranej płaszczyźnie materiału. Zgodnie z tym kryterium, inicjacja pęknięcia następuje w momencie, gdy wspomniany iloczyn osiągnie lub przekroczy wartość krytyczną charakterystyczną dla danego materiału:

$$SWT = \sigma_{max} \cdot \frac{\Delta\varepsilon}{2} \geq SWT_{kr} \quad (11)$$

Empiryczna relacja zmęczeniowa Smitha-Watsona-Toppera przyjmuje postać:

$$\sigma_{max} \cdot \frac{\Delta\varepsilon_1}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c_{CM}} \quad (12)$$

gdzie:

- $\Delta\varepsilon$  – całkowita amplituda odkształcenia,
- $\sigma_{max}$  – maksymalne naprężenie w cyklu,

Istotną zaletą parametru SWT jest możliwość uwzględnienia wpływu naprężeń średnich rozciągających. Wzrost wartości  $\sigma_{max}$  przy ustalonej amplitudzie odkształcenia skutkuje zwiększeniem poziomu wskaźnika uszkodzenia zmęczeniowego.

Zjawisko to zostało potwierdzone w badaniach eksperymentalnych [122] gdzie wykazano, że w przypadku żeliwa szarego cykle obciążeniowe z dominującym naprężeniem średnim ściskającym wydłużają żywotność zmęczeniową materiału, podczas gdy obecność dodatniego naprężenia średniego rozciągającego wyraźnie ją skraca. W przeprowadzonych analizach parametr SWT pozwolił na uzyskanie lepszej korelacji wyników eksperymentalnych dla żeliwa szarego w warunkach zmęczenia niskocyklowego niż klasyczna analiza oparta wyłącznie na amplitudzie odkształcenia.

Z tego względu kryterium SWT jest rekomendowane szczególnie w przypadku elementów pracujących pod obciążeniem o istotnej składowej stycznej rozciągającej, jak również w warunkach cykli niesymetrycznych. W literaturze podkreśla się, że zastosowanie parametru SWT umożliwia zunifikowanie wykresów zmęczeniowych uzyskanych dla różnych stanów obciążenia, na przykład zarówno dla próbek poddanych obciążeniu jednoosiowemu z naprężeniem średnim, jak i dla próbek eksploatowanych w warunkach obciążenia cyklicznego. Pozwala to sprowadzić wyniki do jednej wspólnej krzywej opisującej zależność parametru SWT od liczby cykli do inicjacji uszkodzenia.

W kontekście żeliwa szarego należy jednak podkreślić, że przy cyklach obciążenia symetrycznego i proporcjonalnego kryterium SWT upraszcza się w pewnym sensie do kryterium odkształceniowego – ponieważ naprężenie  $\sigma_{max}$  występuje w tej samej płaszczyźnie, na której odkształcenie główne  $\varepsilon_1$  jest maksymalne. Dlatego w typowych analizach przeprowadzanych dla żeliwnych elementów prostszym i wystarczającym podejściem jest śledzenie jedynie amplitudy odkształcenia głównego. Kryterium SWT stanowi cenne uzupełnienie głównie dla przypadków, gdy obciążenia mają charakter asymetryczny z dominującym wpływem naprężeń rozciągających – wówczas uwzględnienie naprężenia  $\sigma_{max}$  w równaniu (12) zapewnia większą dokładność obliczeń. W ostatnich latach SWT nadal pojawia się w analizach zmęczeniowych żeliwa, ale przeważnie równoległe z kryteriami odkształceniowymi. Przykładowo, we wspomnianej już pracy [115] rozważano zarówno model SWT, jak i Coffina – Morrowa przy ocenie trwałości tarczy hamulcowej. Wyniki wskazywały, że oba podejścia dają zbliżone

oszacowania dla cykli bez naprężeń średnich. Ogólnie jednak dla żeliwa szarego bezpiecznym podejściem bazowym pozostaje kryterium maksymalnego odkształcenia, a SWT stosuje się pomocniczo w razie potrzeby uwzględnienia efektu naprężenia średniego.

#### 2.4.5.4. Podsumowanie wyboru hipotezy zmęczeniowej

Spośród wielu hipotez bazujących na koncepcji płaszczyzny krytycznej, w niniejszej pracy do obliczeń przyjęto hipotezę maksymalnego odkształcenia głównego ( $\Delta\varepsilon_{\max}$ ). Hipoteza ta zakłada, że inicjacja pęknięcia zmęczeniowego następuje na płaszczyźnie prostopadłej do kierunku największego rozciągającego odkształcenia głównego w materiale. W praktyce prowadzi to do analizy trzech płaszczyzn głównych i wyboru tej, na której amplituda odkształcenia osiąga wartość maksymalną. Takie podejście jest szczególnie uzasadnione w odniesieniu do materiałów kruchych, w których pęknięcie zachodzi przede wszystkim pod wpływem rozciągania, a efekty ścinania mają znaczenie drugorzędne.

Istotną zaletą tej hipotezy jest jej prostota i intuicyjność. W odróżnieniu od bardziej złożonych kryteriów, takich jak Smith–Watson–Topper (SWT), nie wymaga analizy odkształceń ścinających ani skomplikowanego przeszukiwania wszystkich możliwych płaszczyzn. Ogranicza się jedynie do głównych kierunków odkształcenia, co znacznie ułatwia procedurę obliczeniową oraz interpretację wyników, szczególnie przy analizach numerycznych z wykorzystaniem oprogramowania Abaqus czy Simcenter NX. Automatyczna identyfikacja kierunków głównych odkształcenia w każdym punkcie modelu pozwala skutecznie wskazać najbardziej narażone na pęknięcie obszary konstrukcji.

Analiza literatury wykazuje, że hipoteza maksymalnego odkształcenia głównego stanowi najtrafniejsze kryterium inicjacji pęknięć zmęczeniowych w żeliwie szarym. Zarówno badania eksperymentalne, jak i modele numeryczne potwierdzają, że lokalna amplituda odkształcenia rozciągającego determinuje trwałość zmęczeniową tych materiałów. Proste modele  $\varepsilon$ - $N$  oparte na założeniu Coffina – Morrow pozwalają z dobrą dokładnością opisywać wyniki prób zmęczeniowych [115] [121] [114] oraz stanowią bazę do bardziej zaawansowanych analiz [117] [116]. Zastosowanie tego kryterium

w środowisku MES w specjalnych modułach do analiz zmęczeniowych, jest standardem przy ocenie żywotności komponentów z żeliwa [115].

Stosowanie hipotezy  $\Delta\varepsilon_{\max}$  stało się standardem przy ocenie żywotności komponentów z żeliwa szarego. Wyniki lokalnych odkształceń głównych, uzyskiwane z analizy MES, sprzęga się z krzywymi zmęczeniowymi typu  $\varepsilon-N$ , co pozwala na szybkie i wiarygodne określenie liczby cykli do inicjacji pęknięcia oraz identyfikację obszarów najbardziej narażonych na uszkodzenia. Efektywność tego podejścia została potwierdzona również w badaniach porównawczych modeli zmęczeniowych, gdzie bardziej złożone hipotezy nie dawały wyraźnie lepszej zgodności z wynikami eksperymentalnymi [115] [121].

Wybór hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego w niniejszej pracy jest uzasadniony zarówno wynikami licznych badań literaturowych, jak i wymaganiami praktyki inżynierskiej [112]. Takie podejście umożliwia wiarygodne i bezpieczne prognozowanie trwałości zmęczeniowej elementów z żeliwa szarego oraz stanowi podstawę oceny ich bezpieczeństwa eksploatacyjnego.

Przyjęcie hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego jako kryterium oceny trwałości zmęczeniowej wymaga precyzyjnego określenia parametrów materiałowych, opisujących odporność żeliwa szarego na procesy zmęczeniowe. Z tego względu, w kolejnym rozdziale omówiono metodykę wyznaczania współczynników wytrzymałości zmęczeniowej na podstawie danych eksperymentalnych

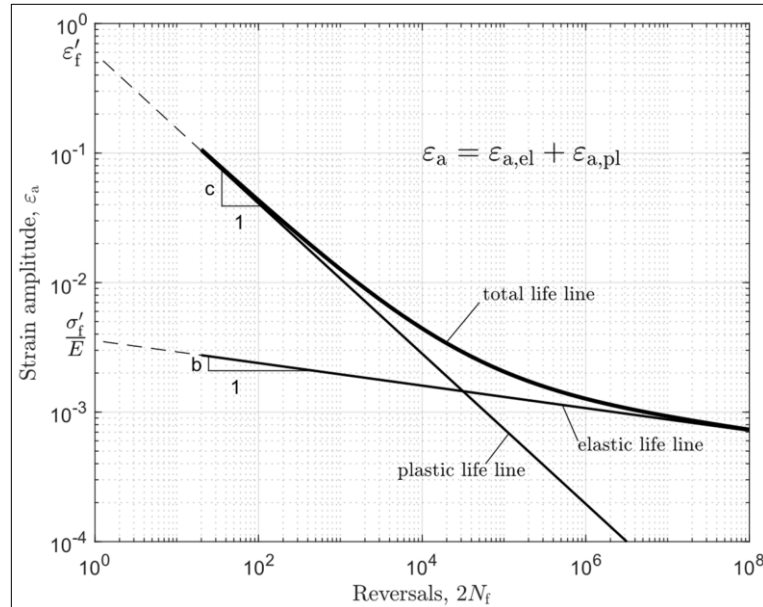
#### 2.4.6. Współczynniki wytrzymałości zmęczeniowej

W przypadku materiałów kruchych, do których zalicza się żeliwo szare stosowane na wlewnice, wyznaczenie współczynników wytrzymałości zmęczeniowej powinno opierać się na analizie eksperymentalnej, prowadzonej najczęściej w warunkach próby jednoosiowego rozciągania. Jedną z uznanych i szeroko stosowanych metod analizy wyników badań zmęczeniowych jest czteropunktowa metoda korelacji Mansona, która umożliwia wyznaczenie podstawowych parametrów krzywej Coffina – Morrowa (Rysunek 2.13) [123] przedstawionej równaniem:

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_e + \Delta\varepsilon_p = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^{c_{CM}} \quad (13)$$

gdzie:

- $\Delta\varepsilon_e$  – składowa amplitudy odkształcenia sprężystego,
- $\Delta\varepsilon_p$  – składowa amplitudy odkształcenia plastycznego,



Rysunek 2.13 Przykładowa krzywa  $\Delta\varepsilon - N_f$  (Coffina – Morrowa) do wyznaczania współczynników zmęczenia [124]

Metoda Mansona polega na doświadczalnym wyznaczeniu czterech charakterystycznych punktów na krzywej  $\Delta\varepsilon - N_f$ , a następnie rozwiązaniu układu równań wynikających ze wzoru Coffina – Morrowa (10) w celu obliczenia wartości współczynników [125].

Zaletą tej metody jest możliwość wyznaczenia wszystkich niezbędnych współczynników wytrzymałości zmęczeniowej oraz odkształcenia plastycznego już na podstawie klasycznych prób jednoosiowego rozciągania, bez konieczności wykonywania czasochłonnych i kosztownych serii prób w szerokim zakresie obciążeń.

Współczynnik i wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej ( $\sigma'_f$ ,  $b$ ) określają zachowanie materiału w zakresie sprężystym, natomiast współczynnik i wykładnik cyklicznego odkształcenia plastycznego ( $\varepsilon'_f$ ,  $c_{CM}$ ) opisują jego odporność na akumulację odkształceń plastycznych przy powtarzalnym obciążeniu.

Warto podkreślić, że uzyskane w ten sposób parametry materiałowe są bezpośrednio wykorzystywane w modułach obliczeniowych nowoczesnych programów numerycznych do prognozowania trwałości elementów konstrukcyjnych, zwłaszcza do wyznaczania liczby cykli do inicjacji pęknięcia w analizach niskocyklowego zmęczenia.

Prawidłowe wyznaczenie tych współczynników stanowi punkt wyjścia do wyboru odpowiedniej hipotezy zmęczeniowej oraz przeprowadzenia wiarygodnych prognoz trwałości konstrukcji pracujących w warunkach cyklicznego obciążenia.

Chociaż wyznaczenie parametrów materiałowych i przyjęcie odpowiedniej hipotezy zmęczeniowej umożliwia precyzyjne prognozowanie trwałości elementów do momentu inicjacji pęknięcia, w praktyce eksploatacyjnej równie istotna jest analiza dalszego rozwoju powstałych szczelin zmęczeniowych. Od momentu pojawienia się mikropęknięcia kluczową rolę w ocenie bezpieczeństwa konstrukcji odgrywają zagadnienia związane z propagacją pęknięcia, których opis wymaga zastosowania narzędzi mechaniki pękania.

W kolejnej części pracy omówione zostaną podstawowe założenia mechaniki pękania, modele rozwoju szczelin zmęczeniowych oraz kryteria pozwalające na ocenę trwałości elementów w fazie propagacji pęknięcia.

## **2.5. Zastosowanie metod mechaniki pękania do analizy propagacji pęknięć we wlewnicach**

### **2.5.1. Podstawowe założenia metody**

Podczas prowadzenia klasycznych obliczeń wytrzymałościowych zakłada się, że materiały konstrukcyjne nie posiadają wad w postaci nieciągłości, a ich właściwości są jednorodne i zgodne z wartościami podanymi w kartach materiałowych [126]. Przyjmując takie założenia, oblicza się składowe tensora naprężeń i odkształceń, które następnie służą do określania parametrów wymiarowych konstrukcji. Nawet uwzględnienie współczynnika bezpieczeństwa, mającego kompensować niedokładności obliczeń, nie eliminuje w pełni niepewności wynikających z losowości właściwości

materiału, charakteru obciążeń, obecności karbów, wpływu środowiska czy czasu pracy. Jeśli w materiale pojawią się wady, takie jak nieciągłości czy mikropęknięcia, obliczenia te mogą okazać się zawodne.

Mechanika pękania zajmuje się analizą wpływu koncentratorów naprężeń, najczęściej w postaci ostrych szczelin (defektów geometrycznych), na nośność elementów konstrukcyjnych. Zastosowanie metod mechaniki pękania jest możliwe wówczas, gdy spełnione są następujące warunki:

1. opracowany został odpowiedni model teoretyczny szczeliny,
2. dostępne jest rozwiązanie tego modelu w postaci pól naprężeń, odkształceń oraz przemieszczeń,
3. zdefiniowane zostało kryterium inicjacji wzrostu szczeliny.

Analiza oparta na mechanice pękania pozwala zwykle na określenie dwóch podstawowych wielkości:

- naprężenia krytycznego, przy którym następuje zniszczenie elementu w obecności szczeliny o zadanej długości,
- dopuszczalnej długości szczeliny przy określonym poziomie obciążenia.

Wraz z upływem czasu lub liczby cykli obciążenia wytrzymałość elementu stopniowo maleje. W pewnym momencie może osiągnąć poziom, przy którym konstrukcja przestaje być w stanie przenosić nawet typowe, losowe przeciążenia eksploatacyjne. Może to prowadzić do uszkodzenia elementu lub całej konstrukcji. Klasyczna wytrzymałość materiałów nie uwzględnia zagrożeń wynikających z obecności nieciągłości, mikropęknięć, procesu rozwoju pęknięcia ani jego prędkości propagacji. Podstawy teoretyczne, mechanizmy oraz kryteria rozwoju pęknięć szczegółowo omówiono w literaturze przedmiotu [127] [128] [129] [130] [131] [132] [133] [134] [135] [136] [137].

Jak pokazano, klasyczna wytrzymałość materiałów nie umożliwia kompleksowej oceny trwałości elementów konstrukcyjnych w obecności nieciągłości i mikropęknięć, zwłaszcza w warunkach zmiennych obciążeń cieplno – mechanicznych. Zjawiska te mają

szczególne znaczenie w materiałach kruchych, takich jak żeliwo szare, gdzie obecność faz grafitu istotnie wpływa na mechanizm rozwoju i propagacji pęknięć zmęczeniowych. Dlatego w kolejnej części pracy szczegółowo omówiono mechanizm rozwoju pęknięć w żeliwie szarym.

### 2.5.2. Mechanizm rozwoju pęknięć w żeliwie szarym

Analiza propagacji pęknięć wymaga uwzględnienia specyfiki materiału. W żeliwie szarym, będącym materiałem kruchym o złożonej mikrostrukturze, mechanizm rozwoju pęknięć zmęczeniowych różni się istotnie od tego, jaki obserwuje się w materiałach ciągliwych. Kluczową rolę odgrywa obecność grafitu płatkowego, który stanowi naturalny koncentrator naprężeń w osnowie metalicznej. Płatki grafitu, w wyniku różnic właściwości mechanicznych i termicznych w stosunku do otaczającej osnowy, powodują lokalne osłabienie materiału [83].

Proces inicjacji pęknięcia we wlewnicy najczęściej rozpoczyna się na końcach lub krawędziach płatków grafitu, zwłaszcza w warstwach przypowierzchniowych, gdzie występują największe gradienty temperatur oraz podwyższone naprężenia termiczne. Cykliczne nagrzewanie i chłodzenie sprzyjają akumulacji uszkodzeń, co prowadzi do powstawania mikropęknięć. Powstałe mikropęknięcia mogą się następnie łączyć i propagować wzdłuż ścieżek najmniejszej odporności materiału, często zgodnie z rozkładem płatków grafitu lub w kierunku największych gradientów temperatury [83] [138].

W kolejnych etapach, pod wpływem powtarzalnych obciążeń termomechanicznych, następuje stopniowy wzrost długości pęknięcia. Po osiągnięciu krytycznej długości pęknięcia dalsza propagacja zachodzi gwałtownie, prowadząc do rozdzielenia materiału bez znaczącego odkształcenia plastycznego, typowego dla materiałów kruchych. Opisany mechanizm rozwoju pęknięcia podkreśla znaczenie mikrostruktury oraz warunków eksploatacji w kształtowaniu trwałości elementów wykonanych z żeliwa szarego i wskazuje na konieczność stosowania narzędzi mechaniki pęknięcia do oceny bezpieczeństwa takich elementów konstrukcyjnych jak wlewnice [8].

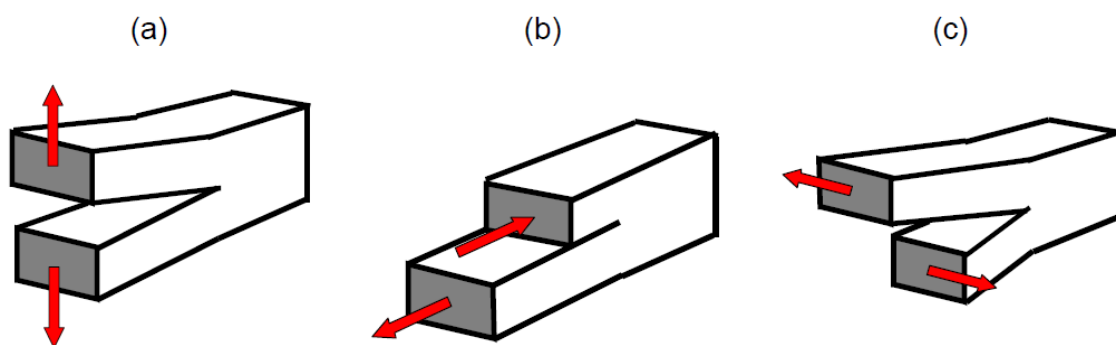
Każdy z etapów rozwoju pęknięcia charakteryzuje się odmiennym przebiegiem zjawisk na poziomie mikro- i makrostruktury materiału oraz innym znaczeniem dla trwałości elementu.

Współczesna analiza mechanizmu rozwoju pęknięcia opiera się nie tylko na obserwacjach mikrostrukturalnych, ale również na ilościowym opisie kinetyki wzrostu szczeliny. Jednym z najważniejszych narzędzi stosowanych w tej dziedzinie jest równanie Parisa (8), opisujące zależność pomiędzy prędkością wzrostu pęknięcia ( $da/dN$ ), a zakresem wartości współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$  w wierzchołku pęknięcia. Zależność tę ilustruje charakterystyczna, logarytmiczna krzywa wzrostu szczeliny zmęczeniowej (Rysunek 2.12) [139].

Zastosowanie równania Parisa i analiza krzywej  $da/dN$  w funkcji  $\Delta K$  pozwalają nie tylko na ilościową ocenę odporności zmęczeniowej materiału, ale także na prognozowanie trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych pracujących w warunkach cyklicznego obciążenia. Umożliwia to wczesne wykrywanie miejsc szczególnie narażonych na propagację pęknięć.

### 2.5.3. Modele pęknięcia materiału

Modele pęknięcia materiału stanowią podstawę opisu procesu rozwoju szczeliny i prognozowania trwałości elementów konstrukcyjnych. Kluczowym aspektem tych modeli jest sposób obciążenia krawędzi szczeliny, który wpływa na mechanizm propagacji pęknięcia oraz charakterystyki odporności materiału na pęknięcie. Wyróżnia się trzy podstawowe sposoby obciążenia szczeliny (Rysunek 2.14):



Rysunek 2.14 Rodzaje przyłożonego obciążenia: a) rozciąganie, b) ścinanie wzdłużne, c) ścinanie poprzeczne [126]

- **I typ** (Rysunek 2.14a, rozrywanie) – otwieranie szczeliny na skutek działania naprężeń normalnych do płaszczyzny szczeliny,
- **II typ** (Rysunek 2.14b, ścinanie wzdłużne) – przesuwanie brzegów szczeliny względem siebie w płaszczyźnie szczeliny, w kierunku równoległym do jej frontu,
- **III typ** (Rysunek 2.14c, ścinanie poprzeczne) – przesuwanie brzegów szczeliny względem siebie w kierunku prostopadłym do frontu szczeliny.

W przypadku analizy procesu inicjacji i propagacji pęknięcia w ścianie wlewnicy żeliwnej, dominującym przypadkiem obciążenia jest I typ (rozrywanie). Oznacza to, że szczelina otwiera się pod wpływem składowej normalnej naprężenia działającej prostopadle do płaszczyzny pęknięcia, a inicjacja uszkodzenia jest determinowana przez przekroczenie odporności na pękanie w tym właśnie kierunku.

Rozróżnienie trybów obciążenia szczeliny pozwala nie tylko na poprawny opis mechanizmu pęknięcia, ale także na zastosowanie odpowiednich narzędzi obliczeniowych, z których najważniejszym jest współczynnik intensywności naprężeń.

W kolejnej części pracy omówiono definicję, metody wyznaczania oraz znaczenie współczynnika intensywności naprężeń w kontekście analizy trwałości elementów konstrukcyjnych z żeliwa szarego.

#### 2.5.4. Współczynnik intensywności naprężeń

Współczynnik intensywności naprężeń wprowadzony przez G.R. Irwina [140], oznaczany jako  $K$ , jest kluczowym parametrem mechaniki pęknięcia, opisującym pole naprężeń w bezpośrednim otoczeniu wierzchołka szczeliny. Analiza procesu pęknięcia wlewnic żeliwnych sprowadza się najczęściej do typu I (rozrywanie), ponieważ dominuje w nim otwieranie szczeliny na skutek działania naprężeń normalnych. W tym przypadku współczynnik intensywności naprężeń  $K_I$  wyraża się wzorem:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \quad (14)$$

gdzie:

- $\sigma_{nom}$  – naprężenie nominalne w materiale (Rysunek 2.15),

–  $a$  – długość szczeliny.

Parametr  $K_I$  stanowi charakterystyczną dla danego materiału stałą, określającą jego zdolność do przeciwdziałania rozrostowi szczeliny.

Zagadnienia związane ze współczynnikiem intensywności naprężeń zostaną omówione szczegółowo w dalszej części pracy.

### 2.5.5. Wyznaczanie współczynników równania Parisa

Wiarygodnie prognozowanie trwałość zmęczeniowej materiału oraz prowadzenie obliczeń inżynierskich dotyczących propagacji pęknięcia, wymaga wyznaczenia dokładnych wartości współczynników w równaniu Parisa (8). Uzyskanie parametrów  $C_p$  i  $m_p$ , opisujących zależność prędkości wzrostu szczeliny od zakresu współczynnika intensywności naprężeń, wymaga przeprowadzenia badań eksperymentalnych zgodnych z przyjętymi standardami. Dokumentem szczegółowo opisującym procedurę wyznaczania prędkości wzrostu szczeliny zmęczeniowej w materiałach metalicznych jest norma ASTM E647 [141].

Procedura badawcza przewidziana w normie obejmuje następujące etapy:

1. Przygotowanie próbki – najczęściej stosuje się próbki o standardowej geometrii dokładnie opisanej w normie (np. kompaktowe typu CT lub typu MT). Powierzchnia próbki powinna umożliwiać precyzyjny pomiar długości pęknięcia, do tego celu nanosi się odpowiednią podziałkę lub wzór pomiarowy.
2. Wytworzenie szczeliny wstępnej – próbkę poddaje się wstępnemu obciążeniu (Precrack) mającemu na celu wytworzenie szczeliny początkowej.
3. Prowadzenie cyklicznego obciążenia – próbka jest poddawana cyklicznemu rozciąganiu o ustalonym zakresie obciążeń. Pomiar długości szczeliny może być wykonywany manualnie, poprzez okresowe zatrzymanie cyklu, odczytanie długości pęknięcia (np. przy pomocy podziałki naniesionej na próbkę, noniusza lub mikroskopu), po czym próbka ponownie poddawana jest kolejnym cykлом obciążenia. Pomiarów dokonuje się w regularnych odstępach, uzyskując serię punktów pomiarowych opisujących rozwój pęknięcia.

4. Nowoczesne metody pomiaru – w celu zwiększenia dokładności i powtarzalności pomiarów, można zastosować metodę cyfrowej korelacji obrazu (DIC – Digital Image Correlation). Technika ta polega na analizie serii zdjęć próbki podczas testu, gdzie oprogramowanie śledzi przemieszczenia charakterystycznych punktów (kontrastowego wzoru) naniesionych przed pomiarem na powierzchnię próbki. Dzięki temu możliwe jest ciągle monitorowanie długości szczeliny z bardzo wysoką precyzją oraz uzyskanie pełnego pola przemieszczeń i odkształceń na powierzchni próbki.
5. Opracowanie danych – na podstawie pomiarów długości szczeliny i odpowiadającej im liczby cykli obciążenia wyznacza się prędkość wzrostu szczeliny  $da/dN$  oraz zakres współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$  dla kolejnych etapów propagacji. Uzyskane dane przedstawia się na wykresie  $\log(da/dN)$  w funkcji  $\log(\Delta K)$ .

Równanie Parisa (2) po zlogarytmowaniu ma postać:

$$\log\left(\frac{da}{dN}\right) = \log C_p + m_p \cdot \log(\Delta K) \quad (15)$$

Współczynniki  $C_p$  i  $m_p$  wyznacza się przez dopasowanie prostej do punktów pomiarowych w zakresie, w którym zachodzi liniowa zależność (tzw. zakres stabilnej propagacji szczeliny lub zakres inspekcyjny).

- Nachylenie prostej (tangens kąta względem osi poziomej  $\log(\Delta K)$ ) odpowiada wartości  $m_p$ .
- Przecięcie prostej z osią pionową ( $\log(da/dN)$ ) daje wartość  $\log C_p$ .

Dzięki temu współczynniki  $m_p$  i  $C_p$  mogą być bezpośrednio wyznaczone z wykresu regresji liniowej w skali logarytmicznej.

Podczas próby wyznaczania prędkości wzrostu szczeliny zmęczeniowej zgodnie z normą ASTM E647, możliwe jest także określenie wartości progowej zakresu współczynnika intensywności naprężeń, oznaczanego jako  $\Delta K_{th}$ . Norma ta precyzuje, że  $\Delta K_{th}$  jest to taka wartość zakresu współczynnika intensywności naprężeń, poniżej której tempo propagacji szczeliny staje się pomijalnie małe. Za typową wartość progową

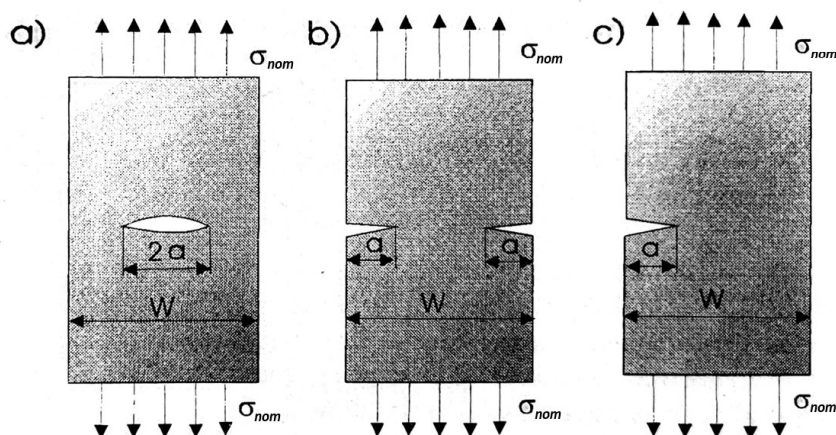
przyjmuje się prędkość przyrostu szczeliny  $da/dN \leq 10^{-7}$  m/cykl. Odczytanie tej wartości z wykresu polega na zarejestrowaniu zależności  $da/dN=f(\Delta K)$  i wyznaczeniu punktu, w którym krzywa wzrostu szczeliny przecina poziom odpowiadający tej progowej prędkości. Odpowiadająca temu punktowi wartość  $\Delta K$  stanowi wartość progową  $\Delta K_{th}$  badanego materiału.

## 2.5.6. Zależność współczynnika intensywności naprężeń od wymiarów pasma i kształtu szczeliny

### 2.5.6.1. Zagadnienie odległości wierzchołka szczeliny od krawędzi pasma

Odległość wierzchołka szczeliny od krawędzi elementu jest jednym z kluczowych czynników wpływających na rzeczywistą wartość współczynnika intensywności naprężeń ( $K$ ). Im mniejsza odległość szczeliny od krawędzi pasma, tym silniejszy jest efekt koncentracji naprężeń. Materiał po stronie krawędzi nie może już skutecznie przeciwdziałać rozwarciu pęknięcia. W rezultacie, w porównaniu do szczeliny umieszczonej centralnie w paśmie o nieskończonej szerokości, wzrasta w takim przypadku lokalna wartość współczynnika intensywności naprężeń w otoczeniu wierzchołka. Aby poprawnie uwzględnić te efekty stosuje się odpowiednie współczynniki korekcyjne, których wartość zależy od położenia szczeliny względem krawędzi oraz geometrii całego elementu.

Zagadnienie to dobrze ilustruje rysunek przedstawiający trzy typowe przypadki położenia szczeliny o długości  $a$  w paśmie o szerokości  $W$ :



Rysunek 2.15 Trzy typy szczelin o długości  $a$  w paśmie o ograniczonej szerokości  $W_p$

Najczęściej spotykane są trzy przypadki położenia szczeliny względem szerokości elementu: szczelina centralna (Rysunek 2.15a), szczelina krawędziowa (Rysunek 2.15b) oraz szczelina krawędziowa niesymetrycznie położona (Rysunek 2.15c). W każdym z tych wariantów charakter rozkładu naprężeń w otoczeniu wierzchołka pęknięcia istotnie się różni, co wymaga zastosowania odpowiedniego współczynnika korekcji geometrycznej.

Aby uwzględnić wpływ położenia szczeliny względem krawędzi, klasyczne równanie (8) modyfikuje się poprzez wprowadzenie funkcji korekcyjnej  $f(a/W_p)$  (często oznaczanej również jako  $Y$ ), zależnej od stosunku długości szczeliny  $a$  do szerokości elementu  $W_p$ . Wraz ze wzrostem stosunku  $a/W_p$ , wartość  $f(a/W_p)$  rośnie, odzwierciedlając narastającą koncentrację naprężeń w pobliżu krawędzi. Zależność tę można zapisać w postaci:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \cdot f(a/W_p) \quad (16)$$

W przypadku granicznym, kiedy  $f(a/W) \sim 1$ , wyliczoną wartość współczynnika intensywności naprężeń należy powiększyć o około 12%. Zatem równanie (10) modyfikuje się do postaci:

$$K_I = 1,12 \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \quad (17)$$

Dokładniejsze rozwiązania tego zagadnienia zostały opracowane przez:

Irwin:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\frac{W_p}{\pi a} \tan\left(\frac{\pi a}{W_p}\right)} \quad (18)$$

Browna i Swarleya:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \cdot [1 + 0,256(a/W_p) - 1,152(a/W_p)^2 + 12,2(a/W_p)^3] \quad (19)$$

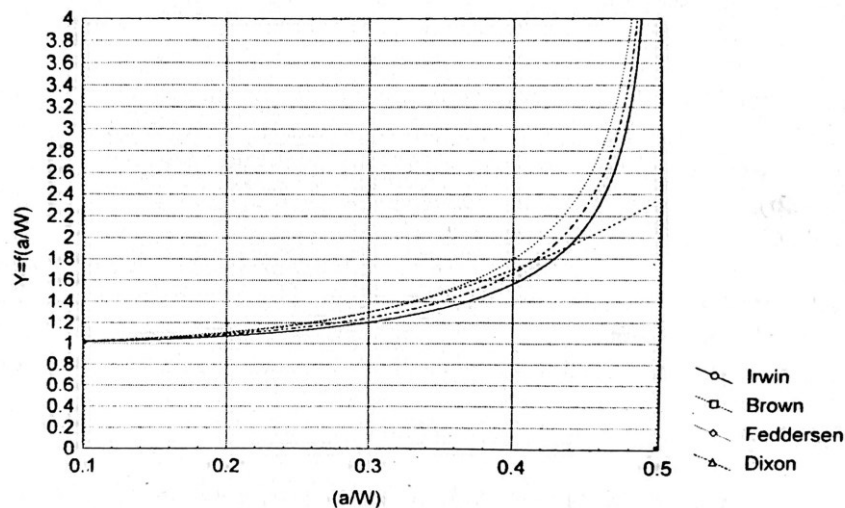
Feddersena:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \cdot \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{W_p}\right)} \quad (20)$$

Dixona:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\pi a} \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - \left(\frac{2a}{W_p}\right)^2}} \quad (21)$$

Wartości funkcji korekcyjnej  $Y=f(a/W_p)$ , wynikające z przedstawionych zależności analitycznych, zostały przedstawione na Rysunku 2.16. Graficzna prezentacja umożliwia szybkie oszacowanie wpływu względnej długości szczeliny na wartość współczynnika intensywności naprężeń w przypadku najczęściej spotykanych konfiguracji geometrycznych, oraz stanowi praktyczne narzędzie przy analizie inżynierskiej.



Rysunek 2.16 Wartość poprawki  $Y=f(a/W_p)$  w zakresie  $0,1 < a/W_p < 0,45$  dla różnych metod aproksymacji [129]

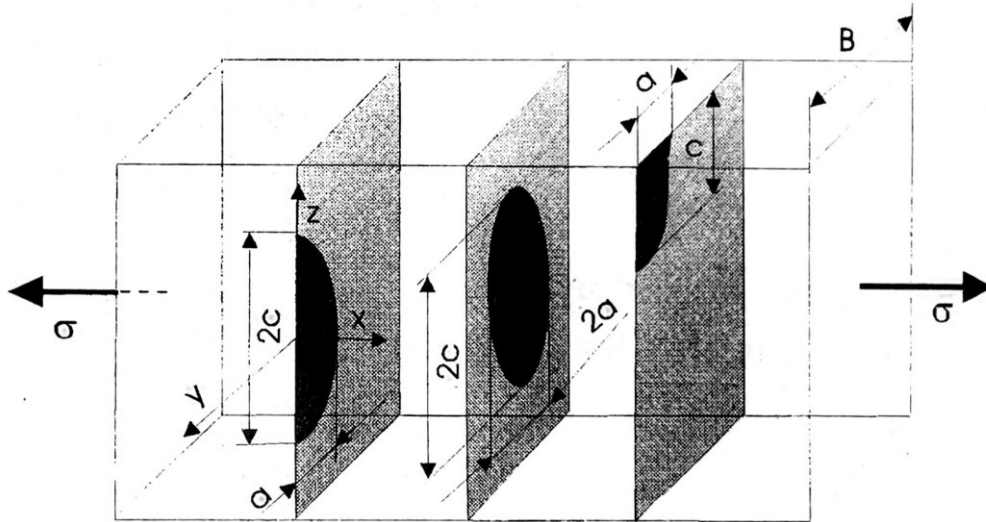
Przykładowe rozwiązania współczynników intensywności naprężeń dla wybranych geometrii próbek i sposobów obciążenia można znaleźć w literaturze przedmiotu [129] [130] [142].

#### 2.5.6.2. Wpływ kształtu szczeliny na wartość $K_I$ .

Jak wykazano w poprzednim rozdziale, bliskie położenie szczeliny względem krawędzi bocznych pasma istotnie wpływa na wartość współczynnika intensywności naprężeń. W dalszej części omówiona zostanie kwestia wpływu kształtu szczeliny na ten współczynnik. W praktyce najczęściej analizowanym przypadkiem jest szczelina o kształcie półeliptycznym.

Wyróżnia się trzy główne typy szczelin półeliptycznych (Rysunek 2.17):

- szczelinę półeliptyczną powierzchniową,
- szczelinę soczewkową (wewnętrzną),
- szczelinę krawędziową o kształcie ćwierćeliptycznym.



Rysunek 2.17 Typy szczeliny półeliptycznej [129]

Zmiana stosunku wymiarów szczeliny  $a/c$  powoduje, że dla wartości  $c$  znacznie większej od  $a$  szczelina przyjmuje charakter powierzchniowego zarysowania, natomiast gdy  $c$  jest zbliżone do  $a$ , mamy do czynienia z nieciągłością o kształcie zbliżonym do dysku. Dlatego też niezbędne jest zastosowanie odpowiedniego współczynnika korekcyjnego. Po raz pierwszy taki współczynnik został zaproponowany przez Irwina w 1962 roku. Jego wartość zależy od całki  $I(\theta)$ , która modyfikuje równanie (8) w taki sposób, aby uwzględnić rzeczywisty kształt i położenie szczeliny:

$$K_I = \frac{\sigma_{nom} \sqrt{\pi a}}{I(\theta)} \left[ \sin^2 \theta + \left( \frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \theta \right]^{\frac{1}{4}} \quad (22)$$

Kąt  $\theta$  jest mierzony w płaszczyźnie  $y, z$  pasma wzdłuż frontu szczeliny. Do wyznaczenia wartości całki  $I(\theta)$  najczęściej stosuje się wzór aproksymacyjny:

$$I(\theta) = \left[ 1 + 1,47 \left( \frac{a}{c} \right)^{1,64} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (23)$$

Wartość współczynnika intensywności naprężeń  $K_I$  ulega zmianie wzdłuż frontu szczeliny i osiąga wartość maksymalną na końcach krótszych półosi elipsy, natomiast na dłuższych półosiach wartość minimalną. Takie różnice w wartościach współczynnika intensywności naprężeń powodują, że wzrost rozmiarów szczeliny odbywa się przy zmianie długości jej półosi. W przypadku gdy materiał będzie miał identyczną odporność

na pęknięcie w obu kierunkach, to szczelina będzie zmierzać do uzyskania półkolistego kształtu i stosunku wymiarów  $c/a \approx 1$  [129].

Należy zwrócić uwagę, że korekta Irwina ( $z I(\theta)$ ) dotyczy półeliptycznej szczeliny powierzchniowej i nie opisuje poprawnie warunków brzegowych w narożu (dwie prostopadłe wolne powierzchnie). Dla ćwierćeliptycznej szczeliny krawędziowej konieczne jest zastosowanie współczynnika geometrycznego Newman–Raju  $F_c\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t_s}, \theta\right)$  [143]:

$$K_I = \sigma_{nom} \sqrt{\frac{\pi a}{Q_{NR}}} F_c\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t_s}, \theta\right) \quad (24)$$

gdzie:

$t_s$  – całkowita grubość ścianki,

$$Q_{NR} = \begin{cases} 1 + 1,464(a/c)^{1,65}, & a/c \leq 1, \\ 1 + 1,464(c/a)^{1,65}, & a/c > 1, \end{cases}$$

$$\text{Formuła obowiązuje dla: } \begin{cases} 0,2 \leq a/c \leq 2 \\ a/t_s < 1 \\ 0 \leq \theta \leq \frac{\pi}{2} \end{cases}$$

Współczynnik geometryczny  $F_c$  przyjmuje postać:

$$F_c = \left[ M_1 + M_2 \left(\frac{a}{t_s}\right)^2 + M_3 \left(\frac{a}{t_s}\right)^4 \right] g_1 g_2 f_\theta \quad (25)$$

Przypadek  $a/c \leq 1$ :

$$M_1 = 1,08 - 0,03 \cdot \left(\frac{a}{c}\right),$$

$$M_2 = -0,44 + \frac{1,06}{\left(0,3 + \frac{a}{c}\right)}$$

$$M_3 = -0,5 + 0,25 \frac{a}{c} + 14,8 \left(1 - \frac{a}{c}\right)^{15}$$

$$g_1 = 1 + \left[0,08 + 0,4 \left(\frac{a}{t_s}\right)^2\right] (1 - \sin\theta)^3$$

$$g_2 = 1 + \left[0,08 + 0,15 \left(\frac{a}{t_s}\right)^2\right] (1 - \cos\theta)^3$$

$$f_\theta = \left[\left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta\right]^{1/4}$$

Przypadek  $a/c > 1$ :

$$M_1 = \sqrt{\frac{c}{a}} \left[1,08 - 0,03 \left(\frac{c}{a}\right)\right],$$

$$M_2 = 0,375 \left(\frac{c}{a}\right)^2,$$

$$M_3 = -0,25 \left(\frac{c}{a}\right)^2,$$

$$g_1 = 1 + \left[0,08 + 0,4 \left(\frac{c}{t_s}\right)^2\right] (1 - \sin\theta)^3$$

$$g_2 = 1 + \left[0,08 + 0,15 \left(\frac{c}{t_s}\right)^2\right] (1 - \cos\theta)^3$$

$$f_\theta = \left[\left(\frac{c}{a}\right)^2 \sin^2 \theta + \cos^2 \theta\right]^{1/4}$$

W opracowanym modelu obliczania trwałości okresu propagacji pęknięcia uwzględniono współczynniki geometryczne  $Y$  i  $F_c$  badanego elementu.

### 2.5.7. Badanie odporności na pękanie.

Wyznaczenie odporności materiału na pękanie w płaskim stanie odkształcenia, oznaczanej jako  $K_{IC}$ , wymaga przeprowadzenia kontrolowanych badań laboratoryjnych. W tym celu stosuje się próbki o określonej geometrii, wyposażone w precyzyjnie wykonane karby oraz inicjowane w sposób kontrolowany pęknięcia zmęczeniowe. Taka procedura pozwala na wierne odwzorowanie rzeczywistych warunków powstawania i rozwoju szczelin w materiale konstrukcyjnym.

Aby uzyskane wyniki były miarodajne i porównywalne, niezbędne jest spełnienie rygorystycznych kryteriów dotyczących przygotowania próbek, parametrów ich obciążania oraz sposobu interpretacji rezultatów. Szczegółowe wytyczne w tym zakresie zawarte są w normie ASTM E399, która stanowi powszechnie przyjęty standard wyznaczania odporności na pękanie w płaskim stanie odkształcenia.

#### **Podstawowe etapy procedury:**

##### **1. Przygotowanie próbki (etap „Precrack”):**

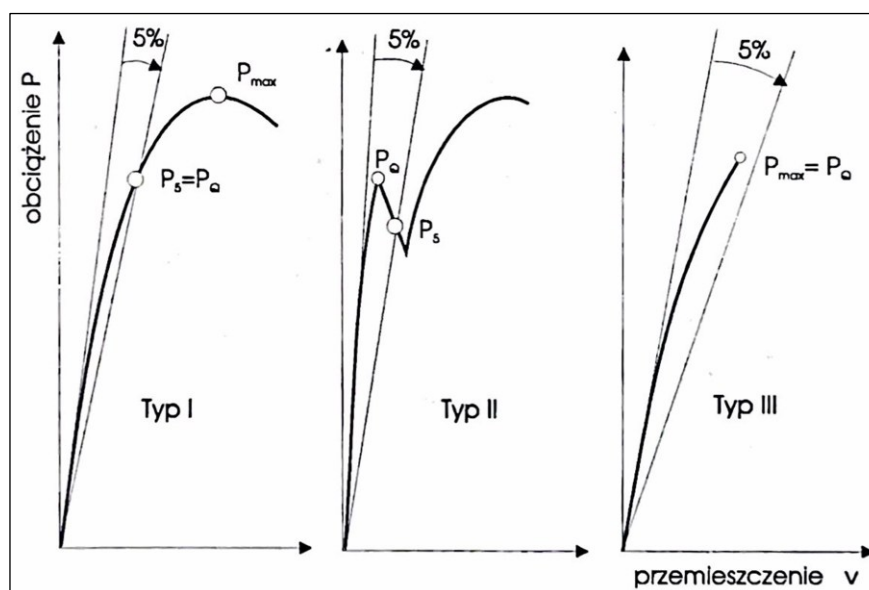
Badania przeprowadza się na próbkach o geometrii i wymiarach ściśle określonych przez normę. W próbce wykonuje się precyzyjny, wąski karb, będący punktem wyjścia do wytworzenia rzeczywistego wstępnego pęknięcia (Precrack). Pęknięcie to uzyskuje się poprzez cykliczne obciążanie próbki w warunkach zmęczeniowych, co pozwala na uzyskanie szczeliny o wymaganej długości oraz ostrym froncie pęknięcia. Etap ten ma kluczowe znaczenie, ponieważ zapewnia wiarygodność dalszego badania i odtwarza rzeczywiste warunki inicjacji szczeliny w materiale.

##### **2. Pomiary geometryczne próbki:**

Przed przystąpieniem do właściwego badania dokonuje się bardzo dokładnych pomiarów geometrycznych próbki. Obejmują one: szerokość ( $W$ ), grubość ( $B$ ), długość szczeliny ( $a$ ), a także wymiary całkowite oraz odległość szczeliny od krawędzi próbki. Wszystkie te parametry mają istotny wpływ na wyniki obliczeń i muszą być zgodne z wymaganiami normy.

### 3. Próba właściwa:

Właściwe badanie odporności na pękanie prowadzi się poprzez statyczne rozciąganie próbki typu CT w maszynie wytrzymałościowej. Próbka jest zamocowana w uchwytach i poddawana kontrolowanemu obciążeniu, przy czym próbę przeprowadza się w trybie kontroli rozwarcia szczeliny (COD), które jest mierzone za pomocą ekstensometru nożowego zamocowanego w okolicach szczeliny. Siła działająca na próbkę wzrasta stopniowo, a rozwarcie szczeliny zwiększa się w sposób stały. Rejestruje się zarówno wartość siły, jak i przemieszczenia w trakcie całego procesu, aż do momentu gwałtownego rozprzestrzenienia się pęknięcia lub zniszczenia próbki. Na podstawie tych pomiarów otrzymuje się wykres zależności siły od przemieszczenia ( $P-v$ ), przy czym norma ASTM E399 wyróżnia trzy typowe kształty takich wykresów (Rysunek 2.18): dla materiałów kruchych (Typ I), o lokalnej niestabilności np.: chromoniklowa stal konstrukcyjna (Typ II) oraz materiałów o modelu liniowo – sprężystym takich jak: szkło, porcelana, stal narzędziowa (Typ III).



Rysunek 2.18 Trzy typy wykresów uzyskiwanych podczas badania współczynnika intensywności naprężeń  $K_{IC}$  [129]

### 4. Obliczenie wartości odporności na pękanie:

Współczynnik intensywności naprężeń  $K_{IC}$  oblicza się na podstawie maksymalnej wartości obciążenia  $P_Q$  oraz wymiarów próbki i długości szczeliny, korzystając ze wzorów podanych w normie dla próbki typu CT:

$$K_{IC} = \frac{P_Q}{B\sqrt{W}} \cdot f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (26)$$

gdzie:

- $P_Q$  – siła odpowiadająca kryterium wyboru obciążenia (najczęściej maksymalna siła),
- $B$  – grubość próbki,
- $W$  – szerokość próbki,
- $a$  – długość szczeliny,
- $f(a/W)$  – funkcja geometryczna określona przez normę dla danego stosunku  $a/W$ .

Obliczenia przeprowadza się zgodnie z procedurą normową, z uwzględnieniem precyzyjnych wartości wszystkich parametrów geometrycznych i siły.

### 5. Warunki ważności wyniku.

Aby uzyskana wartość mogła zostać uznana za właściwą odporność na pękanie  $K_{IC}$ , muszą być spełnione szczegółowe warunki normy dotyczące zachowania próbki podczas próby. W szczególności:

- Zniszczenie próbki powinno nastąpić w sposób kruchy, bez znacznej plastyczności poza wierzchołkiem szczeliny.
- Próbka musi spełniać warunki wymiarowe:

$$B, a, (W - a) \geq 2,5 \left( \frac{K_{IC}}{R_{p02}} \right)^2 \quad (27)$$

- Jeżeli którykolwiek z tych warunków nie zostanie spełniony, uzyskany wynik zapisuje się jako wartość warunkową  $K_Q$ . Wartość  $K_Q$  można uznać za  $K_{IC}$  jedynie w przypadku, gdy wszystkie kryteria geometryczne oraz warunki przeprowadzania próby zostaną spełnione. W przeciwnym razie wynik nie jest reprezentatywny dla odporności na pękanie w płaskim stanie odkształcenia.

#### 2.5.7.1. Ocena odporności na pękanie przy niespełnionym warunku grubości próbki

Wymagana przez normę grubość próbki może być bardzo duża, zwłaszcza dla materiałów o niskiej wytrzymałości, gdzie spełnienie warunku  $R_e \leq E/300$  oznacza

konieczność stosowania próbek o grubości sięgającej nawet kilkudziesięciu milimetrów. W praktyce, ograniczona dostępność materiału o takich wymiarach, trudności technologiczne związane z przygotowaniem odpowiednich próbek oraz brak maszyn wytrzymałościowych zdolnych do przeprowadzania badań na tak dużych elementach często uniemożliwiają wyznaczenie odporności na pękanie w sposób zgodny z normą.

Alternatywą jest doświadczalne określenie krytycznej wartości całki  $J_C$  jedną z opisanych w normach i literaturze metod. W przypadku żeliwa wlewnicowego zastosowanie metody podatności, która zakłada pomiar na jednej próbce stwarza trudności ze względu na brak liniowej charakterystyki materiału w całym zakresie funkcji odkształcenie – naprężenie, natomiast stosowanie metody wielu próbek jest bardzo czasochłonne.

W literaturze można znaleźć wiele propozycji metod umożliwiających oszacowanie odporności na pękanie w przypadku, gdy nie jest możliwe spełnienie wymogu dotyczącego grubości próbki. Jedną metod jest wykorzystanie współczynnika wytrzymałości próbki  $R_s$ , definiowanego jako stosunek naprężenia netto w płaszczyźnie karbu  $\sigma_n$  do umownej granicy plastyczności  $R_{p02}$ :

$$R_s = \frac{\sigma_{nom}}{R_{p02}} \quad (28)$$

Dla próbek typu CT współczynnik ten przyjmuje postać:

$$R_s = \frac{2P_{max}(2W + a)}{B(W - a)^2 R_{p02}} \quad (29)$$

gdzie:

- $P_{max}$  – maksymalna siła podczas próby,

Zgodnie z zaleceniami normy ASTM, w sytuacjach, gdy nie można zapewnić wymaganej grubości próbki, zaleca się stosowanie współczynnika  $R_s$  do porównywania odporności na pękanie różnych materiałów. Badanie ogranicza się wtedy do pomiaru maksymalnego obciążenia  $P_{max}$ . Materiał o wyższym współczynniku  $R_s$  wykazuje większą odporność na pękanie.

W literaturze [127], wskazuje się, że wartość krytycznego współczynnika intensywności naprężeń  $K_C$  można przyjąć za miarę odporności materiału na pękanie w płaskim stanie odkształcenia ( $K_{IC}$ ), jeżeli spełniony jest warunek  $R_s \leq 2$ . Pozwala to na znaczące ograniczenie wymaganej grubości próbek w badaniach odporności na pękanie.

### 2.5.8. Propagacja pęknięć przy cyklicznie zmiennych obciążeniach

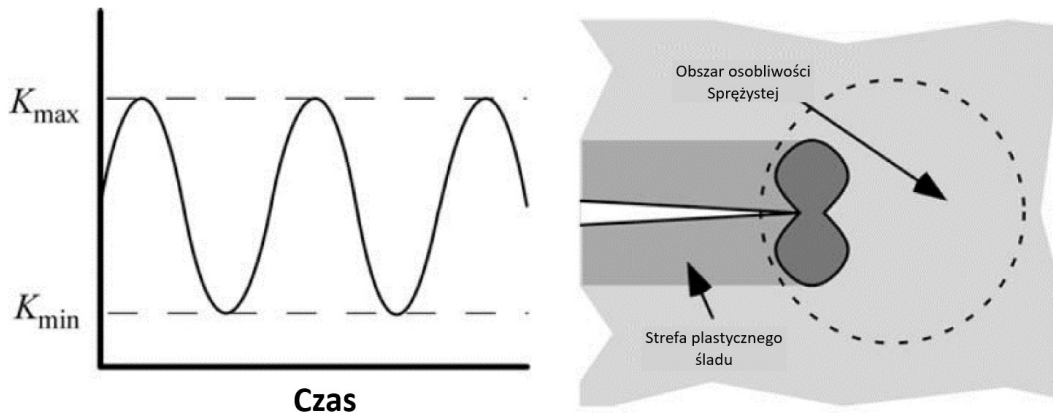
Propagacja pęknięcia to drugi po inicjacji etap rozwoju uszkodzenia. W określonym zakresie prędkości wzrostu pęknięcia proces ten może być kontrolowany (tzw. zakres inspekcyjny wzrostu szczeliny) i opisany np. równaniem Parisa (8) wiążącym prędkość propagacji ze wzrostem współczynnika intensywności naprężeń zmęczeniowych  $\Delta K$ .

Jednak proces propagacji pęknięcia nie rozpoczyna się od dowolnej wartości współczynnika intensywności naprężeń. Dopiero po przekroczeniu wartości progowej  $\Delta K_{th}$  możliwy jest wzrost szczeliny. Dla niższych wartości  $\Delta K$  propagacja pęknięcia nie zachodzi. Z kolei, gdy lokalna wartość  $K_I$  osiągnie poziom równy  $K_{IC}$ , dalsza propagacja pęknięcia przebiega już w sposób dynamiczny i niekontrolowany, prowadząc zazwyczaj do szybkiego zniszczenia elementu.

Zależność pomiędzy prędkością wzrostu pęknięcia a zakresem współczynnika intensywności naprężeń została już zilustrowana na Rysunku 2.12, gdzie wyraźnie wyróżniono trzy charakterystyczne obszary rozwoju szczeliny: brak propagacji poniżej  $\Delta K_{th}$ , stabilny wzrost szczeliny dla wartości pośrednich oraz gwałtowną, lawinową propagację powyżej  $K_{IC}$ .

Podstawowe twierdzenie mechaniki pęknięcia dotyczy statycznego, dynamicznego lub monotonicznego obciążenia ciała w obecności nieciągłości strukturalnej. Istnieją jednak obszary stosowania mechaniki pęknięcia, które pozostają nadal kontrowersyjne, a należą do nich przede wszystkim: obciążenia zmienne, duża plastyczność oraz wzrost krótkich pęknięć. W przypadku propagującej szczeliny, napędzanej stałym zakresem amplitudy współczynnika intensywności naprężeń (Rysunek 2.19), w wierzchołku pęknięcia tworzy się strefa plastyczna, a propagujące pęknięcie pozostawia za sobą tzw. „strefę plastycznego śladu” [144]. Zjawisko to przyczynia się do występowania efektu

zamykania szczeliny, który sprawia, że szybkość propagacji pęknięcia zależy od współczynnika asymetrii cyklu  $R_k$ . [19]



Rysunek 2.19 Propagacja pęknięcia zmęczeniowego przy stałej amplitudzie obciążenia w warunkach małoskalowej plastyczności [144]

Prędkość propagacji pęknięcia  $\left(\frac{da}{dN}\right)$  może być scharakteryzowana przez zakres współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K = K_{max} - K_{min}$  oraz przez współczynnik asymetrii cyklu  $R_k = \frac{K_{min}}{K_{max}}$ , i można ją ogólnie wyrazić następującą zależnością [19] [144]:

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R_k) \quad (30)$$

Liczbę cykli, podczas których szczelina propaguje od długości początkowej  $a_0$  do końcowej  $a_f$ , można wyznaczyć według wzoru [19] [144]:

$$N = \int_{a_0}^{a_f} \frac{1}{f(\Delta K, R_k)} da \quad (31)$$

Na przestrzeni lat opracowano wiele równań opisujących szybkość wzrostu pęknięcia ( $f(\Delta K, R_k)$ ), począwszy od równania Parisa [34], które zakłada (w skali logarytmicznej) liniową zależność pomiędzy wzrostem współczynnika intensywności naprężeń a prędkością propagacji szczeliny [19].

Forman [145] zaproponował modyfikację równania Parisa, uwzględniającą wpływ współczynnika asymetrii  $R_k$  cyklu na zwiększoną prędkość wzrostu szczeliny w obszarze propagacji krytycznej [19]:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_p \cdot (\Delta K)^n}{(1 - R_k)(K_C - \Delta K)} \quad (32)$$

gdzie:

- $n$  – odpowiednik wykładnika  $m_p$  w równaniu Parisa,

Klesnil i Lukas [146] uwzględniając progowy zakres współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K_{th}$  zmodyfikowali równanie Parisa (8). To równanie jednak nie uwzględnia zależności  $\Delta K_{th}$  od współczynnika asymetrii cyklu  $R_k$  [19]:

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot (\Delta K^{m_p} - \Delta K_{th}^{m_p}) \quad (33)$$

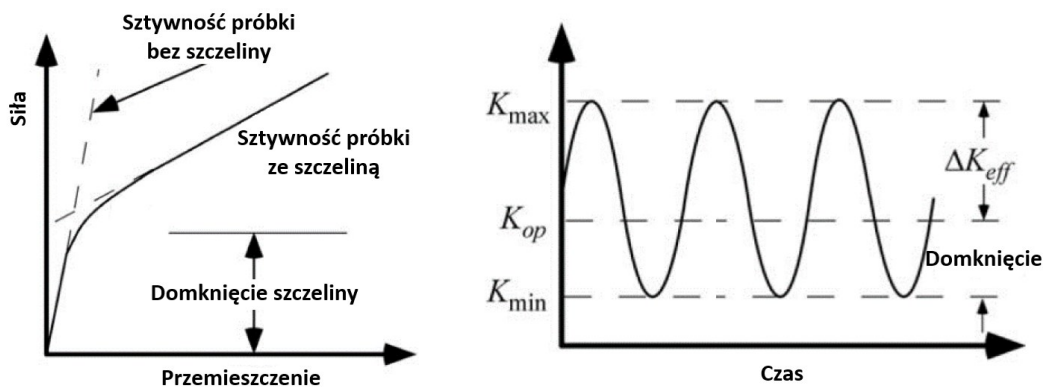
Równanie NASGRO [147] (26) opisuje propagację pęknięć zmęczeniowych zarówno w zakresie progowym jak i stabilnym, oraz w pobliżu wartości krytycznych. Uwzględnia ono efekty naprężeń średnich przy wykorzystaniu modelu zamykania szczeliny, gdzie  $C_p$ ,  $n$ ,  $p_N$  i  $q_N$  są stałymi materiałowymi, a  $f_{New}$  to funkcja otwarcia szczeliny według Newmana [148]. Równanie NASGRO i jego późniejsze modyfikacje stały się obecnie standardem naukowym i przemysłowym w modelowaniu propagacji pęknięć [19]:

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot \left[ \left( \frac{1 - f_{New}}{1 - R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left( 1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^{p_N}}{\left( 1 - \frac{\Delta K_{max}}{\Delta K_C} \right)^{q_N}} \quad (34)$$

W opracowanej metodzie szacowania trwałości okresu propagacji pęknięcia nie uwzględniono równania NASGRO, ze względu na trudności z wyznaczeniem wymaganych współczynników oraz wiarygodnym dopasowaniem krzywej do dostępnych danych.

### 2.5.9. Zjawisko domknięcia szczeliny

Elber [149] zauważył, że sztywność próbek (z mikropęknięciami) obciążonych małą siłą była zbliżona do sztywności próbek nieuszkodzonych (Rysunek 2.20a). Wysłął wniosek, że zaobserwowany brak różnicy w sztywności wynika z kontaktu powierzchni szczeliny, czyli ze zjawiska domknięcia szczeliny [19].



Rysunek 2.20 a) Zmiana sztywności próbki podczas rozciągania, b) Efektywny zakres działania współczynnika intensywności naprężeń według [144], na podstawie prac Elbera [35] [149]

Zjawisko domknięcia szczeliny powoduje zmniejszenie szybkości propagacji pęknięcia zmęczeniowego poprzez redukcję wartości efektywnego współczynnika intensywności naprężeń. W próbce poddanej obciążeniu cyklicznemu, opisanej przez  $K_{max}$  i  $K_{min}$ , powierzchnie szczeliny stykają się przy wartości  $K_{op}$ .  $K_{op}$  to współczynnik intensywności naprężeń, przy którym szczelina podczas cyklu obciążenia zaczyna się otwierać. Poniżej tej wartości jej powierzchnie pozostają w kontakcie i nie zachodzi propagacja pęknięcia. Elber założył, że ta część obciążenia, która znajduje się poniżej  $K_{op}$ , nie przyczynia się do propagacji szczeliny. Zdefiniował on efektywny zakres współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K_{eff}$  oraz efektywny współczynnik intensywności naprężeń  $U$ , oraz dokonał modyfikacji równania Parisa do postaci [19]:

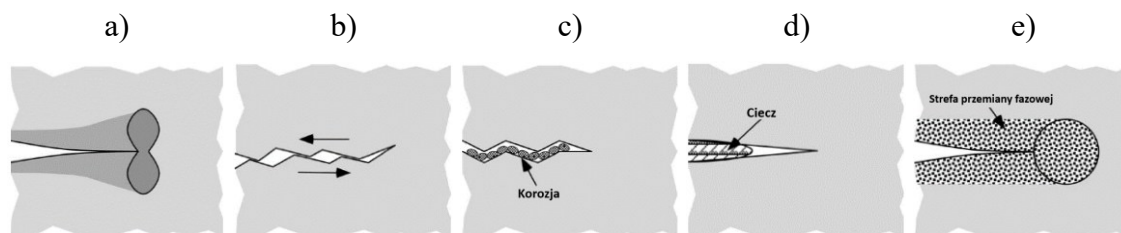
$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} , \quad (35)$$

$$U = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} , \quad (36)$$

$$\frac{da}{dN} = C_p (\Delta K_{eff})^{m_p} , \quad (37)$$

Suresh i Ritchie [150] wyróżnili pięć podstawowych mechanizmów domykania szczeliny zmęczeniowej (Rysunek 2.21):

- a) domykanie indukowane plastycznie,
- b) domykanie spowodowane chropowatością,
- c) domykanie wywołane obecnością tlenków,
- d) domykanie wywołane przez lepki płyn,
- e) domykanie indukowane przemianą fazową [19].



Rysunek 2.21 Mechanizmy domykania szczeliny zmęczeniowej według [144], na podstawie ustaleń [150]. (Objaśnienie w tekście)

W odniesieniu do wlewnic i ich typowych warunków eksploatacji (cykliczne obciążenia cieplno-mechaniczne) spośród powyższych mechanizmów najczęściej obserwuje się cztery: domykanie indukowane plastycznie, domykanie spowodowane chropowatością, domykanie wywołane obecnością tlenków oraz domykanie indukowane przemianą fazową. Plastyczna strefa w rejonie wierzchołka pęknięcia powstaje przy ponownym obciążeniu, sprzyjając kontaktowi ścian szczeliny. Wysoka chropowatość powierzchni rozdziału wynika z morfologii grafitu płatkowego. Pod wpływem powtarzalnego nagrzewania i chłodzenia w wierzchołku szczeliny kumulują się tlenki, które działają klinująco. Dodatkowo, cykle cieplne wywołują przemiany fazowe w osnowie i związane z nimi zmiany objętości oraz naprężeń własnych, sprzyjające domykaniu szczeliny. Mechanizm domykania przez lepki płyn tych warunkach nie występuje.

Zjawisko domykania szczeliny nabiera szczególnego znaczenia w kontekście analizy trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych, gdzie podczas cyklu eksploatacyjnego występują złożone stany naprężeń. W różnych obszarach ścian wlewnicy obserwuje się zarówno cykle, w których dominują naprężenia rozciągające, jak i takie, gdzie dochodzi do okresowych zmian znaku naprężeń, z rozciągających na ściskające lub odwrotnie. W tych przypadkach, podczas przejścia ze stanu rozciągania

w ściskanie, powierzchni szczeliny mogą ulegać chwilowemu domknięciu, ograniczając efektywny zakres współczynnika intensywności naprężeń i w konsekwencji spowalniając propagację pęknięcia zmęczeniowego.

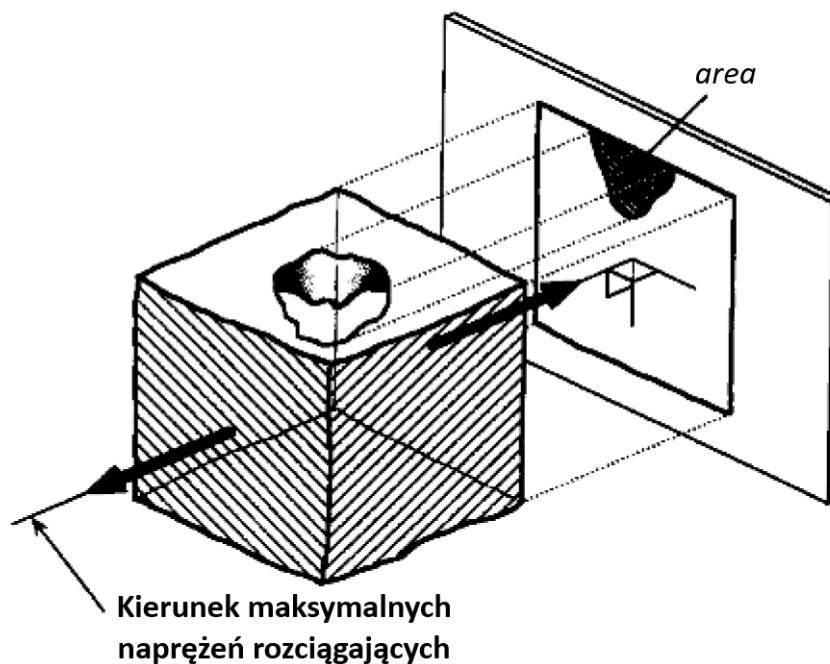
Warto podkreślić, że w lokalizacjach, gdzie przez cały cykl pracy utrzymują się jedynie naprężenia rozciągające, efekt domykania szczeliny jest minimalny lub nie występuje, co sprzyja szybszemu wzrostowi pęknięcia. Natomiast tam, gdzie dochodzi do istotnych wahań wartości i znaku naprężeń, zjawisko domykania może odgrywać kluczową rolę w wydłużaniu trwałości elementu.

Analiza lokalnych warunków naprężenia w ścianie wlewnicy, z uwzględnieniem możliwości domykania szczeliny, jest zatem niezbędna do rzetelnego prognozowania żywotności wlewnic w rzeczywistych warunkach pracy. Efekt ten, szczególnie przy cyklicznych obciążeniach termicznych o zmieniającym się znaku naprężeń, należy traktować jako jeden z istotnych czynników ograniczających tempo propagacji pęknięć oraz wpływających na rozrzut trwałości eksploatacyjnej tych elementów.

#### 2.5.10. Wpływu defektów powierzchniowych na wytrzymałość zmęczeniową w modelu Murakamiego

Jednym z najważniejszych dorobków w dziedzinie wytrzymałości zmęczeniowej materiałów są prace Murakamiego który opracował empiryczne zależności umożliwiające prognozowanie trwałości zmęczeniowej elementów z defektami powierzchniowymi oraz wewnętrznymi. Badania te polegały na analizie szerokiego zestawu próbek różnych materiałów, w których w sposób kontrolowany wprowadzano defekty o znanej geometrii i rozmiarze. Następnie przeprowadzano testy zmęczeniowe w celu określenia granicy zmęczenia ( $\sigma_w$ ) i powiązania jej z charakterystyką defektu oraz twardością materiału [151] [152].

Murakami wykazał, że kluczowym parametrem opisującym wpływ defektu na wytrzymałość zmęczeniową jest parametr  $\sqrt{area}$ , czyli pierwiastek kwadratowy z pola powierzchni największego defektu obserwowanego w przekroju prostopadłym do kierunku naprężenia (Rysunek 2.22) [19, 152].



Rysunek 2.22 Definicja parametru równoważnej wielkości defektu  $\sqrt{are a}$ .

Na tej podstawie sformułowano prostą zależność pozwalającą oszacować zmęczeniową granicę wytrzymałości:

$$\sigma_w = C_M \cdot (HV + 120) \cdot (\sqrt{are a})^{-1/6} \quad (38)$$

gdzie:

- $\sigma_w$  – granica zmęczenia [MPa],
- HV – twardość Vickersa,
- $\sqrt{are a}$  – pierwiastek z pola powierzchni defektu [ $\mu\text{m}$ ],
- $C_M$  – współczynnik zależny od warunków obciążenia (dla rozciągania i zginania  $C_M \approx 1,43$ ).

Badania Murakamiego potwierdziły, że wpływ defektów na granicę zmęczenia jest szczególnie istotny w materiałach o wysokiej czystości i drobnoziarnistej strukturze. W praktyce tradycyjne podejście polegające na rozpatrywaniu jedynie największego defektu jako miejsca inicjacji pęknięcia zapewnia dobrą korelację z wynikami eksperymentalnymi, zwłaszcza dla materiałów pozbawionych licznych nieciągłości.

Model Murakamiego znajduje szerokie zastosowanie zarówno przy ocenie jakości odlewów, jak i w projektowaniu elementów o wysokiej niezawodności. Opracowane przez niego empiryczne zależności zostały zaimplementowane w wielu współczesnych normach i wytycznych dotyczących oceny wytrzymałości zmęczeniowej materiałów inżynierskich [153, 154, 155, 156].

Podjęcie Murakamiego wykorzystywane jest głównie do analizy inicjacji pęknięcia zmęczeniowego, pozwalając na oszacowanie, od jakiego poziomu naprężeń obecność defektu prowadzi do powstania pęknięcia. Zależności empiryczne opracowane przez Murakamiego umożliwiają wyznaczenie zmęczeniowej granicy wytrzymałości osłabionego materiału, natomiast nie odnoszą się bezpośrednio do etapu propagacji pęknięcia. Współcześnie metoda ta stanowi standard w ocenie wpływu defektów na trwałość elementów eksploatowanych w warunkach zmęczeniowych [157] [158].

Istotną cechą modelu Murakamiego jest bezpośrednie powiązanie jego zależności empirycznych z twardością materiału, wyrażoną jako twardość Vickersa (HV). W kontekście propagacji pęknięcia szczególnie ważny jest wzór Murakamiego pozwalający oszacować progowy zakres współczynnika intensywności naprężeń ( $\Delta K_{th}$ ) dla szczelin inicjowanych na defektach o znanej wielkości:

$$\Delta K_{th} = 3,3 \cdot (HV + 120) \cdot (\sqrt{area})^{1/6} \quad (39)$$

gdzie:

- $\Delta K_{th}$  – progowy zakres współczynnika intensywności naprężeń [ $MPa\sqrt{m}$ ],
- $HV$  – twardość w skali Vickersa,
- $\sqrt{area}$  – pierwiastek z pola powierzchni defektu [ $\mu m$ ].

Wzór ten pozwala na praktyczne powiązanie właściwości materiałowych z wielkością defektu i ocenę odporności na inicjację propagacji szczeliny zmęczeniowej w rzeczywistych elementach konstrukcyjnych.

### 2.5.11. Pełzanie

Pełzanie to powolna, trwała deformacja materiału pod wpływem długotrwałe działającego obciążenia, nawet jeśli to obciążenie nie przekracza granicy sprężystości (plastyczności) materiału. Zjawisko to zachodzi szczególnie intensywnie w podwyższonych temperaturach – typowo staje się istotne powyżej ok. 0,4–0,5 temperatury topnienia materiału. Innymi słowy, w wysokich temperaturach właściwości mechaniczne ulegają degradacji i materiał może ulegać stopniowemu, nieodwracalnemu odkształceniu pod stałym, relatywnie niewielkim obciążeniem, o ile działa ono dostatecznie długo. Cechą charakterystyczną pełzania jest zależność od czasu, odkształcenie narasta powoli w funkcji czasu przy utrzymującym się naprężeniu i temperaturze [159].

Empirycznie przyjmuje się, że pełzanie staje się istotnym zjawiskiem, gdy temperatura eksploatacji przekracza 0,4–0,5 temperatury topnienia materiału:

$$T_{pracy} > 0,4 \div 0,5 \cdot T_{topnienia} \quad (40)$$

W przypadku żeliwa szarego temperatura topnienia wynosi około 1227 °C. Zatem przedział temperatur, w których pełzanie może mieć istotny wpływ na własności żeliwa szarego, mieści się w zakresie:

$$T_{pracy} > 0,4 \cdot 1227 = 327^{\circ}\text{C} \quad (41)$$

$$T_{pracy} > 0,5 \cdot 1227 = 477^{\circ}\text{C} \quad (42)$$

Oznacza to, że już powyżej ok. 330–480°C należy liczyć się z możliwością wystąpienia zjawiska pełzania w żeliwie szarym, zwłaszcza przy długotrwałym oddziaływaniu obciążeń i wysokiej temperaturze. Pełzanie może zachodzić nawet w przypadku, gdy naprężenie jest znacznie niższe od granicy plastyczności, kluczowym czynnikiem jest tu długotrwałe działanie obciążenia i temperatura umożliwiająca aktywację powolnych mechanizmów deformacji. Wysoka temperatura wpływa na mikrostrukturę, przyspieszając procesy dyfuzji, poślizgu dyslokacji i zmiany strukturalne, co prowadzi do utraty wytrzymałości i trwałości materiału [160] [161].

Rozpatrując zjawisko pełzania w kontekście pracy wlewnic, gdzie w trakcie eksploatacji w obrębie objętości wlewnicy rozkład pól temperatury jest wysoce

niejednorodny, co wynika z charakterystyki pracy i specyfiki cyklu obciążenia temperaturowego szczegółowo opisanego w Rozdziale 2.2.2. Powierzchnie wewnętrzne podczas zalewania osiągają lokalnie najwyższe temperatury rzędu 750–800 °C, natomiast zewnętrzne, choć także nagrzewają się do wysokich temperatur, osiągają wartości niższe (ok. 600–640°C). Oznacza to, że w różnych strefach objętości wlewnicy mogą panować zupełnie odmienne warunki sprzyjające degradacji materiału [74] [75].

Duże gradienty temperatur, występujące szczególnie w pobliżu wewnętrznych ścian wlewnicy zwłaszcza w początkowym etapie cyklu, w połączeniu z generowanymi naprężeniami cieplnymi w ścianach, stanowią główny czynnik inicjujący i przyspieszający procesy uszkodzeń materiału podczas eksploatacji. Z uwagi na fakt, że to właśnie cykliczne naprężenia cieplne i powiązane z nimi zjawiska zmęczeniowe mają decydujący wpływ na trwałość wlewnic, szczegółowa analiza wpływu pełzania nie będzie przedmiotem dalszych rozważań w niniejszej pracy.

## 2.6. Podsumowanie

Część teoretyczna niniejszej pracy stanowi kompleksowe omówienie najważniejszych zagadnień, które są podstawą dla dalszych analiz oraz formułowania tez badawczych. Dynamiczne zmiany w przemyśle stalowniczym oraz złożoność badanego zjawiska wskazują na istotną potrzebę prowadzenia pogłębionych badań, które nie tylko pozwalają lepiej zrozumieć mechanizmy funkcjonowania określonych procesów, ale także umożliwiają identyfikację nowych wyzwań i kierunków rozwoju. Celem pracy jest wskazanie praktycznych rozwiązań wynikających z przeprowadzonych analiz oraz określenie, w jaki sposób zdobyta wiedza może zostać wykorzystana do usprawnienia procesów i dalszego rozwoju badanego obszaru.

Część teoretyczna pozwoliła na wyodrębnienie kluczowych problemów oraz identyfikację luki badawczej, którą niniejsza praca stara się wypełnić. Wiedza zaprezentowana w tej części stanowi fundament do dalszych rozważań i uzasadnia przyjęte decyzje badawcze. Kompleksowe ujęcie tematu, obejmujące zarówno klasyczne koncepcje, jak i nowoczesne podejścia, pozwoliło na wszechstronną analizę badanego zagadnienia. Przeprowadzone rozważania stanowią solidną podstawę merytoryczną, umożliwiającą sformułowanie tez badawczych.

## 2.7. Tezy pracy

Podczas realizacji przewodu doktorskiego weryfikowane będą następujące tezy:

1. Numeryczne wyznaczenie składowych tensora naprężeń i odkształceń w ścianach wlewnicy generowanych zmiennym w czasie polem temperatury umożliwia prognozowanie jej odporności na zmęczenie cieplne.
2. Odporność na zmęczenie cieplne określa suma liczby cykli inicjujących pęknięcie oraz powodujących propagację pęknięcia.
3. Propagację pęknięcia w ścianie wlewnicy można prognozować w oparciu o model obliczeniowy stosując teoretyczne rozwiązania i wyniki badań z zakresu mechaniki pękania.

### **3. Część badawcza**

Część praktyczna niniejszej pracy stanowi bezpośrednią kontynuację rozważań teoretycznych i ma na celu weryfikację przyjętych założeń oraz postawionych tez w oparciu o rzeczywiste dane, obserwacje i przeprowadzone badania. Zaprezentowane w tej części pracy badania zostały przeprowadzone zgodnie z przyjętą metodyką, z uwzględnieniem szczegółowego opisu zastosowanych metod, narzędzi badawczych oraz wykorzystanej aparatury pomiarowej. Wszystkie prowadzone badania miały na celu nie tylko potwierdzenie przyjętych założeń teoretycznych, ale także dogłębne zbadanie zjawisk zachodzących podczas cyklu eksploatacyjnego wlewnicy.

Kluczowym aspektem było zbudowanie solidnego fundamentu merytorycznego, który umożliwiłby osiągnięcie głównego celu naukowego pracy, jakim jest opracowanie metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic. W dalszej perspektywie uzyskane wyniki oraz wypracowana metoda mają znaleźć praktyczne zastosowanie w warunkach przemysłowych, przyczyniając się do optymalizacji procesów i zwiększenia niezawodności produkcji. Po prezentacji przeprowadzonych badań oraz uzyskanych wyników, zostanie przedstawiona kompleksowa i szczegółowa analiza tych rezultatów.

Zestawienie analizy wyników z wcześniejszymi rozważaniami teoretycznymi umożliwi opracowanie metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic, stanowiącej główny cel naukowy niniejszej pracy.

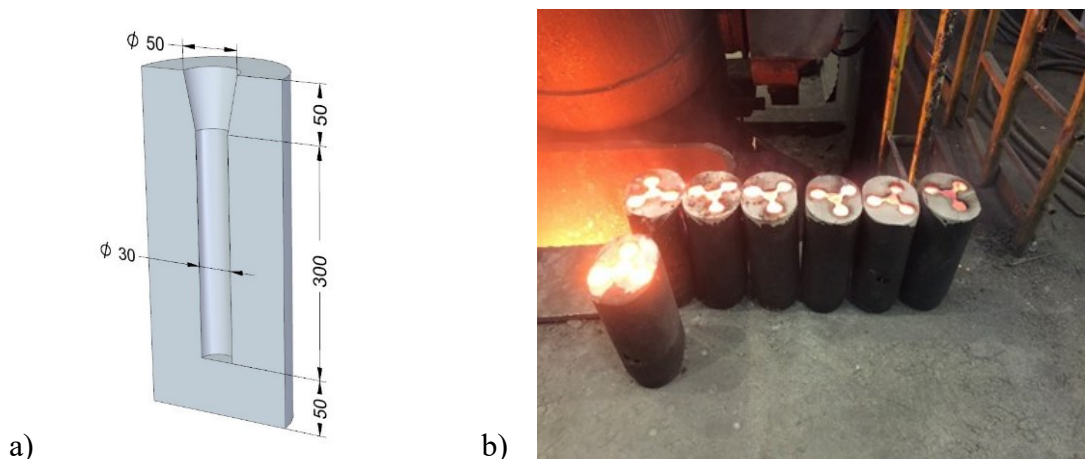
Opracowana metoda zostanie następnie poddana procesowi walidacji, którego celem jest weryfikacja poprawności jej działania w rzeczywistych warunkach. W ramach tego etapu przedstawiona zostanie próba wdrożeniowa, stanowiąca praktyczne potwierdzenie skuteczności zaproponowanego rozwiązania.

### **3.1. Materiał badawczy – żeliwo szare**

W tym rozdziale zostanie przedstawione przygotowanie materiału do wykonania próbek do badań właściwości fizycznych, wytrzymałościowych i metalograficznych oraz próbek do badań z zakresu mechaniki pękania. Zostanie przedstawiona innowacyjna autorska procedura zmęczenia cieplnego próbek z żeliwa w warunkach odpowiadających zmianom temperatury ścian wlewnicy w trakcie cykli jej pracy w odlewni.

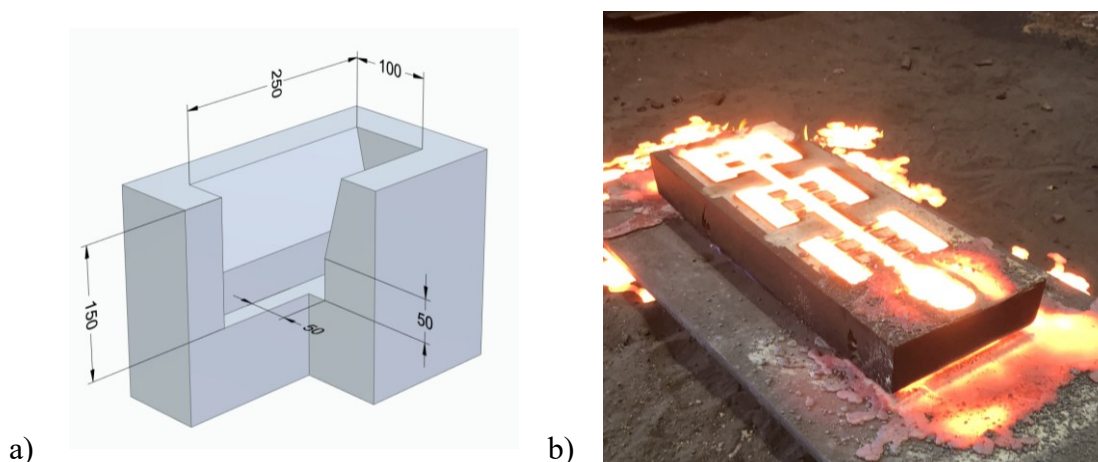
### 3.1.1. Odlewanie wlewków testowych

W warunkach produkcyjnych odlewni przygotowano zgodnie z zaleceniami normy PN-EN 1561:2000 [162] formy piaskowe dla wlewków próbnych walcowych osobno odlewanych o średnicy 30 mm i długości 300 mm. Na Rysunku 3.1 przedstawiono wymiary formy piaskowej oraz zestaw form bezpośrednio po zalaniu.



Rysunek 3.1 Zestaw form piaskowych wlewków walcowych osobno odlewanych: a) wymiary wnętrza formy piaskowej, b) zestaw form bezpośrednio po zalaniu

Wykonano również formy piaskowe zgodnie z zaleceniami normy PN-EN 1563 [163] dla wlewków próbnych klinowych osobno odlewanych. Na Rysunku 3.2 przedstawiono wymiary formy piaskowej oraz zestaw form bezpośrednio po zalaniu.



Rysunek 3.2 Zestaw form piaskowych wlewków klinowych osobno odlewanych: a) wymiary wnętrza formy piaskowej, b) zestaw form bezpośrednio po zalaniu

W piecu indukcyjnym Otto Junker 16 Mg wykonano wytop żeliwa szarego z wydzieleniami grafitu płatkowego o osnowie ferrytyczno – perlitycznej. Skład chemiczny żeliwa podano w Tabeli 3.1.

Tabela 3.1 Skład chemiczny badanego żeliwa szarego na podstawie analizy spektralnej (% wag.)

C	Si	Mn	P	S	Fe
3,81	1,63	0,72	0,03	0,03	Reszta

Skład chemiczny został określony za pomocą spektrometru emisyjnego ARL 3460 Advantage. Na Rysunku 3.3 przedstawiono spektrometr ARL 3460 Advantage użyty do badania składu chemicznego.



Rysunek 3.3 Spektrometr emisyjny ARL 3460 Advantage użyty do analizy składu chemicznego

### 3.1.2. Przygotowanie próbek

Po wykonaniu wlewków testowych przystąpiono do obróbki materiału celem wykonania próbek badawczych do oceny właściwości fizycznych, metalograficznych i wytrzymałościowych żeliwa.

Badania własności wytrzymałościowych i przewodności cieplnej przeprowadzono na próbkach cylindrycznych. Do ich wykonania wykorzystano wlewkę próbne walcowe.

Obróbkę wykonano z wykorzystaniem tokarki sterowanej numerycznie CNC GILDEMEISTER CTX400 (Rysunek 3.4).



Rysunek 3.4 Tokarka sterowana numerycznie CNC GILDEMEISTER CTX400

W przypadku badań z zakresu mechaniki pękania, wykonano próbki zwarte typu CT zgodnie z zaleceniami normy ASTM E399-22 [164]. Mają one kształt prostopadłościanu z naciętym rowkiem podłużnym. Do ich wykonania wykorzystano frezarkę bramową sterowaną numerycznie TOS Kurim FRF 300/8 (Rysunek 3.5).



Rysunek 3.5 Frezarka bramowa sterowana numerycznie CNC TOS Kurim FRF-300/8

Do wykonania analizy metalograficznej wykorzystano walcowe części chwytowe próbek do badań wytrzymałościowych po przeprowadzonej próbie rozciągania.

Szczegółowe wymiary i kształt próbek zostaną omówione w dalszej części pracy, podczas opisu prowadzenia poszczególnych badań.

### 3.1.3. Procedura symulacji doświadczalnej zmęczenia cieplnego próbek.

Przed przystąpieniem do badań właściwości fizycznych, wytrzymałościowych i badań z zakresu mechaniki pękania, próbki poddano cyklicznej obróbce cieplnej. Z racji tego, że nie istnieje standardowa metoda badania pęknięć wywołanych zmęczeniem cieplnym opracowano autorską metodę oceny zmian własności mechanicznych i fizycznych pod wpływem cyklicznego obciążenia wysokotemperaturowego właściwego zmianom temperatury we wlewnicy w cyklu produkcyjnym. Próbki poddano cyklicznej obróbce w piecu wysokotemperaturowym Carbolite HTF 1800/4 (Rysunek 3.6). Parametry nastaw pieca wysokotemperaturowego ustalono indywidualnie dla próbek do testów zrywania i próbek zwartych do wyznaczenia współczynników z zakresu mechaniki pękania.



Rysunek 3.6 Piec wysokotemperaturowy Carbolite HTF 1800/4

Do wyznaczenia nastaw poszczególnych etapów cyklu obróbki cieplnej pieca wysokotemperaturowego posłużono się komercyjnym oprogramowaniem bazującym na metodzie elementów skończonych (MES) - Simcenter NX. Wykorzystano moduł obliczeniowy ThermalFlow i 3D Multiphysics [165] [166]. Wykonano analizy numeryczne nagrzewania próbki w komorze pieca. Wyznaczono prędkość i czas narastania temperatury, czas przetrzymania w określonej temperaturze oraz prędkość i czas spadku temperatury. Parametry dobrano tak aby pojedynczy cykl odzwierciedlał rzeczywiste warunki w jakich pracują wlewnice opisane w Rozdziale 2.2.2. Parametry obróbki cieplnej próbek przeprowadzonej w piecu komorowym zostały określone na podstawie badań eksperymentalnych przeprowadzonych w odlewni na doświadczalnym stanowisku odlewania wlewków stalowych, które szczegółowo przedstawiono w Rozdziale 3.2.

Szczegółowy opis wyznaczania nastaw pieca wysokotemperaturowego i procedura przeprowadzania cyklicznego obciążenia zostaną omówione w dalszej części pracy, podczas opisu prowadzenia poszczególnych badań.

## **3.2. Rzeczywiste stanowisko odlewania wlewków stalowych**

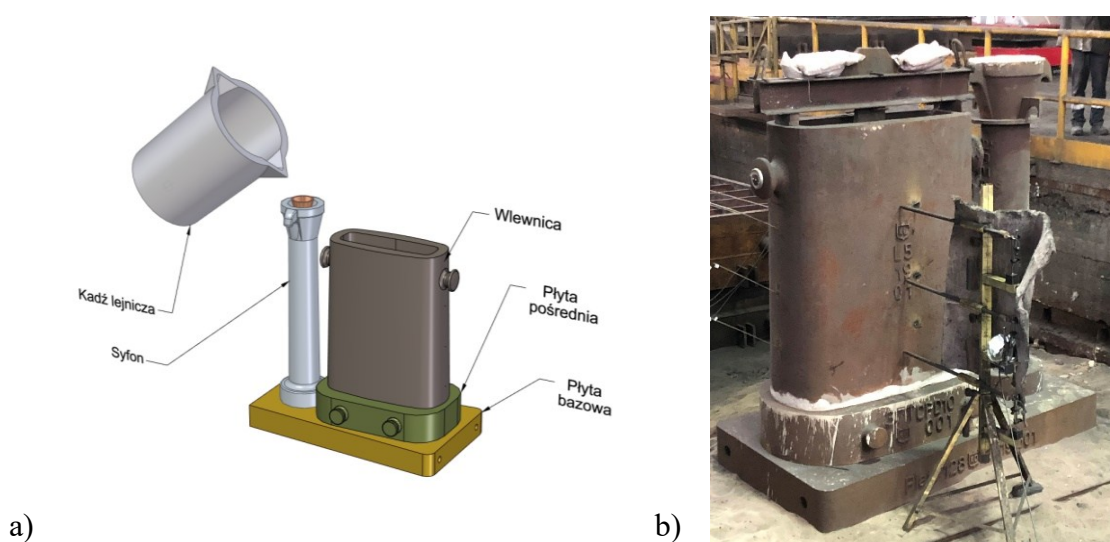
Przygotowane w warunkach produkcyjnych odlewni stanowisko do zalewania rzeczywistej wlewnicy było identyczne z tymi, które są zwykle używane na wydziałach produkcji stali. Przeprowadzono na nim eksperymentalne testy w celu określenia zmian temperatury na zewnętrznej powierzchni wlewnicy oraz przemieszczeń dłuższego boku wlewnicy podczas cyklu produkcyjnego. Temperaturę rejestrowano za pomocą zestawu termopar, natomiast przemieszczenia rejestrowano za pomocą specjalnie wykonanego w tym celu urządzenia. W niniejszym rozdziale przedstawiono założenia badawcze wraz z opisem lokalizacji punktów pomiarowych temperatury i przemieszczeń

### **3.2.1. Budowa stanowiska zalewania wlewków**

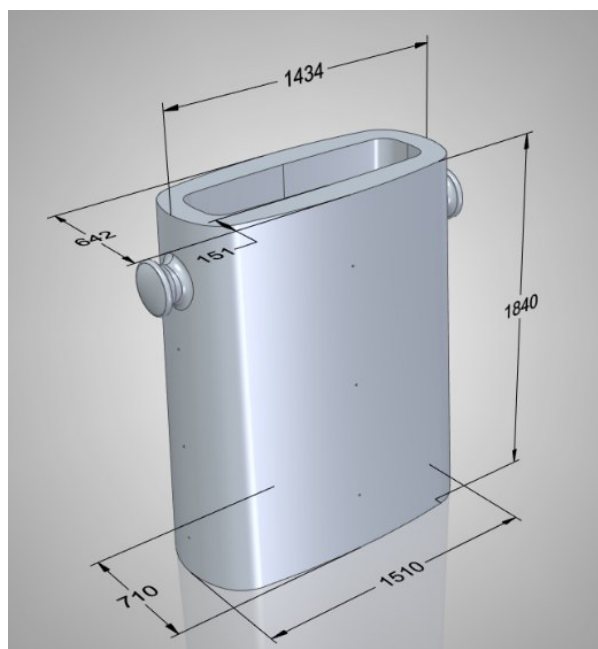
Stanowisko do zalewania wlewków składało się z wlewnicy o masie 6000 kg, płyty bazowej, płyty pośredniej, systemu podawania metalu (syfonu) oraz zestawów czujników mierzących temperaturę i przemieszczenie ścianki wlewnicy. Model

konceptyjny stanowiska zalewania wlewków stalowych przedstawia Rysunek 3.7a, natomiast na Rysunku 3.7b pokazano rzeczywiste stanowisko zalewowe wykonane zgodnie

z założeniami modelu koncepcyjnego. Wymiary wlewnicy będącej przedmiotem badań przedstawia Rysunek 3.8.



Rysunek 3.7 Stanowisko zalewania wlewków stalowych: a) model koncepcyjny, b) rzeczywiste stanowisko

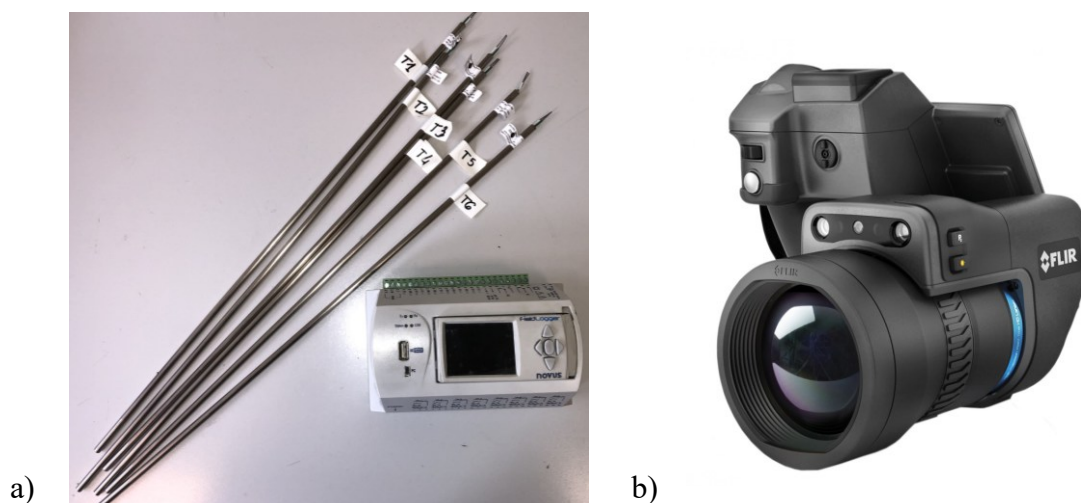


Rysunek 3.8 Wymiary badanej wlewnicy

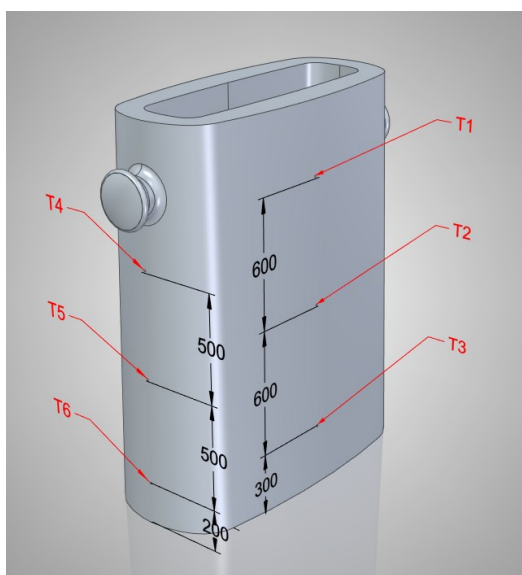
### 3.2.2. Metodyka pomiarowa zmian temperatury i przemieszczeń

#### 3.2.2.1. Rejestracja zmian temperatury

Zmiany temperatury na ścianach wlewnicy rejestrowano za pomocą zestawu sześciu termopar typu PTTK-BT-60-1-SO-500 (Rysunek 3.9a), dodatkowej kontroli dokonywano przy pomocy kamery termowizyjnej FLIR T1020 (Rysunek 3.9b). Rozmieszczenie punktów pomiarowych temperatury: T1, T2, T3, T4, T5, T6 przedstawiono na Rysunku 3.10.



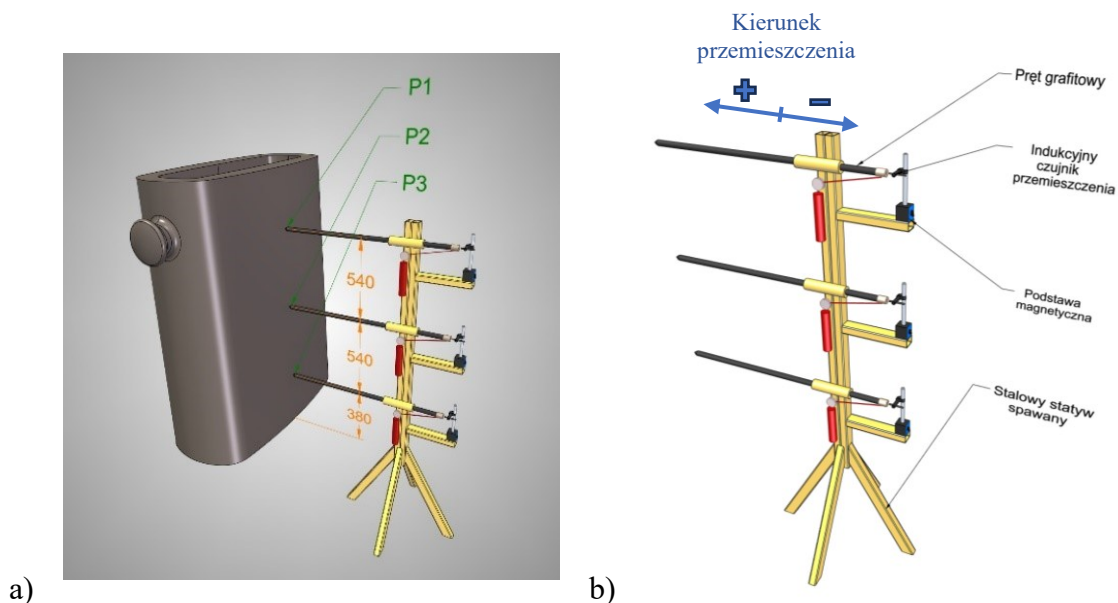
Rysunek 3.9 Aparatura pomiarowa temperatury: a) zestaw termopar typu PTTK, b) kamera termowizyjna FLIR T1020



Rysunek 3.10 Rozmieszczenie punktów pomiarowych temperatury T1, T2, T3, T4, T5 i T6

## 3.2.2.2. Pomiar przemieszczeń ścian wlewnicy

Pomiary przemieszczeń ścian wlewnicy podczas jego napełniania ciekłym metalem przeprowadzono w punktach P1, P2 i P3, które pokazano na Rysunku 3.11a. Przesunięcia ścian wlewnicy rejestrowano za pomocą specjalnie zaprojektowanego i wykonanego w tym celu urządzenia (pokazanego na Rysunku 3.11b).



Rysunek 3.11 Pomiary przemieszczeń ścian wlewnicy: a) rozmieszczenie punktów pomiarowych P1, P2 i P3, b) tensometr mechaniczny

Urządzenie do pomiaru przemieszczeń wlewnicy stanowiło spawaną stalową podstawę, na której przesuwnie zamontowano grafitowe pręty o średnicy 20 i długości 1200 mm na trzech wysokościach pomiarowych. Zastosowano pręty grafitowe ze względu na ich bardzo niski współczynnik rozszerzalności cieplnej ( $\alpha = 6,5 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ ). Tworzyły one ciągną pomiarowe, które ograniczały wpływ promieniowania ciepłego badanej wlewnicy na czujniki indukcyjne. Na końcu grafitowego pręta zainstalowano na podstawach magnetycznych typu MDZB ( $L = 231$  mm) indukcyjne czujniki przemieszczenia TESA FRANCE S.A.S GT21-I, o dokładności pomiaru 0,01 mm.

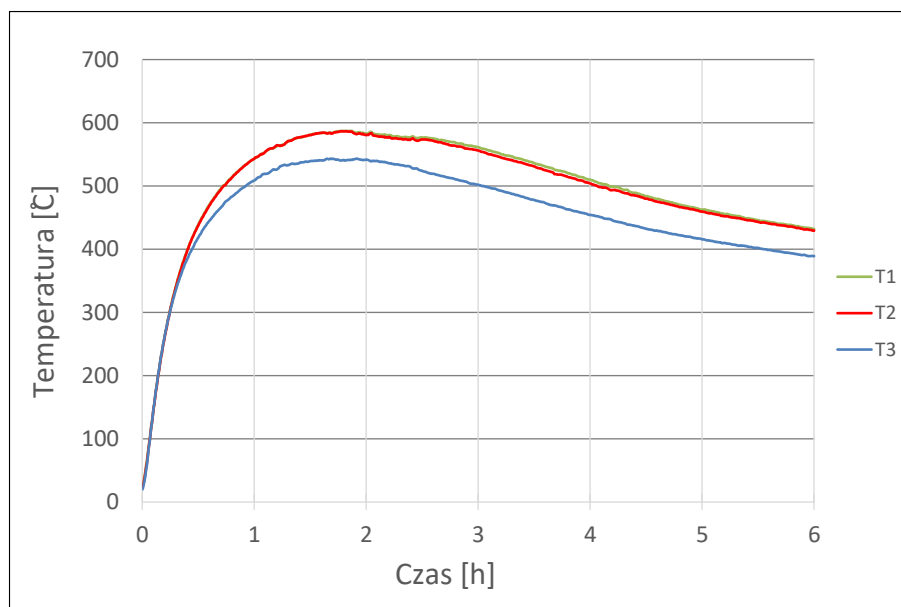
Na Rysunku 3.12 przedstawiono kompletną aparaturę do pomiarów przemieszczenia, składającą się z rejestratora i czujników indukcyjnych zamontowanych na podstawach magnetycznych.



Rysunek 3.12 Aparatura pomiarowa przemieszczeń ścian wlewnicy

### 3.2.3. Wyniki pomiarów temperatury powierzchni ściany wlewnicy

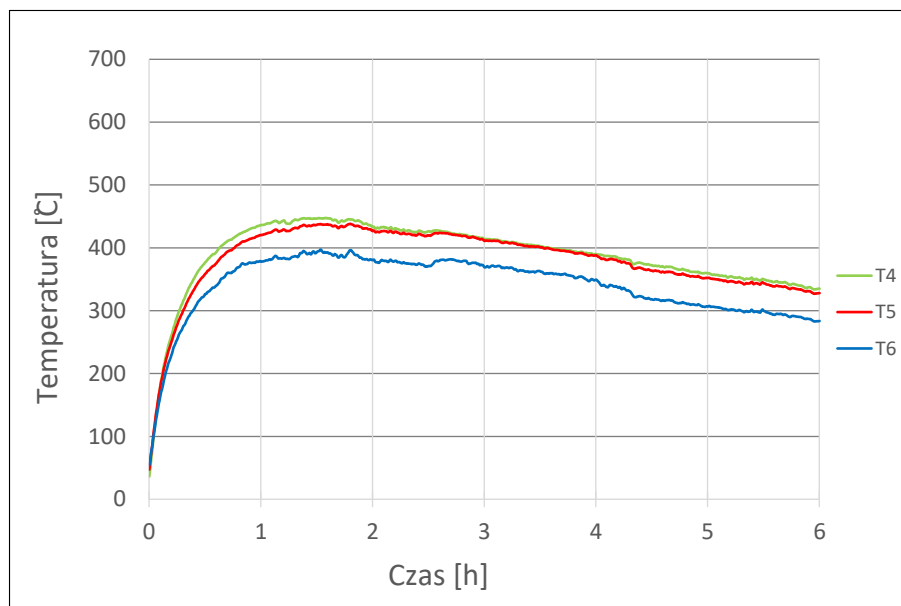
Rysunek 3.13 przedstawia zmiany temperatury na dłuższej zewnętrznej ścianie wlewnicy, które zostały zarejestrowane za pomocą zestawu termopar w punktach T1, T2 i T3.



Rysunek 3.13 Zmiany temperatury zarejestrowane za pomocą termopar na dłuższej zewnętrznej ścianie wlewnicy w punktach T1, T2 i T3

Maksymalna temperatura na zewnętrznej ścianie wlewnicy w punktach T1 i T2 wynosiła 590 °C, podczas gdy najniżej usytuowany punkt pomiarowy (T3) wskazał temperaturę 545 °C. Maksymalne, zmierzone wartości temperatury na powierzchni

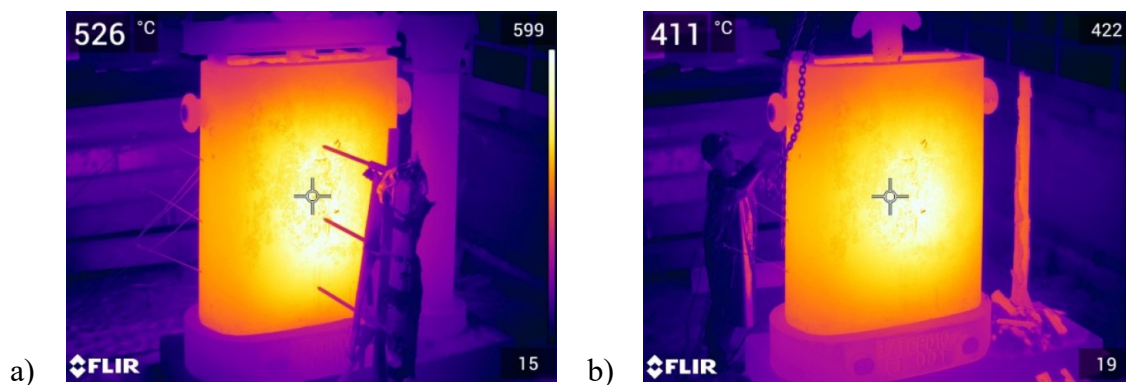
ściany wlewnicy wystąpiły około 2 godziny po zalaniu. Rysunek 3.14 przedstawia zmiany temperatury w punktach T4, T5 i T6 na powierzchni krótszego boku wlewnicy.



Rysunek 3.14 Zmiany temperatury zarejestrowane za pomocą termopar na krótszej zewnętrznej ścianie wlewnicy w punktach T4, T5 i T6

Maksymalna wartość temperatury zarejestrowana w punkcie T4 wyniosła 450 °C, podczas gdy nieco niższa wartość 446 °C została zarejestrowana w punkcie T5. Podobnie jak w przypadku pomiarów temperatury na dłuższym boku, termopara znajdująca się w najniższym punkcie (T6) zarejestrowała najniższą maksymalną temperaturę (399 °C). Czas rejestracji pomiarów wynosił 6 godzin. Czas 6 godzin był momentem, w którym wlewek stalowy został oddzielony od wlewnicy.

Pomiary temperatury były kontrolowane za pomocą kamery termowizyjnej FLIR T1020, która była umieszczona w niewielkiej odległości od wlewnicy i wykonywała zdjęcia seryjne co 5 minut. Rysunek 3.15 przedstawia obrazy termowizyjne wykonane przez kamerę na stanowisku. Rysunek 3.15a przedstawia wlewnicę po osiągnięciu maksymalnej temperatury zewnętrznej powierzchni, a Rysunek 3.15b przedstawia temperaturę powierzchni ściany wlewnicy bezpośrednio przed wybiciem wlewka stalowego. Temperatury pokazane w lewym górnym rogu każdego obrazu termowizyjnego to wartości zarejestrowane w miejscu znacznika pomiarowego. Natomiast wartości w prawym górnym rogu obrazów wskazują maksymalne zarejestrowane wartości w całym obszarze obrazu.

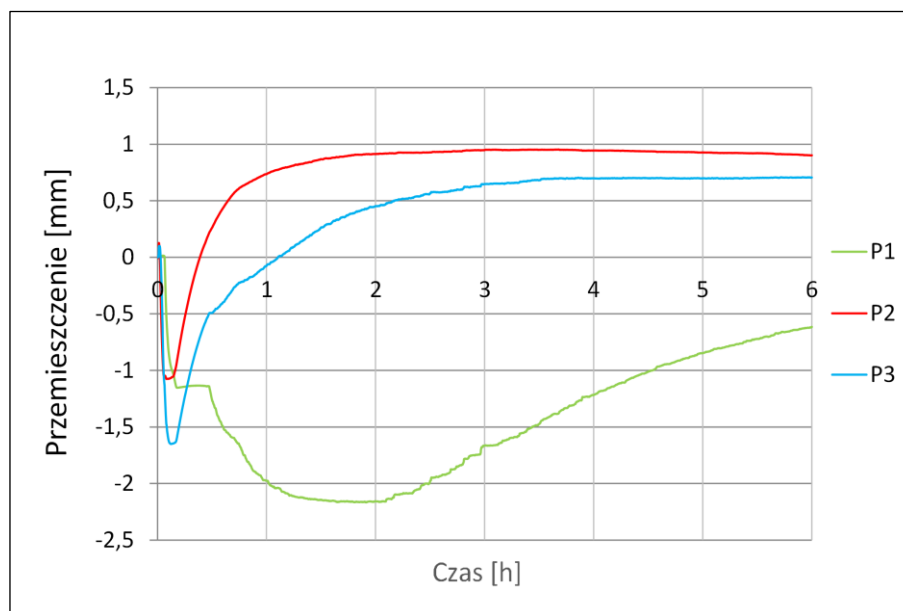


Rysunek 3.15 Kontrola temperatury powierzchni wlewnicy wykonana kamerą termowizyjną FLIR T1020: a) maksymalna temperatura wlewnicy podczas cyklu produkcyjnego, b) temperatura bezpośrednio przed wybiciem wlewka stalowego

Maksymalna zarejestrowana temperatura wlewnicy wynosiła 599 °C, miało to miejsce 2 godziny po zalaniu wnętrza wlewnicy. Maksymalna temperatura zarejestrowana bezpośrednio przed wybiciem stalowego wlewka wyniosła 422 °C.

### 3.2.4. Wyniki pomiarów przemieszczeń powierzchni ściany wlewnicy

Rysunek 3.16 przedstawia zmiany przemieszczeń ścianki wlewnicy w punktach P1, P2 i P3, które zostały zarejestrowane za pomocą czujników indukcyjnych podczas cyklu produkcyjnego.

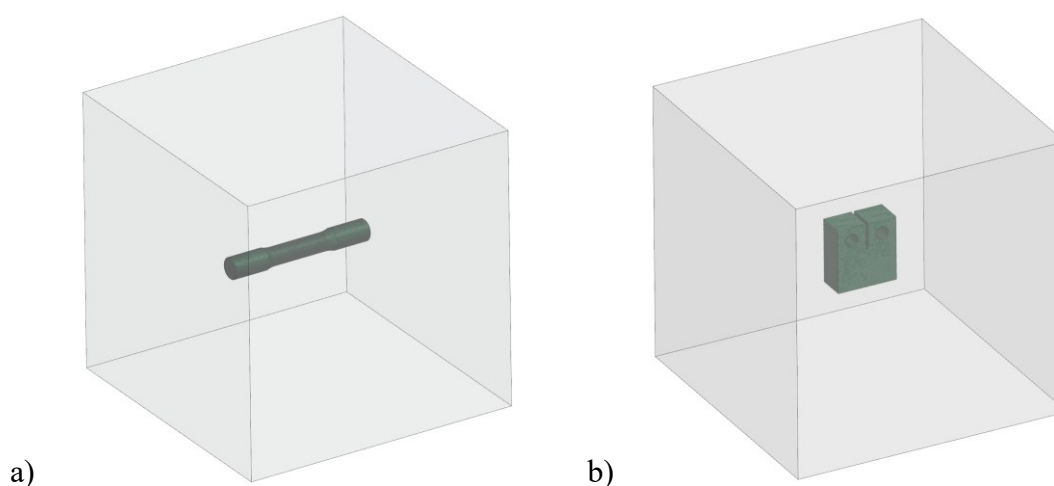


Rysunek 3.16 Przemieszczenia ścianki wlewnicy w punktach P1, P2 i P3, zarejestrowane na stanowisku testowym

Największe przemieszczenie zarejestrowano w punkcie P1 i wyniosło ono -2,2 mm. W punktach P2 i P3 wartości przemieszczeń były odpowiednio równe 0,95 mm oraz 0,73 mm. Kierunek powrotu wektora przemieszczenia w punkcie P1 był przeciwny względem kierunku obserwowanego w punktach P2 i P3. Taki układ przemieszczeń wskazuje, że środkowa i dolna część ścianki wlewnicy uległy wygięciu do wewnątrz, w kierunku źródła ciepła, którym był podlegający chłodzeniu wlewek stalowy. Górna część ścianki natomiast przemieściła się na zewnątrz względem swojego pierwotnego położenia sprzed zalania.

### 3.3. Procedura symulacji zmęczenia cieplnego materiału badawczego

Przed przeprowadzeniem cyklicznej obróbki cieplnej opracowano charakterystyki nagrzewania przygotowanych próbek w komorze pieca wysokotemperaturowego za pomocą narzędzi numerycznych MES i określono wymagane parametry cyklu termicznego pieca dla poszczególnych faz obróbki. W tym celu opracowano model numeryczny komory pieca z próbką umieszczoną wewnątrz. Zamodelowano warunki brzegowe dla wymiany ciepła pomiędzy powietrzem wewnątrz komory pieca a próbką. Na Rysunku 3.17 pokazano przygotowane modele geometryczne do analizy nagrzewania próbek do badań właściwości wytrzymałościowych i badań z zakresu mechaniki pęknięcia.



Rysunek 3.17 Model geometryczny komory pieca wraz z próbką: a) do badań wytrzymałościowych, b) do badań mechaniki pęknięcia

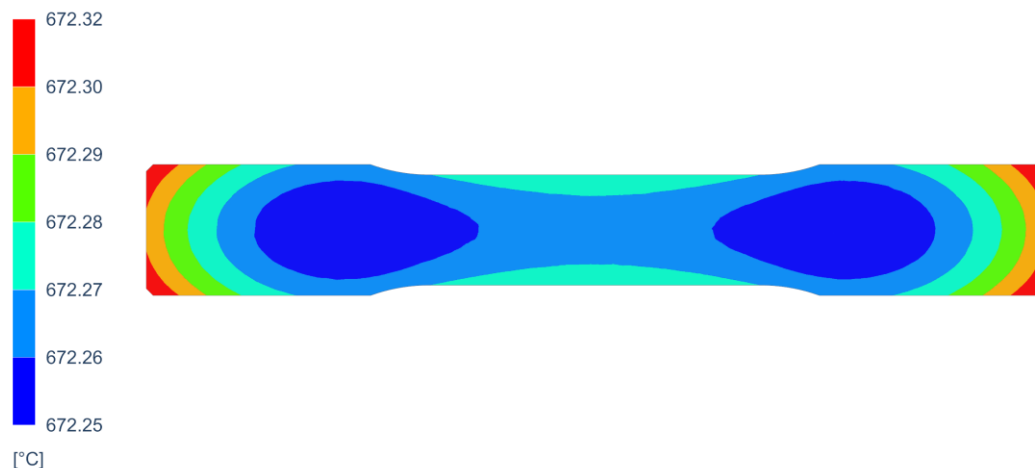
W celu przeprowadzenia obliczeń przyjęto model próbki umieszczonej wewnątrz komory pieca wysokotemperaturowego Carbolite HTF 1800/4 o wymiarach  $250 \times 250 \times 250$  mm. W modelu przyjęto właściwości żeliwa szarego w funkcji zmian temperatury, które zestawiono w Tabeli 3.16. Jako materiał wypełniający komorę pieca przyjęto powietrze. W przypadku powietrza założono, że jego właściwości nie zmieniają się wraz ze wzrostem temperatury. Tabela 3.2 przedstawia właściwości powietrza przyjęte w modelu numerycznym. Właściwości zostały przyjęte z biblioteki materiałowej oprogramowania Simcenter NX.

Tabela 3.2 Parametry termofizyczne powietrza

<b>Material</b>	<b>Przewodność cieplna</b> $\lambda$ [W/(m · °C)]	<b>Gęstość</b> $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	<b>Ciepło właściwe</b> $c_p$ [J/(kg · °C)]
Powietrze	0,0263	1,2	1007

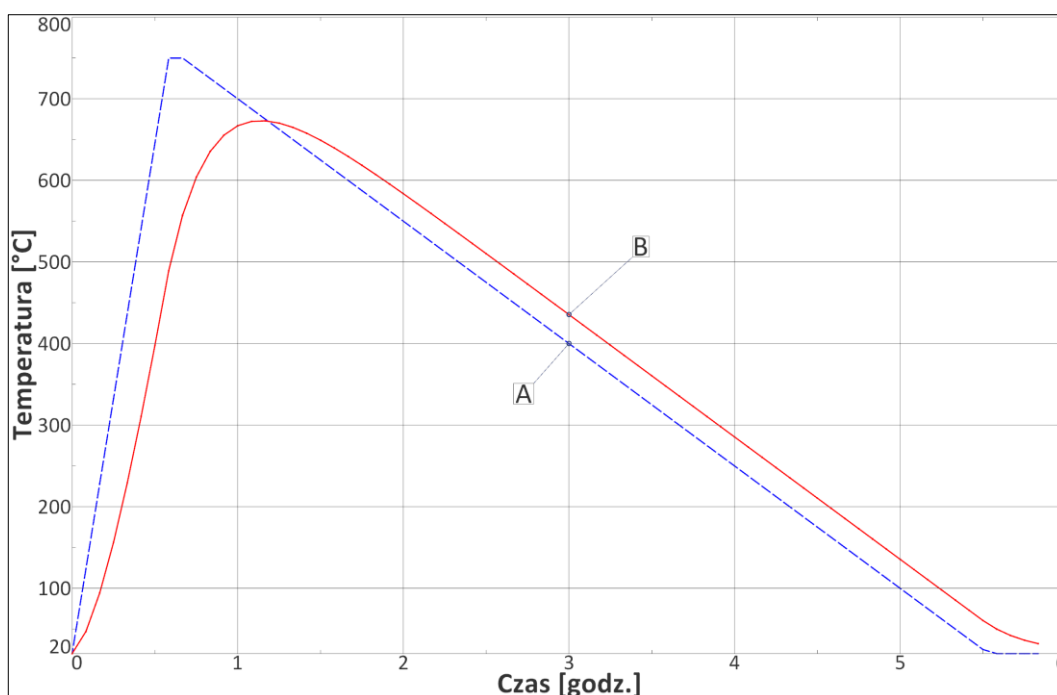
W obliczeniach przyjęto współczynnik wymiany ciepła równy  $12$  [W/(m<sup>2</sup>·°C)] dla pary powietrze – próbka oraz początkową temperaturę próbek równą  $20^\circ\text{C}$ . Na podstawie wyników testów przeprowadzonych na doświadczalnym stanowisku zalewania wlewnicy oraz symulacji numerycznych pracy wlewnicy podczas cyklu eksploatacyjnego, przyjęto kryterium –  $T_t$  „średniej temperatury ścianki” wynoszące dla analizowanej wlewnicy  $674,5$  °C, które dokładnie zostało przedstawione w Rozdziale 3.6. Kryterium to ma wartość średniej sumy temperatur wewnętrznej  $T_w$  i zewnętrznej  $T_z$  ściany wlewnicy po czasie  $t_w$ , gdy temperatura wewnętrznej ściany osiąga największą wartość. Czas  $t_w$  wynosił w tym przypadku 65 minut. Od tego momentu próbka schładzała się przez 5 godzin do temperatury  $20^\circ\text{C}$  (całkowita długość cyklu obciążenia temperaturowego wynosiła 6 godzin). Określono szybkość wzrostu temperatury wewnątrz komory pieca, czas utrzymywania i czas chłodzenia. Zmianę temperatury komory pieca przyjęto tak by zapewnić spełnienie powyższych warunków.

Jak wynika z przeprowadzonych obliczeń numerycznych próbka do badań właściwości mechanicznych po  $3900$  [s] (65 min.) osiąga temperaturę  $672$  °C, a następnie spada do temperatury pokojowej po czasie 6 godzin od rozpoczęcia cyklu obciążenia temperaturowego. Rysunek 3.18 przedstawia rozkład pól temperatury na przekroju próbki w momencie, gdy temperatura osiągnęła wartość największą ( $672$  °C).



Rysunek 3.18 Rozkład temperatury w przekroju próbki do badań właściwości mechanicznych, gdy temperatura osiągnęła najwyższą wartość

Rysunek 3.19 przedstawia przebieg zmian temperatury w komorze pieca (krzywa A) oraz temperatury nagrzewania próbki przeznaczonej do badań właściwości mechanicznych w trakcie cyklu grzania i chłodzenia (krzywa B).



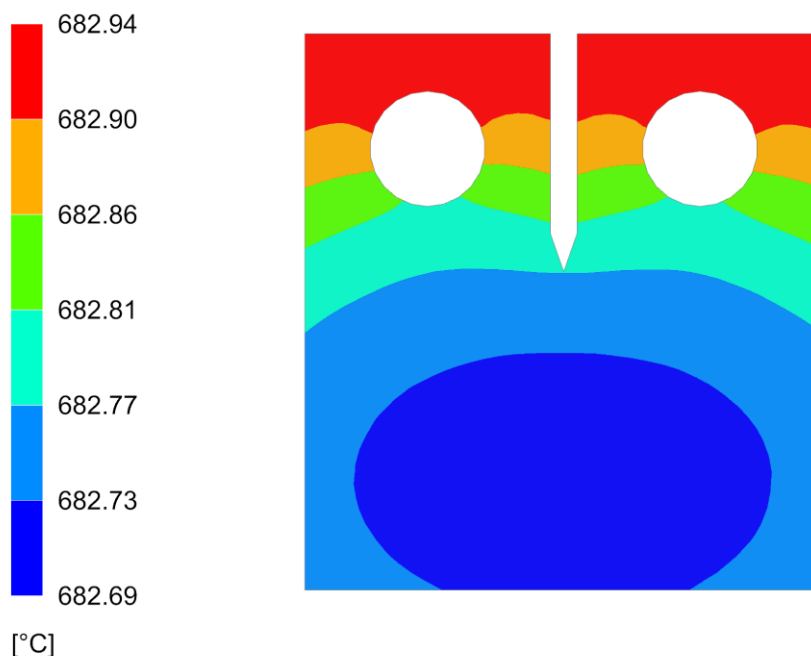
Rysunek 3.19 Przebieg zmian temperatury podczas obróbki termicznej: A - w komorze pieca, B - w próbce walcowej (wyznaczone na podstawie analizy MES)

Zestaw nastaw poszczególnych faz cyklu obróbki ciepłej pieca wysokotemperaturowego, wyznaczonych na podstawie analizy numerycznej dla próbek przeznaczonych do badań właściwości mechanicznych, przedstawiono w Tabeli 3.3.

Tabela 3.3 Parametry obróbki termicznej próbek do badań właściwości mechanicznych w piecu wysokotemperaturowym

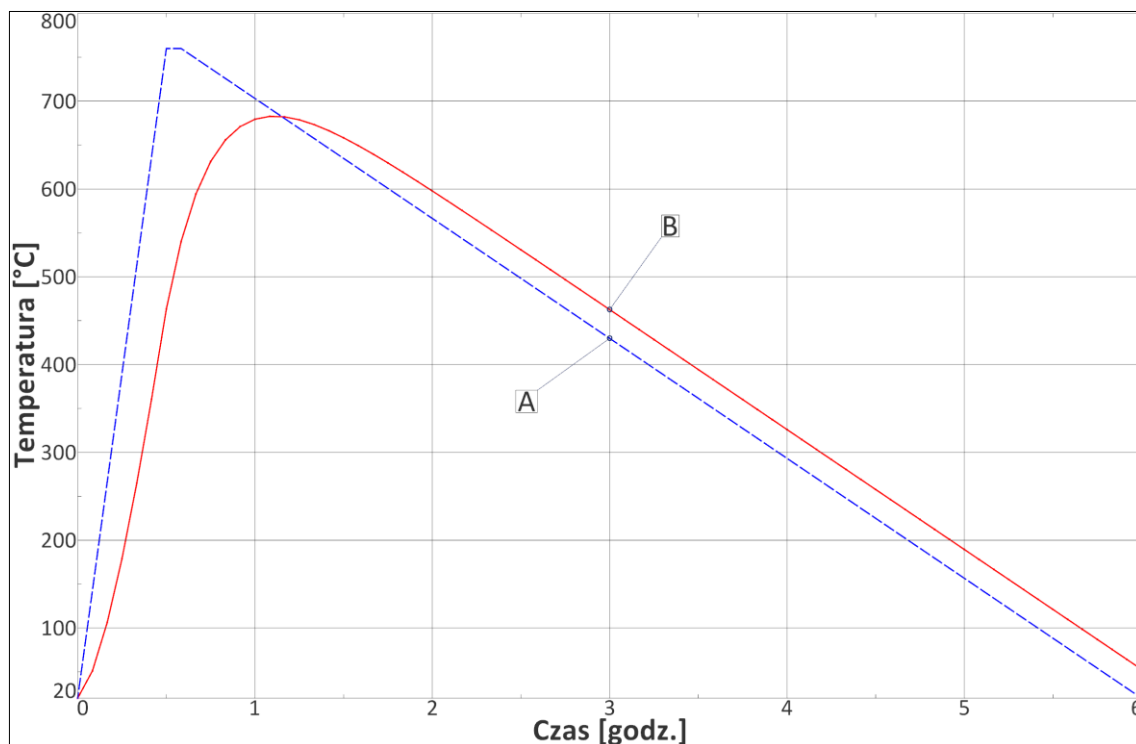
Faza cyklu	Temperatura początkowa [°C]	Temperatura końcowa [°C]	Przyrost/Spadek temperatury [°C/min]	Czas [min]
Grzanie	20	750	21	35
Stabilizacja	750	750	0	5
Chłodzenie	750	20	2,5	320

Na podstawie analizy numerycznej próbek przeznaczonych do badań z zakresu mechaniki pękania stwierdzono, że temperatura próbki osiąga wartość 682 °C po upływie 3900 sekund (65 minut) od rozpoczęcia cyklu obciążenia temperaturowego. W dalszej fazie próbka ulega stopniowemu chłodzeniu, osiągając temperaturę otoczenia po upływie 6 godzin. Na Rysunku 3.20 przedstawiono rozkład pól temperatury w momencie osiągnięcia maksymalnej temperatury nagrzania (682 °C), co umożliwia ocenę jednorodności rozkładu temperatury na powierzchni próbki.



Rysunek 3.20 Rozkład temperatury w przekroju próbki do badań z zakresu mechaniki pękania, gdy temperatura osiągnęła najwyższą wartość

Rysunek 3.21 przedstawia przebieg zmian temperatury w komorze pieca (krzywa A) oraz temperatury próbki przeznaczonej do badań z zakresu mechaniki pęknięcia (krzywa B) w trakcie cyklu grzania i chłodzenia.



Rysunek 3.21 Przebieg zmian temperatury podczas obróbki termicznej: A - w komorze pieca, B - w próbce kompaktowej (wyznaczone na podstawie analizy MES)

Zestaw nastaw segmentów pieca wysokotemperaturowego, wyznaczonych na podstawie analizy numerycznej dla próbek przeznaczonych do badań z zakresu mechaniki pęknięcia, przedstawiono w Tabeli 3.4.

Tabela 3.4 Parametry obróbki termicznej próbek do z zakresu mechaniki pęknięcia w piecu wysokotemperaturowym

Faza cyklu	Temperatura początkowa [°C]	Temperatura końcowa [°C]	Przyrost/Spadek temperatury [°C/min]	Czas [min]
Grzanie	20	760	25	30
Stabilizacja	760	760	0	5
Chłodzenie	760	20	2,5	325

Próbki przeznaczone do badania zmian przewodności cieplnej w wyniku cyklicznego obciążenia temperaturowego, ze względu na porównywalne wymiary geometryczne oraz pojemność cieplną, poddano wysokotemperaturowej obróbce termicznej zgodnie z parametrami (Tabela 3.3) zastosowanymi dla próbek wykorzystywanych w badaniach właściwości wytrzymałościowych. Zestawy próbek zostały poddane kolejnym cyklom nagrzewania i chłodzenia, realizowanym w przedziale od 0 do 60 cykli, z krokiem co 10 cykli.

### **3.4. Właściwości mechaniczne i fizyczne tworzywa wlewnicowego**

W niniejszym rozdziale przedstawione zostaną wyniki badań właściwości wytrzymałościowych, mechaniki pękania, właściwości fizycznych i metalograficznych materiału dedykowanego do produkcji wlewnic. W każdym z przedstawionych przypadków omówiono procedurę badawczą, zastosowaną aparaturę i urządzenia pomiarowe, procedurę termicznego zmęczenia próbek oraz przedstawiono uzyskane wyniki wraz z ich interpretacją.

#### **3.4.1. Badania właściwości wytrzymałościowych w temperaturze pokojowej**

Po przeprowadzeniu cyklicznej obróbki cieplnej wykonano statyczne próby rozciągania w temperaturze pokojowej, zgodnie z wymaganiami normy PN-EN ISO 6892-1:2020-05 [96]. Badania przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej MTS 810 (zakres siły do 10T) (Rysunek 3.22). Do pomiaru odkształceń liniowych zastosowano ekstensometr MTS 634.31F-24 o bazie pomiarowej 30 mm (Rysunek 3.23). Celem przeprowadzonych testów wytrzymałościowych było określenie wpływu liczby cykli nagrzewania i chłodzenia na utratę właściwości mechanicznych żeliwa.

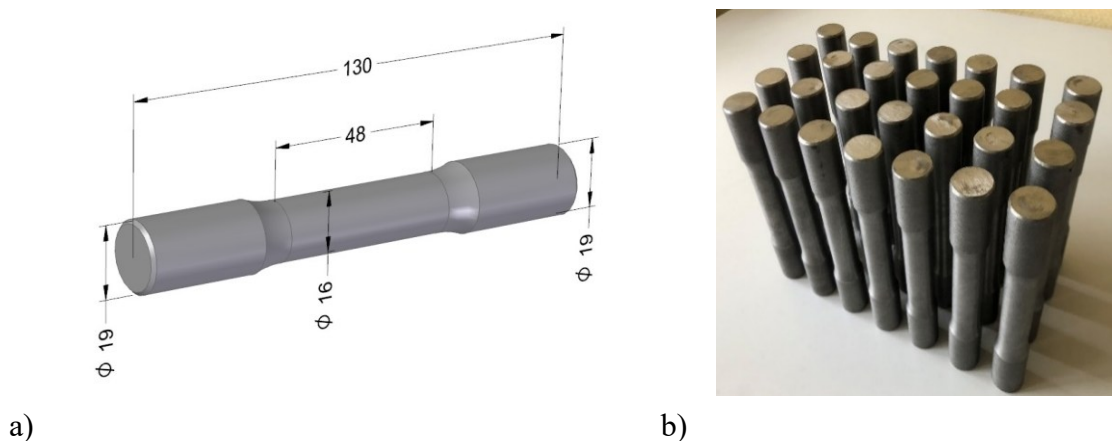


Rysunek 3.22 Kolumna maszyny wytrzymałościowej MTS 810



Rysunek 3.23 Próbką zamocowana w szczękach hydraulicznych wraz z ekstensometrem MTS 643.31F-24

Badania przeprowadzono na próbkach cylindrycznych których wymiary przedstawiono na Rysunku 3.24a. Rysunek 3.24b przedstawia zestaw próbek przygotowanych do próby rozciągania po przeprowadzonej cyklicznej obróbce cieplnej grzanie – chłodzenie.



Rysunek 3.24 Próbki do badań własności mechanicznych: a) model 3D z wymiarami, b) zestaw próbek przygotowany do badania

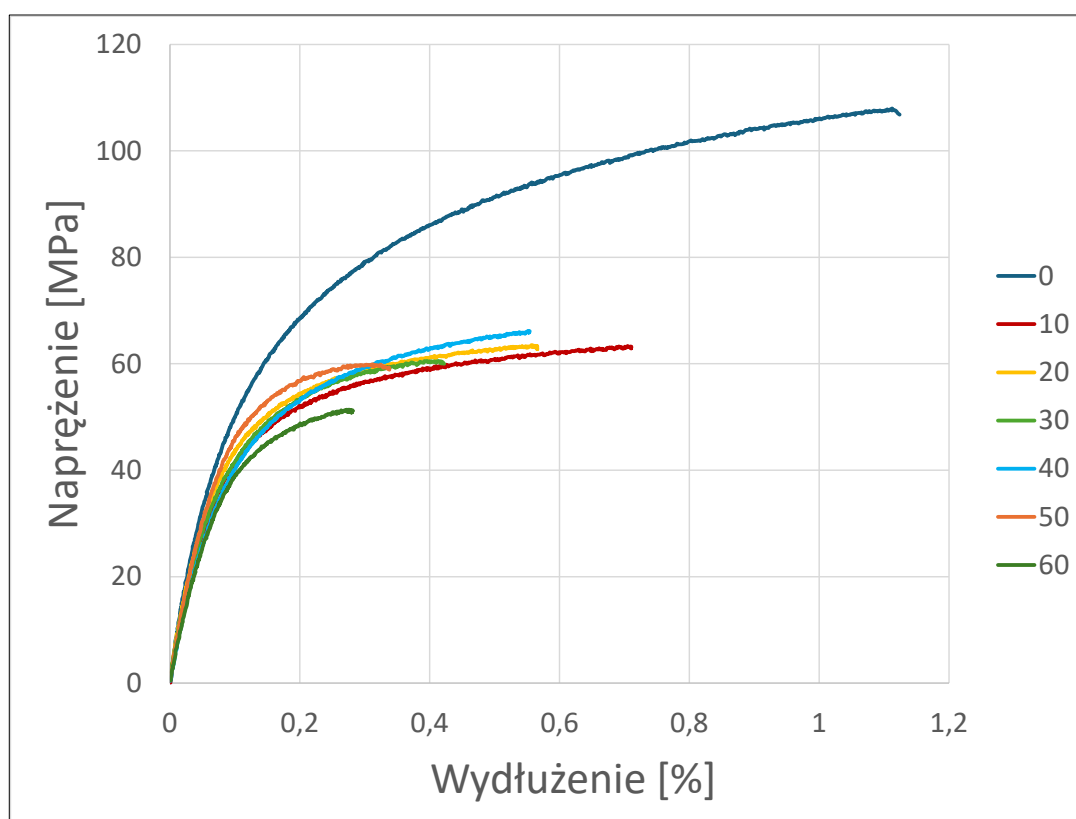
Badania przeprowadzono dla trzech próbek w każdym z interwałów cyklicznego obciążenia temperaturowego. Procedurę próby rozciągania rozpoczęto od zamocowania próbki pomiarowej w szczękach maszyny wytrzymałościowej. Następnie, z wykorzystaniem specjalnego zestawu cięgien pomiarowych, zamontowano ekstensometr rejestrujący odkształcenie próbki w trakcie trwania próby (Rysunek 3.23). Po zakończeniu montażu dokonano wyzerowania wskazań ekstensometru, a następnie przystąpiono do właściwego etapu próby rozciągania. Próba została zakończona w momencie zerwania próbki. Ostateczny wynik stanowi średnią arytmetyczną wartości uzyskanych z trzech prób przeprowadzonych dla danego zakresu temperaturowego.

Podczas prowadzonej próby rozciągania były rejestrowane następujące parametry:

1. Czas próby,
2. Przesunięcie tłoka,
3. Siła,
4. Wydłużenie odcinka pomiarowego próbki,

W wyniku przeprowadzonych prób rozciągania uzyskano wykresy funkcji odkształcenie – naprężenie dla każdej z badanych próbek. Na ich podstawie wyznaczono następujące wartości: wytrzymałość na rozciąganie ( $R_m$ ), granicę plastyczności ( $R_{p0,2}$ ), moduł Younga  $E$  oraz wydłużenie  $A$ . Przedstawiono je w funkcji liczby cykli obciążenia termicznego ( $N$ ). Rysunek 3.25 przedstawia typowe wykresy naprężenie-odkształcenie uzyskane podczas statycznej próby rozciągania próbek poddanych obróbce cieplnej (w zakresie od 0 do 60 cykli).

Różnice w uzyskanych wartościach siły niszczącej  $F$  nie przekroczyły  $\pm 0,3$  kN w żadnym z badanych przypadków. Pęknięcie każdej z badanych próbek nastąpiło w strefie przewężenia próbki (strefa pomiarowa).



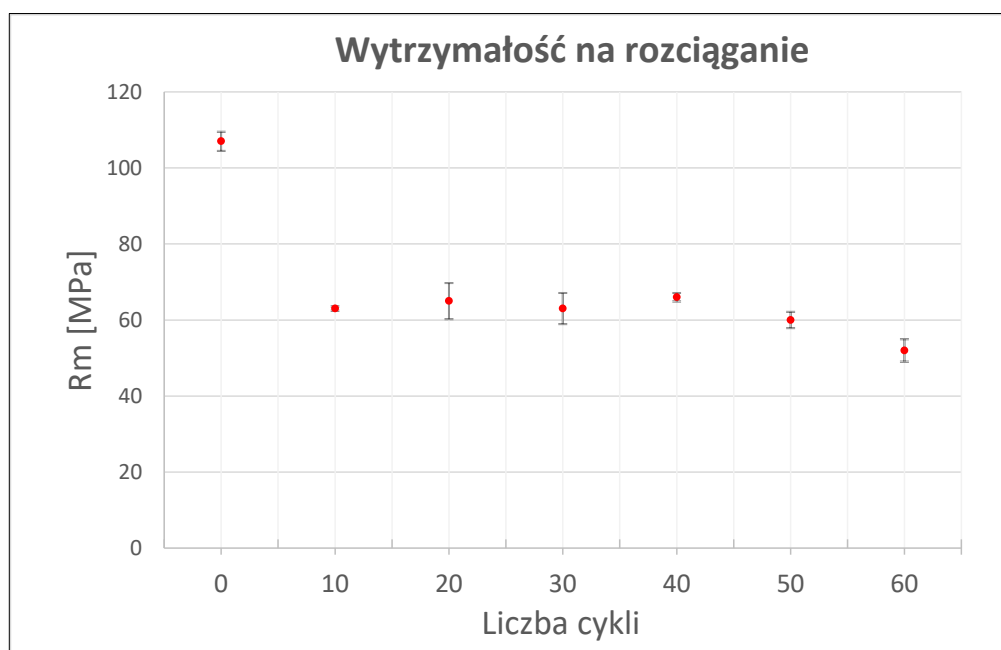
Rysunek 3.25 Typowe wykresy naprężenie-odkształcenie uzyskane podczas statycznej próby rozciągania próbek poddanych obróbce cieplnej

Tabela 3.5 przedstawia uzyskane wyniki dla podstawowych parametrów mechanicznych próbek, które zostały wykonane z materiału wlewnicowego poddanego cyklicznym obciążeniom termicznym w zakresie 0 – 60 cykli.

Tabela 3.5 Zestawienie wyników uzyskanych w próbie rozciągania

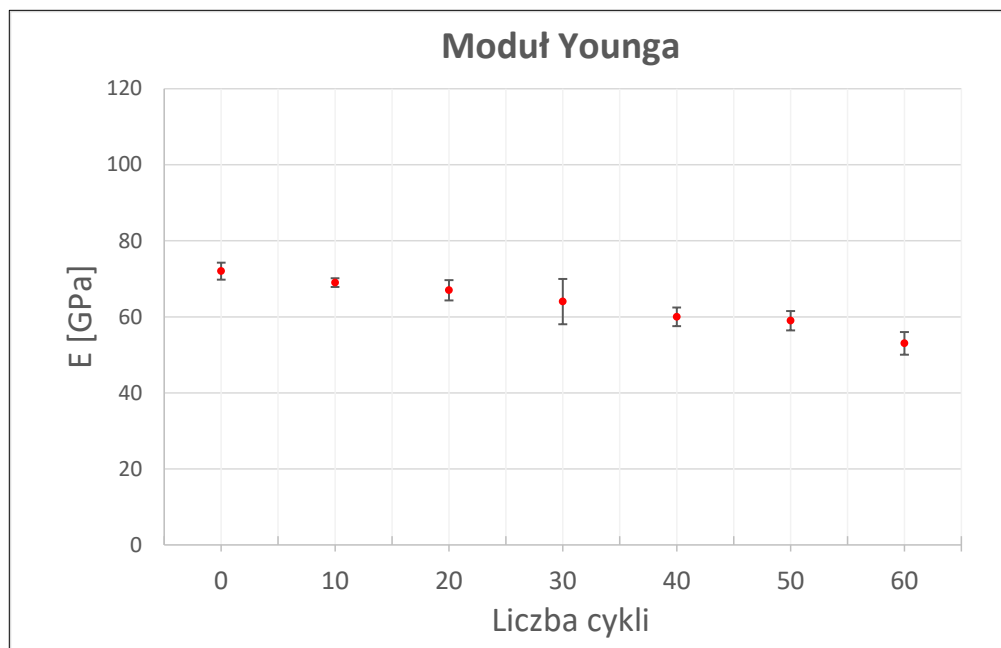
Liczba cykli	$R_m$ [MPa]	$R_{p0.2}$ [MPa]	E [GPa]	A [%]
0	107	74	72	1,07
10	63	56	69	0,71
20	65	58	67	0,55
30	63	58	64	0,43
40	66	58	60	0,55
50	60	59	59	0,32
60	52	50	53	0,28

Przeprowadzone próby rozciągania wykazały, że po pierwszych dziesięciu cyklach obciążenia termicznego nastąpił istotny spadek wytrzymałości na rozciąganie – z 107 MPa do 63 MPa. W zakresie od 10 do 40 cykli nie zaobserwowano dalszego obniżenia tej wartości. Dopiero po osiągnięciu 50 oraz 60 cyklu zaobserwowano ponowny spadek wytrzymałości na rozciąganie – odpowiednio o 6 MPa i 14 MPa w porównaniu do wartości uzyskanej po 40 cyklach zmęczeniowych. Zależności pomiędzy wytrzymałością na rozciąganie ( $R_m$ ) a liczbą cykli obciążenia termicznego przedstawiono na Rysunku 3.26.



Rysunek 3.26 Zależności pomiędzy wytrzymałością na rozciąganie ( $R_m$ ) a liczbą cykli obciążenia termicznego

W trakcie przeprowadzonych badań zaobserwowano systematyczny spadek wartości modułu Younga  $E$  wraz ze wzrostem liczby cykli obciążenia termicznego  $N$ . Początkowa wartość modułu wynosiła 72 GPa, natomiast po zakończeniu 60 cykli zmniejszyła się do 53 GPa. Obserwowany trend zmian ma charakter niemal liniowy, co może wskazywać na stopniową degradację struktury materiału pod wpływem wielokrotnych obciążeń cieplnych. Zależności pomiędzy modułem Younga ( $E$ ) a liczbą cykli obciążenia termicznego ( $N$ ) przedstawiono na Rysunku 3.27.



Rysunek 3.27 Zależności pomiędzy modułem Younga ( $E$ ) a liczbą cykli obciążenia termicznego.

Korzystając z czteropunktowej metody korelacji Mansona, wyznaczono wartości współczynników wytrzymałości zmęczeniowej materiału. Metoda ta umożliwia oszacowanie parametrów opisujących trwałość zmęczeniową, takich jak:

- $\sigma'_f$  – współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej,
- $\epsilon'_f$  – współczynnik odkształcenia zmęczeniowego,
- $b$  – wykładnik zmęczenia sprężystego,
- $c_{CM}$  – wykładnik zmęczenia plastycznego,

na podstawie wyników jednoosiowej próby rozciągania, bez konieczności przeprowadzania czasochłonnych i kosztownych prób zmęczeniowych [167] [168] [169]. Metoda czteropunktowej korelacji opiera się na założeniu istnienia powtarzalnych zależności pomiędzy właściwościami wytrzymałościowymi materiału a jego

charakterystyką zmęczeniową. Dzięki temu możliwe jest przybliżone, lecz użyteczne wyznaczenie parametrów krzywej odkształcenie–żywność ( $\varepsilon-N$ ), nawet przy ograniczonym zakresie danych eksperymentalnych [167] [170] [171].

Do wyznaczenia współczynników zastosowano zestaw równań wynikających z czteropunktowej metody korelacji Mansona, które pozwalają na oszacowanie parametrów zmęczeniowych na podstawie podstawowych właściwości mechanicznych materiału, takich jak granica plastyczności  $R_{p0,2}$ , wytrzymałość na rozciąganie  $R_m$ , moduł sprężystości Younga  $E$  oraz odkształcenie rzeczywiste przy zerwaniu  $\varepsilon$ . Odpowiednie zależności mają postać:

$$\sigma'_f = \frac{E}{2} \cdot 10^{b \cdot \log(2) + \log\left[\frac{2.5 \cdot R_m(1+\varepsilon)}{E}\right]} \quad (43)$$

$$\varepsilon'_f = \frac{1}{2} * 10^{c \cdot \log\left(\frac{1}{20}\right) + \log\left(\frac{1}{4} \varepsilon^{\frac{3}{4}}\right)} \quad (44)$$

$$b = \frac{\log\left[\frac{2.5(1+\varepsilon)}{0.9}\right]}{\log\left[\frac{1}{4 \cdot 10^5}\right]} \quad (45)$$

$$c = \frac{1}{3} \log\left[\frac{0.0132 - \Delta\varepsilon}{1.91}\right] - \frac{1}{3} \log\left(\frac{1}{4} \varepsilon^{\frac{3}{4}}\right) \quad (46)$$

$$\Delta\varepsilon = 10^{b \cdot \log(4 \cdot 10^4) + \log\left[\frac{2.5 R_m(1+\varepsilon)}{E}\right]} \quad (47)$$

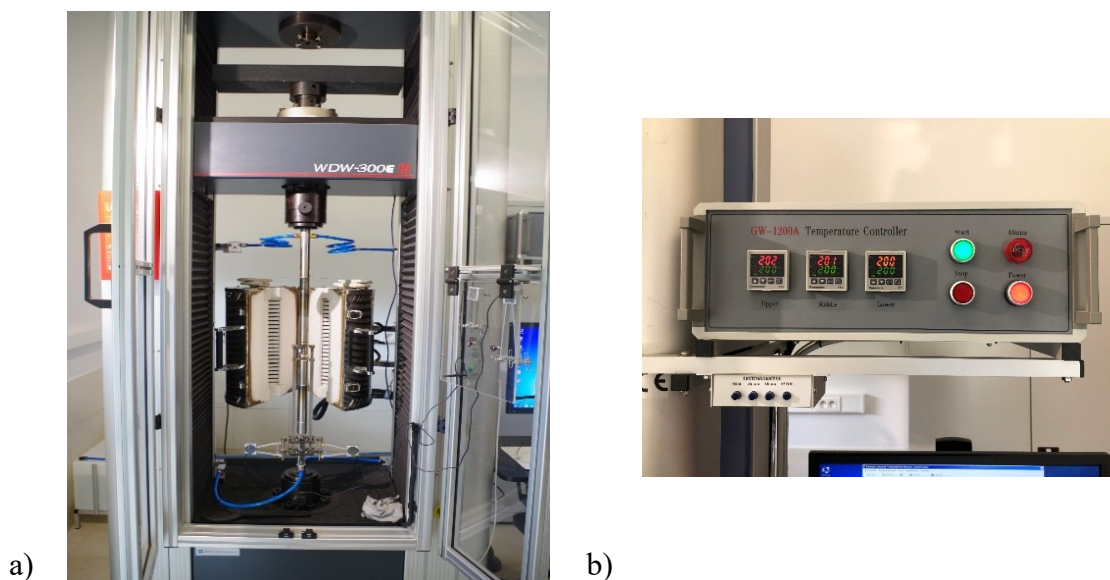
Wartości współczynników wytrzymałości zmęczeniowej zestawione w Tabeli 3.6 stanowią istotne uzupełnienie tablicy materiałowej wykorzystywanej w programie numerycznym. Parametry te są niezbędne do szacowania trwałości w zakresie inicjacji pęknięcia oraz umożliwiają prowadzenie dalszych analiz wytrzymałościowych w warunkach zmiennych obciążeń.

Tabela 3.6 Wartości współczynników wytrzymałości zmęczeniowej

$\sigma'_f$ [MPa]	$\varepsilon'_f$	$b$	$c_{CM}$
127,9	0,0048	-0,080	-0,046

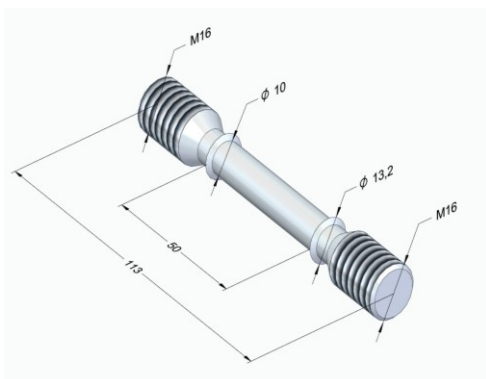
### 3.4.2. Badania właściwości wytrzymałościowych w podwyższonych temperaturach

Badania właściwości wytrzymałościowych w podwyższonych temperaturach przeprowadzono na maszynie wytrzymałościowej WDW-300E III, przystosowanej do przeprowadzania badań w podwyższonych temperaturach, poprzez zabudowanie w strefie szcęk montażowych próbek, pieca GW-1200A z dzieloną komorą. Temperatura wnętrza komory pieca kontrolowana jest za pomocą zestawu trzech termopar. Pomiaru wartości odkształcenia próbki podczas próby dokonywano za pomocą dwóch ekstensometrów typu YYU-10/50-SH. Rysunek 3.28a przedstawia widok maszyny wytrzymałościowej wraz z sterownikiem pieca wysokotemperaturowego (Rysunek 3.28b).



Rysunek 3.28 Maszyna wytrzymałościowa WDW-300E III: a) kolumna maszyny z komorą pieca, b) sterownik pieca wysokotemperaturowego

Badania przeprowadzono na próbkach których wymiary przedstawiono na Rysunku 3.29a. Rysunek 3.29b przedstawia widok próbki gotowej do przeprowadzenia próby.



a)



b)

Rysunek 3.29 Próbki do badań wytrzymałościowych w podwyższonych temperaturach: a) wymiary próbki, b) próbka przygotowana do badania

Badania przeprowadzono w czterech temperaturach: 200 °C, 350 °C, 500 °C oraz 650 °C, zgodnie z wytycznymi normy PN-EN ISO 6892-2:2018-08 [172]. Procedurę próby rozciągania rozpoczęto od zamontowania próbki pomiarowej w szczękach. Następnie przy pomocy specjalnego zestawu cięgien pomiarowych, zamontowano parę ekstensometrów rejestrujących wartość odkształcenia próbki w trakcie przeprowadzania próby. Wartość odkształcenia całkowitego jest średnią arytmetyczną wskazań pary ekstensometrów. W kolejnym kroku ustawiono temperaturę pomiaru i załączono zasilanie grzałek komory pieca. Po osiągnięciu zadanej temperatury i wyrównaniu wskazań trzech termopar ( $\Delta T < 1$  °C) przetrzymano próbki w zadanej temperaturze. Norma określa czas przetrzymania w przedziale 10-15 min. Dla celów badania przyjęto czas przetrzymania próbki w zadanej temperaturze równy 12 min. Po tym czasie wyzerowano wskazania ekstensometrów i rozpoczęto próbę rozciągania. Koniec próby nastąpił po zerwaniu próbki. W każdej temperaturze przeprowadzono dwie próby zrywania. Wynik końcowy jest średnią arytmetyczną z prób dla danego zakresu temperaturowego.

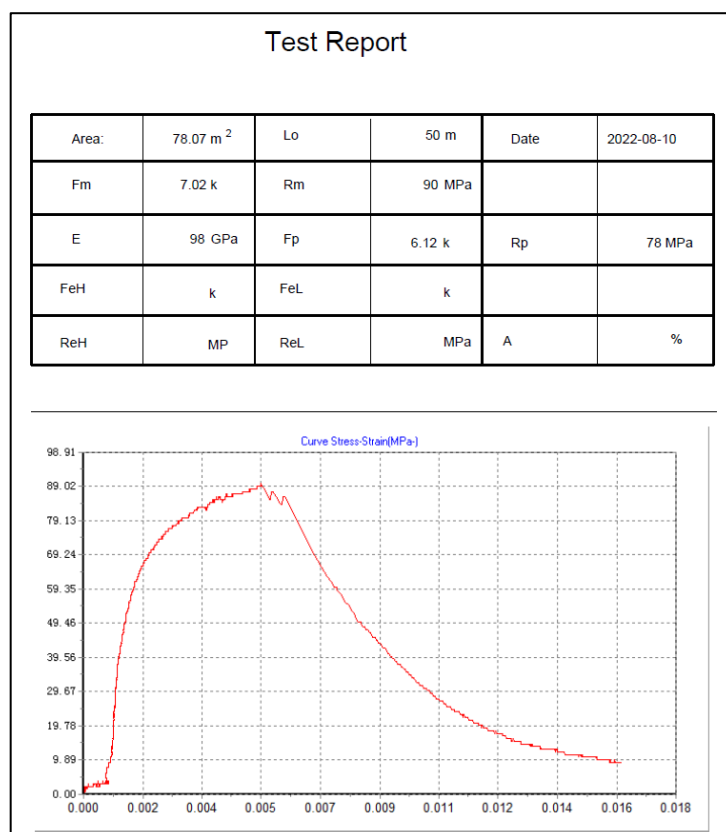
Podczas prowadzonej próby rozciągania były rejestrowane następujące parametry:

1. czas próby,
2. przemieszczenie tłoka,
3. siła,
4. wydłużenie odcinka pomiarowego próbki,
5. przed badaniem – średnica próbki.

Przed przystąpieniem do każdej próby do systemu sterującego aparaturą badawczą wprowadzano dane geometryczne próbki, obejmujące jej podstawowe wymiary oraz długość bazy pomiarowej ekstensometrów. Zastosowane oprogramowanie umożliwia ciągłą rejestrację danych pomiarowych w czasie rzeczywistym, jak również generowanie wykresów ilustrujących zależność siły od przemieszczenia tłoka oraz naprężenia od względnego wydłużenia, rejestrowanego za pomocą ekstensometrów (Rysunek 3.30).

Po zakończeniu każdego cyklu badawczego oprogramowanie automatycznie generuje raport w postaci pliku tekstowego, zawierający pełny zestaw zarejestrowanych danych eksperymentalnych oraz obliczone wartości charakterystycznych parametrów mechanicznych, takich jak:

- $R_m$  – wytrzymałość na rozciąganie,
- $R_{p0.2}$  – umowna granica plastyczności przy odkształceniu trwałym 0,2%,
- $E$  – moduł sprężystości podłużnej (moduł Younga).



Rysunek 3.30 Przykładowa strona z raportu generowanego przez oprogramowanie maszyny z wykresem  $\sigma(\epsilon)$

Wygenerowany plik tekstowy importowano następnie do arkusza kalkulacyjnego w celu przeprowadzenia obróbki danych, analizy statystycznej oraz weryfikacji poprawności wyników pomiarowych.

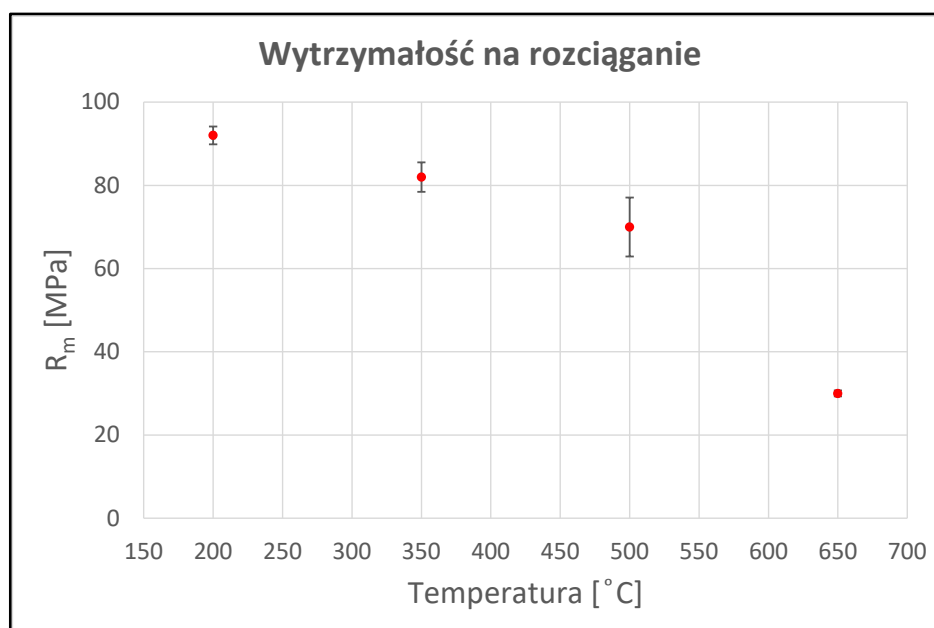
### Wyniki badań właściwości wytrzymałościowych w podwyższonych temperaturach.

Na podstawie przeprowadzonych badań wyniki zestawiono w Tabeli 3.7 oraz w formie trzech wykresów:

- Zależności wytrzymałości na rozciąganie  $R_m$  w funkcji temperatury  $T$  (Rysunek 3.31),
- Zależności umownej granicy plastyczności  $R_{p02}$  w funkcji temperatury  $T$  (Rysunek 3.32),
- Zależności Modułu Younga  $E$  w funkcji temperatury  $T$  (Rysunek 3.33).

Tabela 3.7. Wyników badań własności mechanicznych w podwyższonej temperaturze

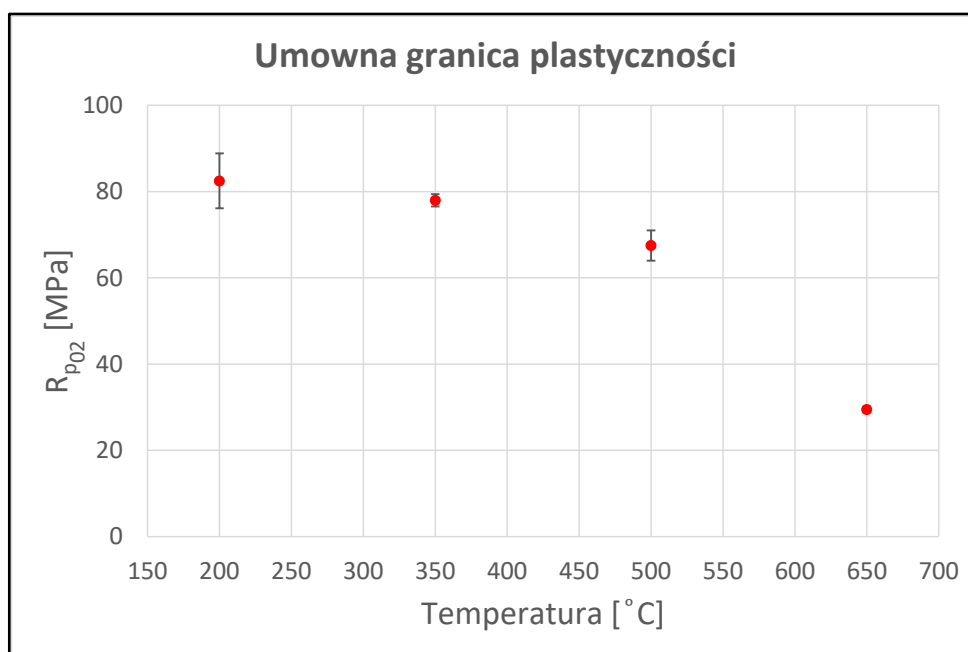
Temperatura $T$ [°C]	200	350	500	650
Wytrzymałość na rozciąganie $R_m$ [MPa]	91,5	82,5	70	30,5
Umowna granica plastyczności $R_{p02}$ [MPa]	82,5	78	67,5	29,5
Moduł Younga $E$ [GPa]	90	57,5	39	14



Rysunek 3.31 Zależność wytrzymałości na rozciąganie w funkcji temperatury

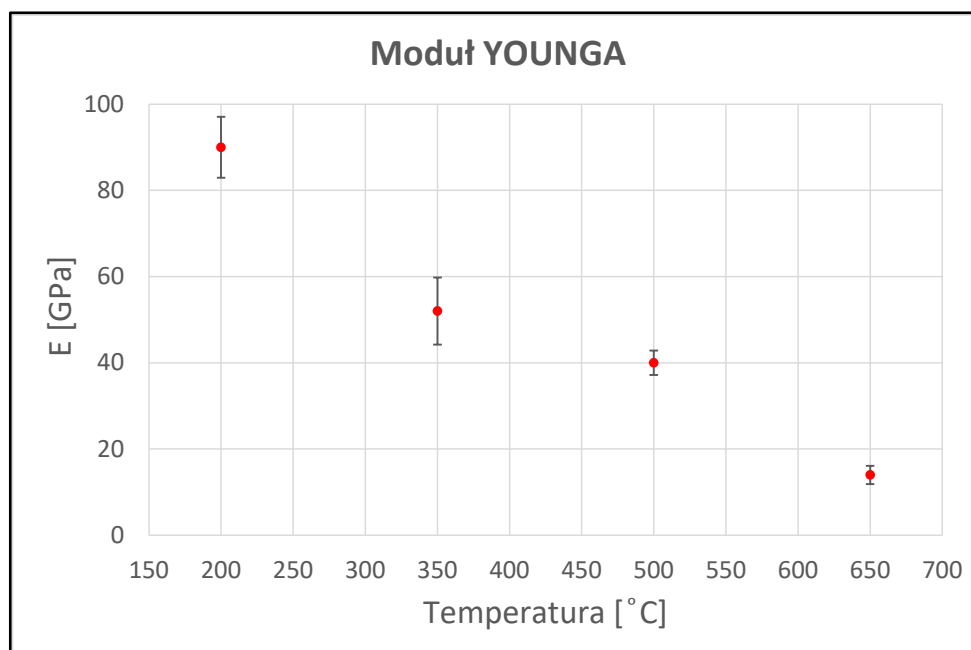
Jak przedstawiono na Rysunku 3.31, ze wzrostem temperatury obserwuje się systematyczne obniżenie wytrzymałości na rozciąganie. W zakresie temperatur 200–500°C spadek ten ma charakter niemal liniowy, natomiast powyżej 500°C przebieg zmian staje się bardziej dynamiczny. Przy temperaturze 650°C wytrzymałość na rozciąganie osiąga wartość 30,5 MPa.

Spadek wartości umownej granicy plastyczności przebiega analogicznie do zmian wytrzymałości na rozciąganie (Rysunek 3.32). W zakresie wyższych temperatur obserwuje się intensywniejszy spadek granicy plastyczności do wartości 29,5 MPa w temperaturze 650°C. Charakter zmian wskazuje na wyraźne obniżenie odporności materiału na odkształcenia plastyczne w podwyższonej temperaturze.



Rysunek 3.32 Zależność umownej granicy plastyczności w funkcji temperatury

Moduł Younga wykazuje wyraźną tendencję spadkową wraz ze wzrostem temperatury, przyjmując wartości od 90 GPa w 200°C do 14 GPa w 650°C. Obserwowany przebieg ma charakter niemal liniowy. Tak znaczna redukcja modułu sprężystości świadczy o znaczącym pogorszeniu zdolności materiału do przenoszenia obciążeń sprężystych w podwyższonej temperaturze.



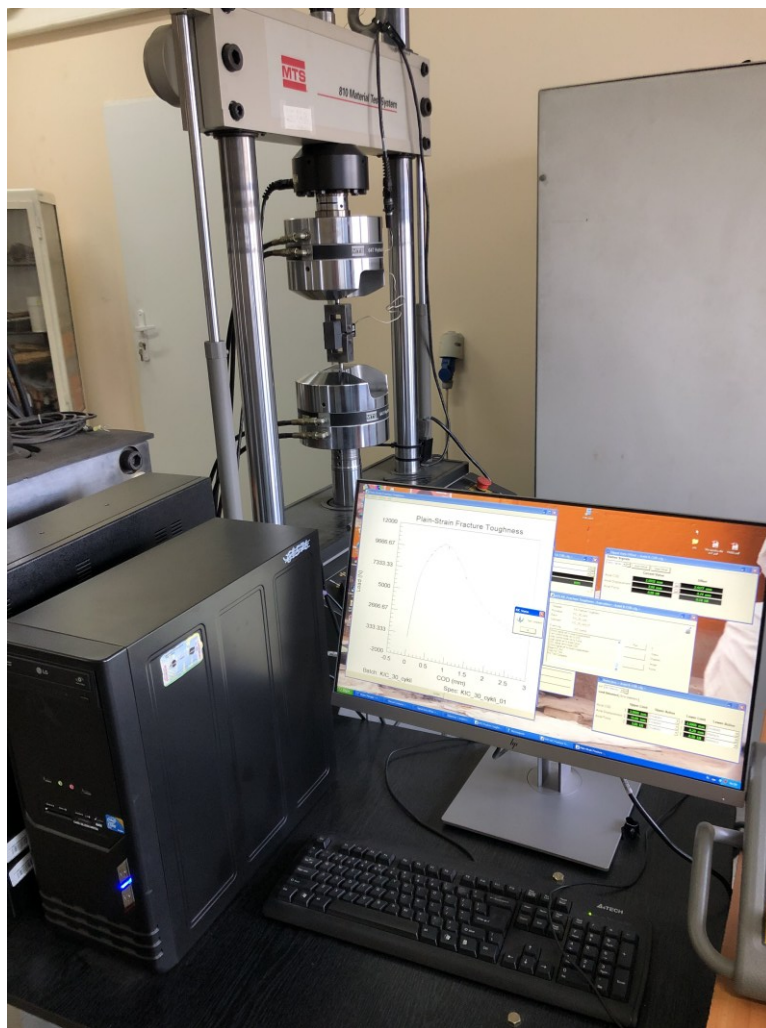
Rysunek 3.33 Zależność Modułu Younga w funkcji temperatury

### 3.4.3. Wyznaczanie wartości krytycznej współczynnika intensywności naprężeń $K_{IC}$

W niniejszym rozdziale przedstawiono zastosowane urządzenia badawcze, szczegółowy opis procedury pomiarowej oraz charakterystykę próbek, w tym ich typ i wymiary, a także analizę uzyskanych wyników dotyczących wyznaczania odporności na pękanie tworzywa wlewnicowego.

Badania przeprowadzono przy użyciu maszyny wytrzymałościowej MTS 810 (Rysunek 3.34), wykorzystując metody liniowo-sprężystej mechaniki pękania.

Maszyna została wyposażona w dedykowane oprogramowanie „Fatigue&Fracture”, umożliwiające prowadzenie badań z zakresu mechaniki pękania zgodnie z obowiązującymi procedurami, w tym rejestrację parametrów takich jak: wartość rozwarcia szczeliny zmęczeniowej oraz precyzyjną kontrolę obciążenia i przemieszczenia. Procedurę badawczą opracowano i przeprowadzono zgodnie z wytycznymi norm ASTM E399-22 [164] oraz PN-EN ISO 12737 [173], które określają zasady wyznaczania współczynnika intensywności naprężeń  $K_{IC}$  dla materiałów izotropowych w zakresie sprężystym.



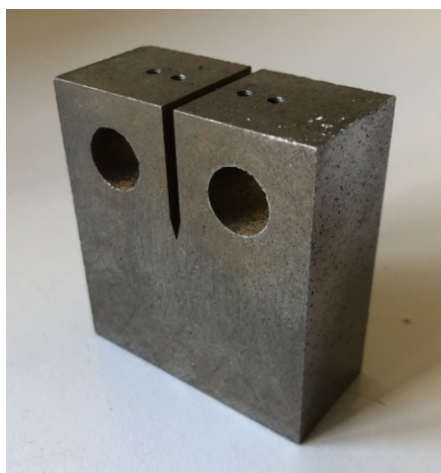
Rysunek 3.34 Maszyna wytrzymałościowa MTS 810 - widok ogólny stanowiska

Do pomiaru przemieszczeń w obrębie rozwierającej się szczeliny zastosowano ekstensometr ostrzowy MTS 632.02F-20, który został zamocowany bezpośrednio na próbce. Czujnik ten umożliwił precyzyjną rejestrację wartości rozwarcia szczeliny, niezbędną do poprawnego wyznaczenia współczynnika  $K_{IC}$ , zgodnie z wymogami wspomnianych norm. Zastosowanie tego typu ekstensometru pozwoliło na uzyskanie wiarygodnych i powtarzalnych danych dotyczących zjawisk inicjacji i propagacji pęknięć. Na Rysunku 3.35 pokazano próbkę kompaktową typu CT zamocowaną w szczękach maszyny wytrzymałościowej wraz z zainstalowanym ekstensometrem.

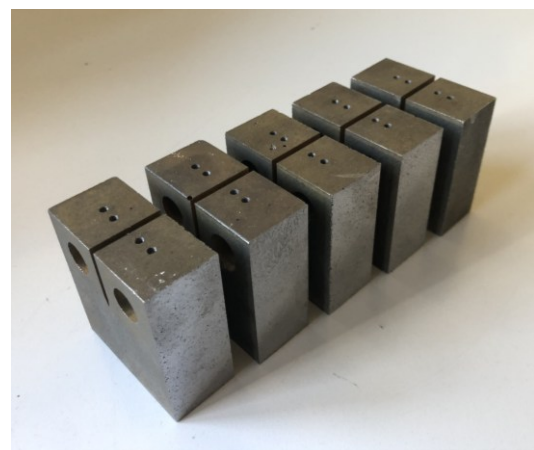


Rysunek 3.35 Próbką kompaktowa CT w szczękach hydraulicznych wraz z ekstensometrem MTS 632.02F-20

Krytyczna wartość współczynnika intensywności naprężeń  $K_{IC}$  została wyznaczona dla próbek poddanych różnej liczbie cykli obróbki cieplnej: 0, 10, 20, 30, 40, 50 i 60, co umożliwiło analizę wpływu degradacji cieplnej na odporność materiału na pęknięcie. Próbę przeprowadzono dla dwóch próbek z każdego z zakresu cyklicznego obciążenia temperaturowego. Zestaw próbek kompaktowych wraz z jej wymiarami przedstawiono na Rysunku 2.36.



a)



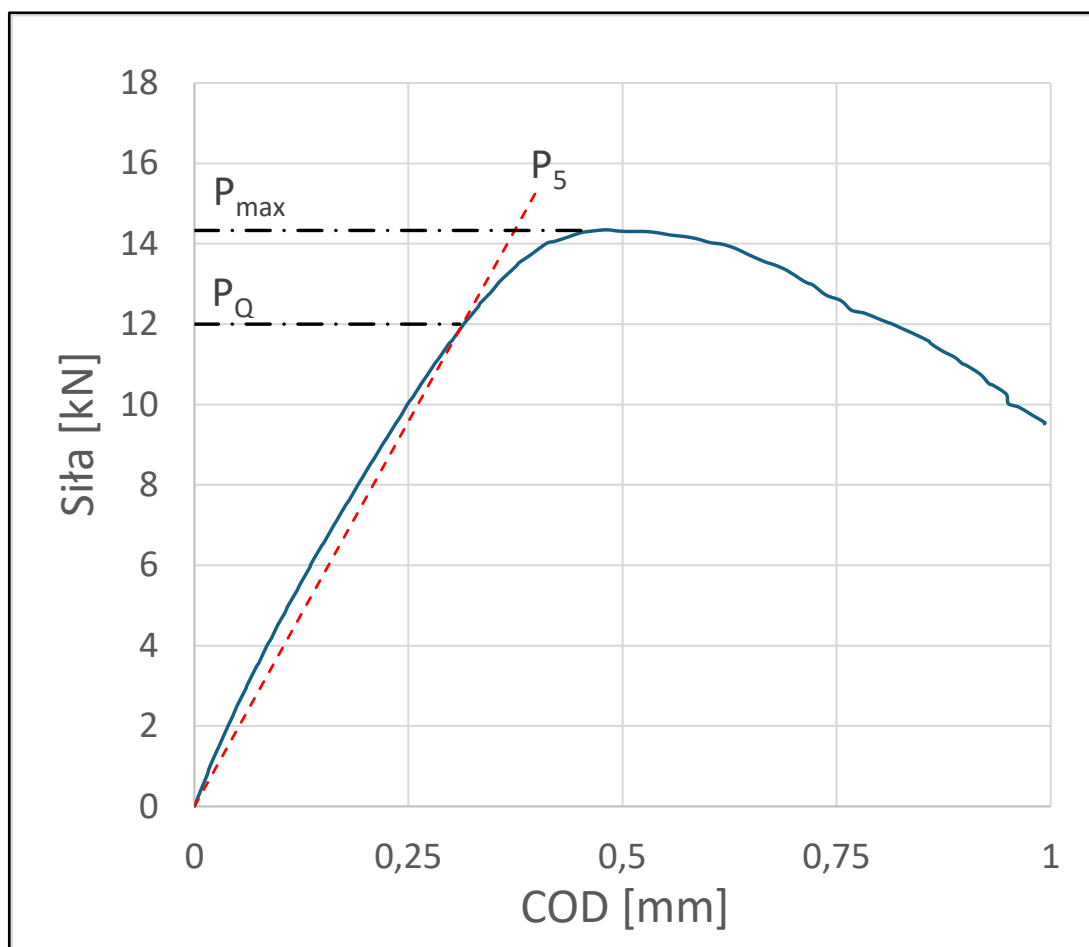
b)

Rysunek 3.36 Próbki kompaktowe typu CT do wyznaczenia krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężeń: a) - wymiary próbki, b) - zestaw próbek przygotowany do badania

Procedura wyznaczania krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężeń  $K_{IC}$  z wykorzystaniem maszyny wytrzymałościowej MTS 810 obejmuje dwa zasadnicze etapy: proces wytwarzania wstępnego pęknięcia oraz właściwą próbę. Etap wykonania wstępnego pęknięcia polega na kontrolowanej przez program sterujący propagacji pęknięcia, inicjującego z wykonanego mechanicznie wierzchołka szczeliny. Obciążania cykliczne próbki siłą o zmiennej amplitudzie i współczynniku asymetrii cyklu  $R=0,1$  umożliwia uzyskanie ostrego i stabilnego pęknięcia o odpowiedniej długości, zgodnie z wytycznymi normy ASTM E399-22. Następnie próbka poddawana jest statycznemu obciążeniu rozciągającemu, przy czym próba przebiega w trybie kontroli rozwarcia szczeliny mierzonej wskazaniem ekstensometru ostrzowego. Oznacza to, że prędkość narastania obciążenia regulowana jest nie bezpośrednio poprzez siłę czy przemieszczenie tłoka, lecz przez monitorowanie i utrzymanie kontrolowanej zmiany rozwarcia szczeliny, co pozwala na precyzyjniejsze śledzenie zachowania materiału w rejonie wierzchołka pęknięcia.

W wyniku przeprowadzonego testu generowany jest raport zawierający komplet danych wyjściowych zarówno w formacie tekstowym, jak i w postaci arkusza kalkulacyjnego. Zawarte są w nim wszystkie istotne parametry mechaniczne wyznaczone na podstawie pomiarów, w tym wartość  $K_{IC}$ . Dane te stanowią również podstawę do dalszej, pogłębionej analizy rozwoju pęknięcia. Korzystając z danych wyjściowych zapisanych w wygenerowanym raporcie utworzone zostały krzywe zależności siły od rozwarcia szczeliny COD (Rysunek 3.37) oraz krzywa odporności na pękanie materiału (Rysunek 3.38), umożliwiając pełniejszą analizę przebiegu propagacji pęknięcia.

Na Rysunku 3.37 przedstawiono przebieg zależności siły od rozwarcia szczeliny (COD), na którym wykreślono krzywą  $P_5$ , nachyloną pod kątem 5% względem stycznej do początkowego fragmentu krzywej. Jest to konstrukcja zgodna z zaleceniami normy ASTM E399 i umożliwia wyznaczenie kluczowej wartości siły:  $P_Q$  oraz maksymalnej siły uzyskanej podczas próby  $P_{max}$ . Na ich podstawie obliczana jest następnie wartość  $K_Q$ , stanowiąca wielkość pośrednią (warunkową), która dopiero po spełnieniu dodatkowych kryteriów geometrycznych i warunków ważności może zostać uznana za rzeczywistą odporność na pękanie  $K_{IC}$ .

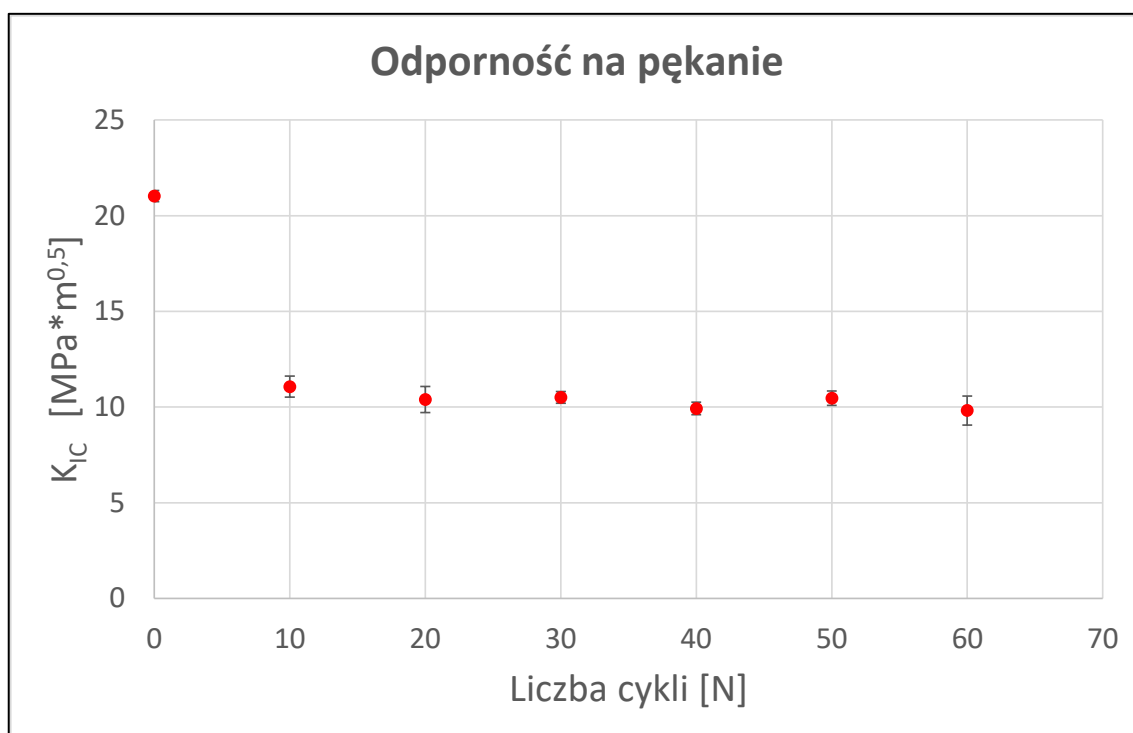


Rysunek 3.37 Przykładowa krzywa zależności siły od rozwarcia szczeliny wygenerowana raportu utworzonego przez oprogramowanie maszyny wytrzymałościowej MTS 810

Uzyskane wyniki zostały poddane szczegółowej analizie. W generowanym raporcie zawarte zostały wartości sił  $P_Q$  i  $P_{max}$ , na podstawie których obliczono warunkową wartość odporności na pękanie  $K_Q$  oraz sprawdzono spełnienie warunków geometrycznych próbki. Należy podkreślić, że wymiary zastosowanej próbki nie spełniają w pełni zaleceń normy ASTM, dlatego dodatkowo obliczono współczynnik wytrzymałości próbki  $R_s$  zgodnie z równaniem (21). Jak podaje literatura [127], warunkową wartość  $K_Q$  można uznać za odporność na pękanie ( $K_{IC}$ ) w przypadku, gdy  $R_s \leq 2$ , co zostało szerzej omówione w części teoretycznej (Rozdział 2.5.7.1). Zestaw wyznaczonych wartości sił, odporności na pękanie oraz współczynnika wytrzymałości próbki w zależności od liczby cykli obciążenia termicznego przedstawiono w Tabeli 3.8, natomiast zmianę odporności na pękanie w funkcji liczby cykli zobrazowano na Rysunku 3.38.

Tabela 3.8 Wartości odporności na pękanie  $K_{IC}$  w zależności od liczby cykli obciążenia termicznego

Liczba cykli	0	10	20	30	40	50	60
Siła $P_Q$ [kN]	12,78	9,70	8,62	8,11	7,89	7,79	6,93
Siła $P_{max}$ [kN]	14,35	12,23	11,11	10,33	10,26	9,97	8,86
Współczynnik $R_s$	1,37	1,41	1,27	1,17	1,19	1,11	1,16
Odporność na pękanie $K_Q$ [MPa · $\sqrt{m}$ ]	21,32	11,61	11,08	10,20	10,25	10,08	9,06

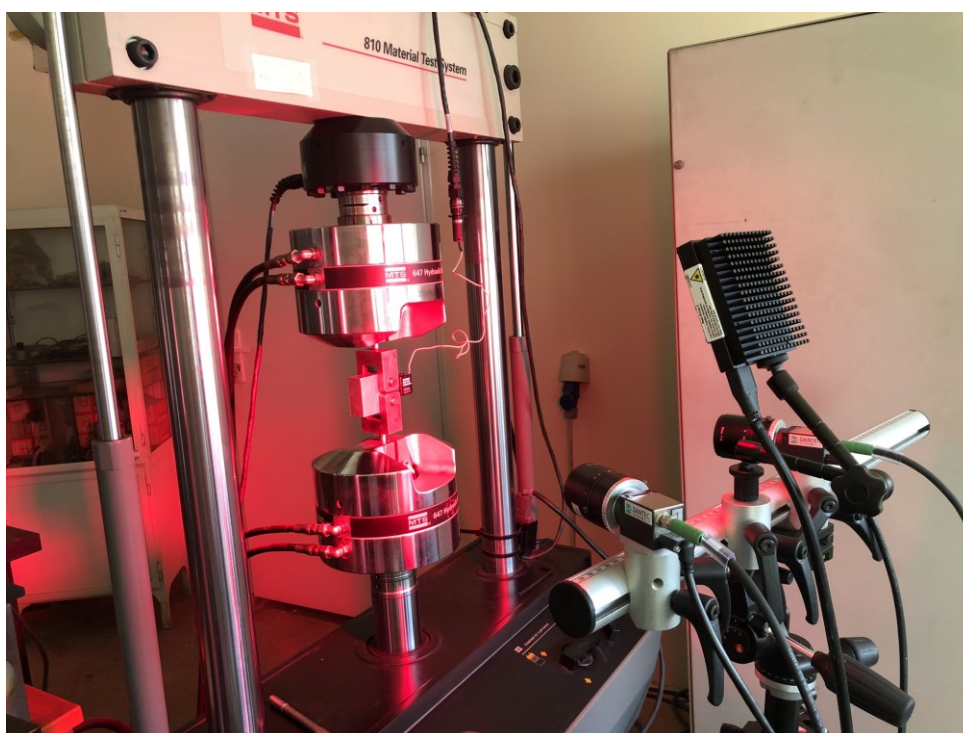

 Rysunek 3.38 Wartości odporności na pękanie  $K_{IC}$  w zależności od liczby cykli obciążenia termicznego

Wyznaczone wartości współczynnika wytrzymałości próbki  $R_s$  w każdym przypadku spełniały warunek  $R_s \leq 2$ , zatem przyjęto wartość warunkową  $K_Q$  jako odporność na pękanie  $K_{IC}$ . W wyniku przeprowadzonych badań zaobserwowano wyraźny spadek odporności na pękanie  $K_{IC}$  już po pierwszych 10 cyklach zmęczeniowych, z początkowej wartości 21,5 MPa · m<sup>0,5</sup> do 11,6 MPa · m<sup>0,5</sup>. W dalszych etapach, od 20 do 50 cykli, wartość ta ustabilizowała się na poziomie ok. 10–11 MPa · m<sup>0,5</sup>, co sugeruje osiągnięcie tymczasowej równowagi strukturalnej. Po 60 cyklach nastąpił kolejny spadek do 9,06 MPa · m<sup>0,5</sup>, wskazujący na postępujące uszkodzenia wewnętrzne materiału.

Otrzymane wyniki potwierdzają, że materiał wykazuje wysoką podatność na degradację już w początkowych etapach obciążenia zmęczeniowego.

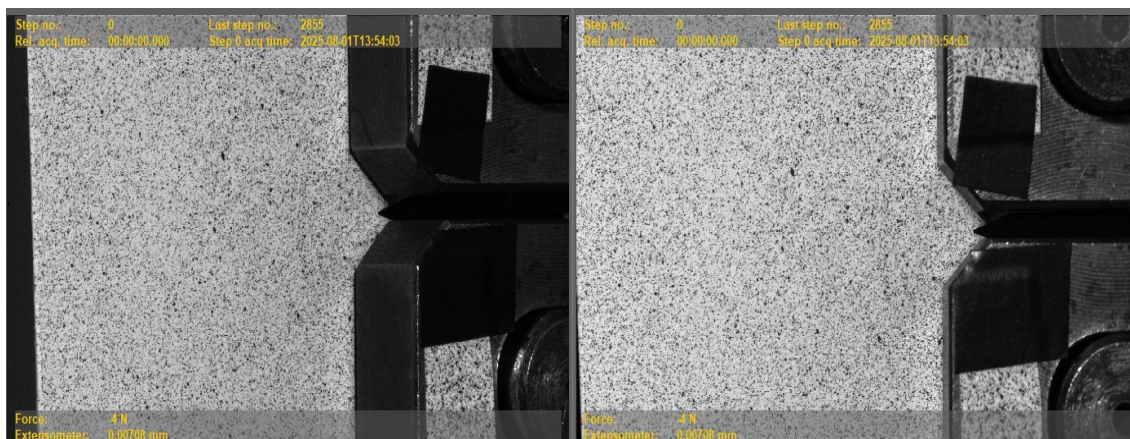
### Wyznaczanie wartości współczynników $m_p$ i $C_p$ w równania Parisa

Badania eksperymentalne mające na celu wyznaczenie współczynników  $m_p$  i  $C_p$  w równaniu Parisa przeprowadzono na uniwersalnej maszynie wytrzymałościowej MTS 810, sprzężonej z systemem cyfrowej korelacji obrazu (DIC) firmy Dantec Dynamics (Rysunek 3.39). Integracja obu systemów umożliwiła jednoczesną rejestrację parametrów mechanicznych oraz pola przemieszczeń i odkształceń w obszarze wierzchołka pęknięcia.



Rysunek 3.39 Ogólny widok stanowiska, maszyna wytrzymałościowa MTS 810 i system pomiaru metodą cyfrowej korelacji obrazu Dantec FlexDIC

Do badań zastosowano próbkę kompaktową typu CT, której geometrię zmierzono przy użyciu systemu Dantec FlexDIC w ramach testu zmęczeniowego. Przed rozpoczęciem próby na powierzchnię próbki naniesiono wzór punktowy w postaci drobnych, kontrastowych kropek, umożliwiając precyzyjne śledzenie przemieszczeń i odkształceń metodą cyfrowej korelacji obrazu (Rysunek 3.40).



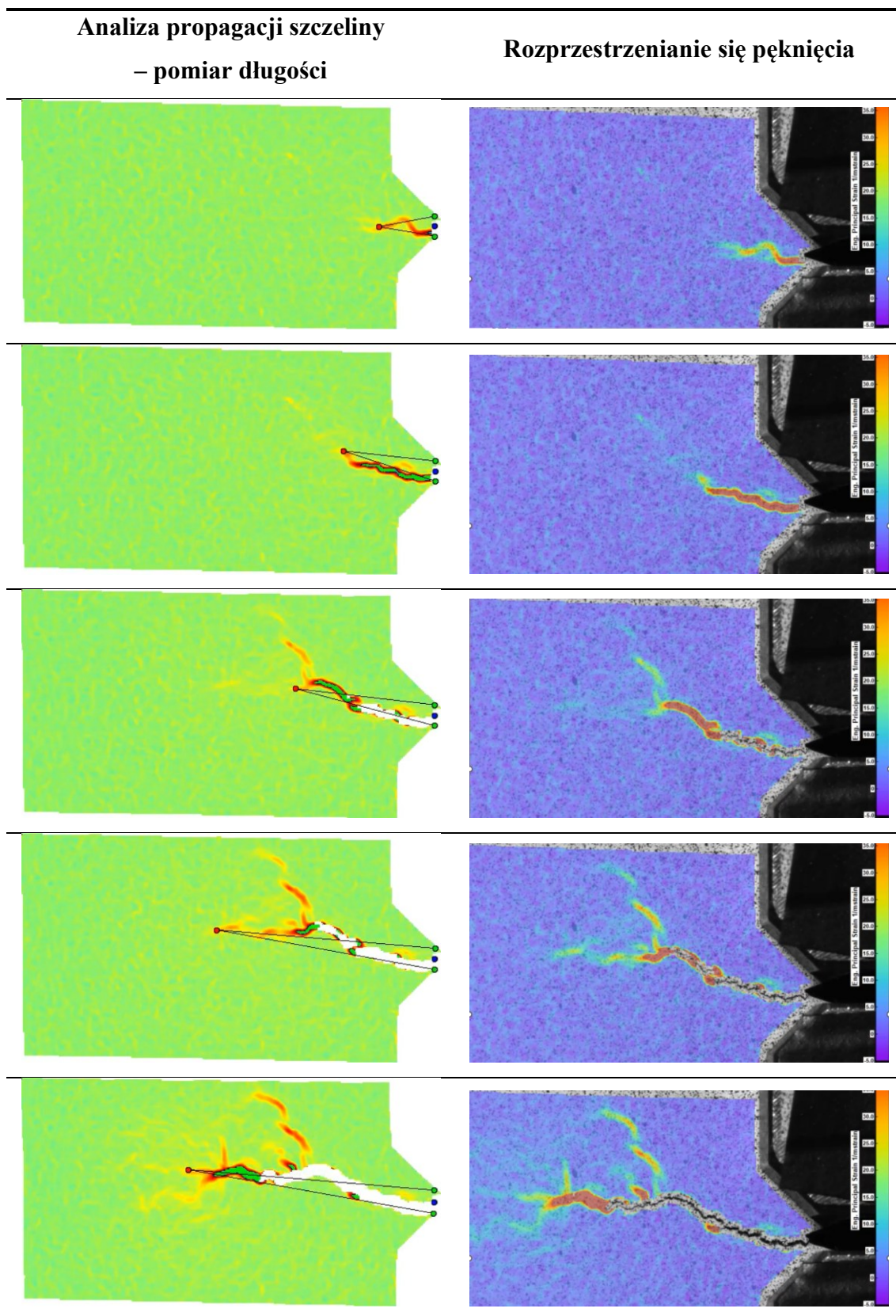
Rysunek 3.40 Próbkę przygotowaną do badań z naniesionym wzorem punktowym. Obraz kamery systemu Dantec FlexDIC

Obciążenie realizowano w trybie stałego cyklu o częstotliwości 15 Hz, przy maksymalnej sile 5 kN oraz minimalnej 500 N (współczynnik asymetrii cyklu  $R = 0,1$ ). Sygnał siły (w N) oraz przemieszczenia z ekstensometru (w mm) rejestrowano za pomocą wejść analogowych systemu akwizycji danych Dantec. Do pomiarów wykorzystano zestaw dwóch kamer o rozdzielczości 5 MPx. Pierwsza rejestrowała obraz powierzchni próbki w rejonie szczeliny, natomiast druga, ustawiona w osi pionowej, pełniła funkcję kamery referencyjnej. Dzięki takiemu ustawieniu możliwe było odwzorowanie odkształceń powierzchni bocznej próbki we wszystkich kierunkach oraz zwiększenie dokładności pomiaru. Uzyskano w ten sposób wiarygodny przebieg odpowiedzi materiału w długotrwałym teście zmęczeniowym.

Na podstawie kolejnych pomiarów długości szczeliny ( $a$ ) (Rysunek 3.41) oraz odpowiadającej im liczby cykli obciążenia ( $N$ ), obliczano średnie przyrosty długości pęknięcia w funkcji liczby cykli ( $da/dN$ ). Dodatkowo, dzięki zastosowaniu cyfrowej korelacji obrazu (DIC), zarejestrowano proces rozprzestrzeniania się szczeliny zmęczeniowej wraz z towarzyszącymi jej odkształceniami powierzchni próbki, co umożliwiło szczegółową analizę mechanizmu propagacji pęknięcia.

Dane zarejestrowane podczas testów poddano obróbce w celu wyznaczenia współczynników  $m_p$  i  $C_p$  w równaniu Parisa, opisującego zależność prędkości propagacji pęknięcia zmęczeniowego od zakresu współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$ . Punktem wyjściowym obliczeń był zapisany w postaci logarytmicznej wzór prawa Parisa:

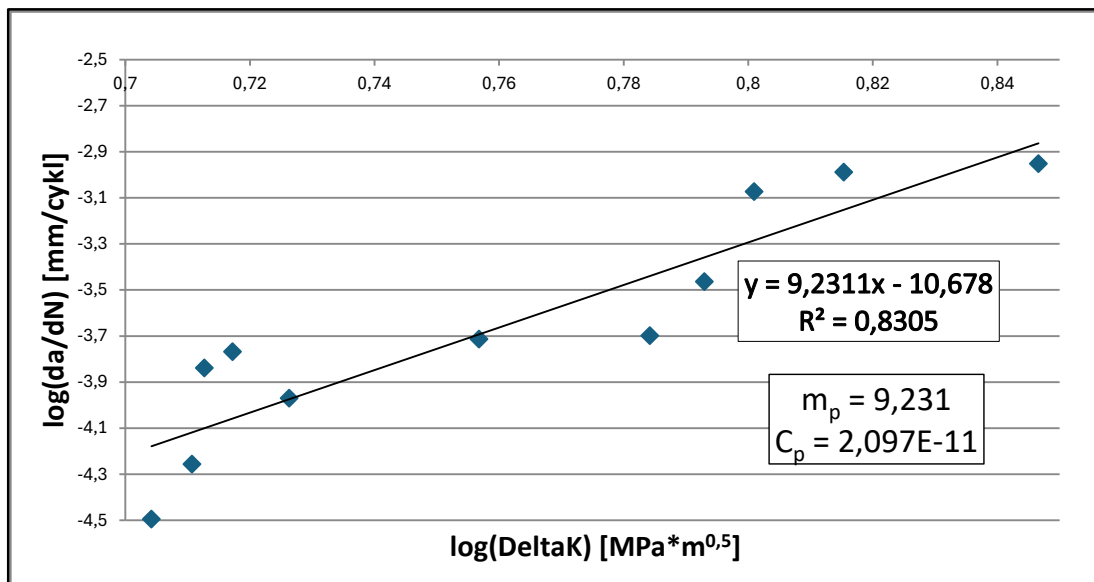
$$\log\left(\frac{da}{dN}\right) = \log C_p + m_p \cdot \log(\Delta K) \quad (48)$$



Rysunek 3.41 Analiza propagacji szczeliny z pomiarem przyrostu długości przy pomocy metody cyfrowej korelacji obrazu (DIC) Dantec Dynamics

Zakres współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K$  wyznaczano według zaleceń normy ASTM E647, stosując wzory geometryczne odpowiednie dla próbek typu CT, przy uwzględnieniu grubości próbki ( $B$ ), szerokości ( $W$ ), długości szczeliny ( $a$ ) oraz wartości amplitudy siły  $\Delta P$ .

Obliczenia przeprowadzono zgodnie z metodyką opisaną przez Bochenka [129], wykorzystując własny podprogram makro w programie Excel. Stworzony algorytm automatycznie obliczał wartości  $da/dN$  i  $\Delta K$ , wykonywał logarytmowanie danych, dopasowywał prostą metodą najmniejszych kwadratów oraz wyznaczał wartości współczynników  $m_p$  i  $C_p$ . Makro generowało również wykres zależności  $\log(da/dN)$  od  $\log(\Delta K)$  z naniesioną linią regresji, umożliwiając wizualną ocenę jakości dopasowania (Rysunek 3.42). Tak otrzymane parametry  $m_p$  i  $C_p$  opisują szybkość propagacji pęknięcia zmęczeniowego w badanym materiale w analizowanym zakresie  $\Delta K$ .



Rysunek 3.42 Wykres  $\log(da/dN)$  w funkcji  $\log(\Delta K)$ . Wyznaczone wartości współczynników  $m_p$  i  $C_p$

Progową wartość współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K_{th}$  wyznaczono na podstawie dopasowanego równania logarytmicznego prawa Parisa (49). Zgodnie z zaleceniami normy ASTM E647, wartość  $da/dN$  odpowiadającą progowi propagacji przyjęto jako  $1 \cdot 10^{-7}$  mm/cykl. Podstawiając obliczone wartości współczynników  $m_p = 9,231$  oraz  $C_p = 2,097 \cdot 10^{-11}$ , równanie można przekształcić do postaci:

$$\log(\Delta K_{th}) = \frac{\log(1 \cdot 10^{-7}) - \log(2,097 \cdot 10^{-11})}{9,231} \quad (49)$$

Po obliczeniach otrzymano:

$$\Delta K_{th} = 2,50 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

Tak wyznaczona wartość  $\Delta K_{th}$  stanowi granicę, poniżej której propagacja pęknięcia zmęczeniowego w badanym materiale nie postępuje w sposób mierzalny w przyjętych warunkach testu.

#### 3.4.4. Badanie przewodności cieplnej

Odporność materiału na pękanie oraz jego zachowanie w warunkach zmęczenia cieplnego mają kluczowe znaczenie dla elementów pracujących w środowisku cyklicznych obciążeń cieplnych. Przewodność cieplna odgrywa istotną rolę w tym kontekście, ponieważ wpływa na sposób, w jaki materiał rozprasza energię cieplną, a tym samym na wielkość i rozkład naprężeń cieplnych powstających podczas nagrzewania bądź chłodzenia.

Wysoka przewodność cieplna sprzyja szybkiemu i równomiernemu rozpraszaniu ciepła, ograniczając powstawanie lokalnych gradientów temperatury, a tym samym zmniejszając ryzyko wystąpienia naprężeń termicznych. Z kolei materiały o niskiej przewodności mogą akumulować ciepło w określonych obszarach, co prowadzi do istotnych różnic temperatury na krótkich odcinkach i znacznego wzrostu naprężeń cieplnych. Z tego względu przewodność cieplna jest parametrem ściśle powiązany z odpornością na pękanie i zmęczenie cieplne, a jej dokładne wyznaczenie jest niezbędne w analizie trwałości materiałów pracujących w warunkach cyklicznego obciążenia termicznego.

Do pomiaru przewodności cieplnej stosuje się różne metody, zależnie od rodzaju materiału, dokładności pomiaru i warunków eksperymentalnych. W niniejszej pracy zastosowano metodę ustalonego przepływu ciepła z wykorzystaniem próbki wzorcowej, opartą na równaniu Fouriera.

Podstawą metody jest ogólna postać jednowymiarowego równania Fouriera dla przewodnictwa cieplnego w stanie ustalonym:

$$q = -\lambda \frac{dT}{dx} \quad (50)$$

gdzie:

- $q$  – gęstość strumienia cieplnego [ $\text{W}/\text{m}^2$ ],
- $\lambda$  – współczynnik przewodności cieplnej [ $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ],
- $\frac{dT}{dx}$  - gradient temperatury w kierunku przewodzenia ciepła [ $\text{K}/\text{m}$ ].

W układzie składającym się z próbki badanej i wzorcowej, przy założeniu przepływu ciepła w jednym kierunku oraz ustalonego stanu cieplnego, gęstość strumienia cieplnego pozostaje taka sama dla obu materiałów:

$$q = -\lambda_{wzorc.} \cdot \Delta T_{wzorc.} = -\lambda_{badana} \cdot \Delta T_{badana} \quad (51)$$

gdzie:

- $\lambda_{badana}$  – współczynnik przewodności cieplnej próbki badanej [ $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ],
- $\lambda_{wzorc.}$  – współczynnik przewodności cieplnej próbki wzorcowej [ $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ],
- $\Delta T_{wzorc.}, \Delta T_{badana}$  – różnice temperatur zmierzone pomiędzy termoparami w próbce wzorcowej i badanej [ $\text{K}$ ],

Na stanowisku pomiarowym próbki są ustawiane szeregowo pomiędzy źródłem ciepła a chłodnicą. Po osiągnięciu stanu ustalonego, czyli gdy rozkład temperatury nie zmienia się w czasie, rejestrowane są różnice temperatur wzdłuż każdej próbki. Na tej podstawie, znając przewodność cieplną materiału wzorcowego, możliwe jest wyznaczenie przewodności cieplnej materiału badanego. Metoda ta charakteryzuje się prostotą wykonania, dobrą powtarzalnością wyników oraz wysoką precyzją.

Badania przewodności cieplnej zostały przeprowadzone na prototypowym stanowisku znajdującym się w Pracowni Technologii Formy na Wydziale Odlewnictwa (Rysunek 3.43).



Rysunek 3.43 Prototypowe stanowisko do badania przewodności cieplnej

Próbka została zamontowana w zamykanym, termoizolowanym uchwycie w taki sposób, aby jeden jej koniec przylegał bezpośrednio do elementu grzewczego, a drugi do wzorcowej próbki miedzianej (Rysunek 3.44). Na końcu układu pomiarowego, za próbką wzorcową, umieszczono miedzianą chłodnicę z wewnętrznymi kanałami przepływowymi, umożliwiającymi ciągłą cyrkulację zimnej wody. W celu poprawy przewodnictwa cieplnego na stykach pomiędzy elementami zastosowano cienką warstwę silikonowej pasty termoprzewodzącej. Wzdłuż osi próbki rozmieszczono termopary typu K w osłonach ceramicznych, a do zapisu danych temperaturowych wykorzystano system pomiarowy Keysight 34970A.

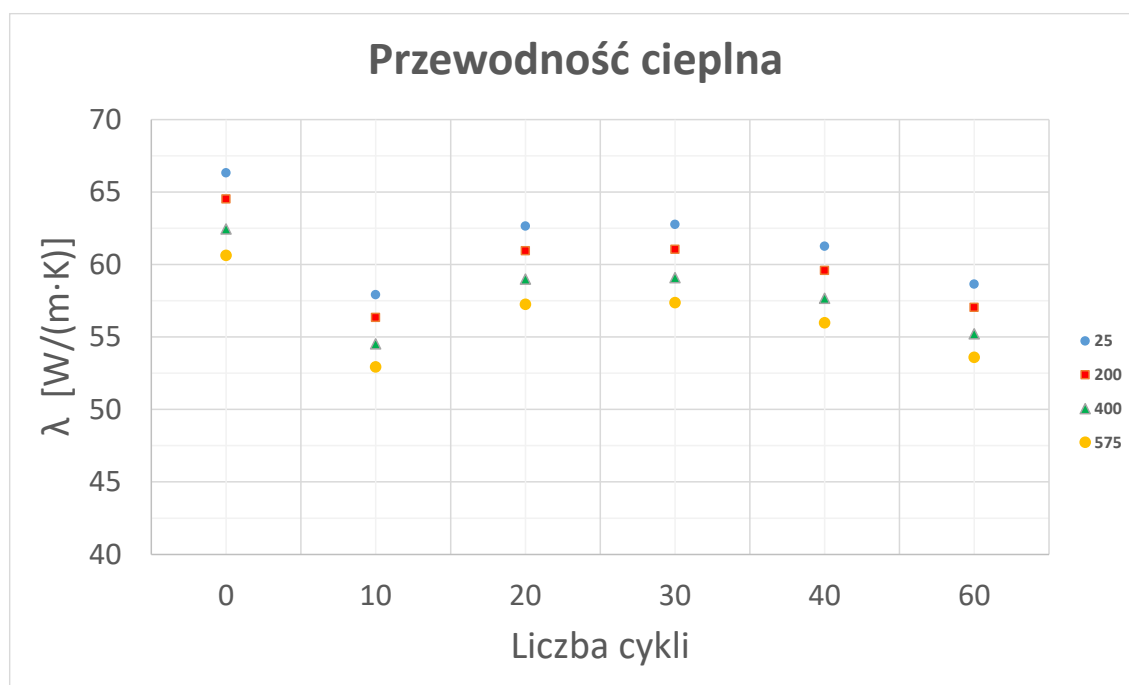


Rysunek 3.44 Układ pomiarowy przygotowany do badań przewodności cieplnej

Celem przeprowadzonych badań było określenie zmian wartości przewodności cieplnej badanego materiału pod wpływem cyklicznego obciążenia termicznego oraz w szerokim zakresie temperatur (od 20°C do 575°C). Uzyskane wyniki umożliwiły ocenę wpływu temperatury i liczby cykli na zdolność materiału do przewodzenia ciepła. Zestawienie wyników pomiarów przedstawiono w Tabeli 3.9, natomiast ich graficzną interpretację zaprezentowano na Rysunku 3.45. Wyniki pomiarów przewodności cieplnej przedstawiono dla czterech wartości temperatury: 20, 200, 400 i 575 °C.

Tabela 3.9 Zestawienie wyników pomiarów przewodności cieplnej

Temperatura [°C]	Liczba cykli					
	0	10	20	30	40	60
<b>20</b>	66,3	57,9	62,7	62,8	61,3	58,6
<b>200</b>	64,5	56,3	60,9	60,9	59,6	57,0
<b>400</b>	62,5	54,5	59,0	59,1	57,7	55,2
<b>575</b>	60,6	52,9	57,3	57,4	56,0	53,6



Rysunek 3.45 Zmienność wartości przewodności cieplnej w zależności od temperatury i liczby cykli obciążenia termicznego

Wartość przewodności cieplnej próbki w temperaturze 20 °C przed rozpoczęciem cykli wynosiła 66,3 W/(m·K). Po 10 cyklach spadła do 57,9 W/(m·K), a następnie po 20 cyklach wzrosła do 62,7 W/(m·K). W przedziale od 20 do 40 cykli przewodność cieplna utrzymywała się na stabilnym poziomie, mieszcząc się w zakresie od 61,3 do 62,7 W/(m·K). Po przekroczeniu 40 cyklu zaobserwowano ponowny spadek wartości, osiągając 58,6 W/(m·K) w 60 cyklu. Dla wszystkich próbek, niezależnie od liczby przebytych cykli, wraz ze wzrostem temperatury w zakresie 20–575 °C przewodność cieplna malała w sposób liniowy. Spadek ten w całym zakresie temperatur wynosił od 8 do 10 %. Zaobserwowane zmiany przewodności cieplnej można powiązać z degradacją mikrostruktury pod wpływem cykli obciążenia. Początkowy spadek przewodności (do 10 cykli) wynika z powstawania mikropęknięć inicjujących na granicach płatków grafitu oraz w osnowie, które zaburzają ciągłość przewodzenia. W kolejnych etapach, wzrasta udział ferrytu, fazy o wyższej przewodności cieplnej w porównaniu z perlitem. Obserwowany jest chwilowy wzrost i stabilizacja wartości przewodności, mimo towarzyszących temu zmianom procesów degradacyjnych. Po przekroczeniu 40 cyklu przewodność ponownie spada, co świadczy, że intensywne degradacja mikrostruktury (narastająca liczba pęknięć, wydzielenia tlenkowe i defekty osnowy) zaczyna przeważać nad korzystnym wpływem zwiększonego udziału ferrytu. Szczegółowe wyniki badań metalograficznych, potwierdzających opisane zmiany, zostaną przedstawione w dalszej części pracy.

#### 3.4.5. Pomiar twardości

Pomiaru twardości żeliwa szarego dokonano przy użyciu twardościomierza KB 3000 (Rysunek 3.46), metodą Brinella zgodnie z obowiązującymi normami pomiarowymi. W pomiarach zastosowano wgłębnik w postaci stalowej kulki o średnicy 10 mm oraz obciążenie równe 3000 kG.



Rysunek 3.46 Twardościomierz KB3000

Na podstawie uzyskanych wyników twardości w skali Brinella (HB) dokonano przeliczenia na twardość w skali Vickersa (HV) według empirycznej zależności [174]:

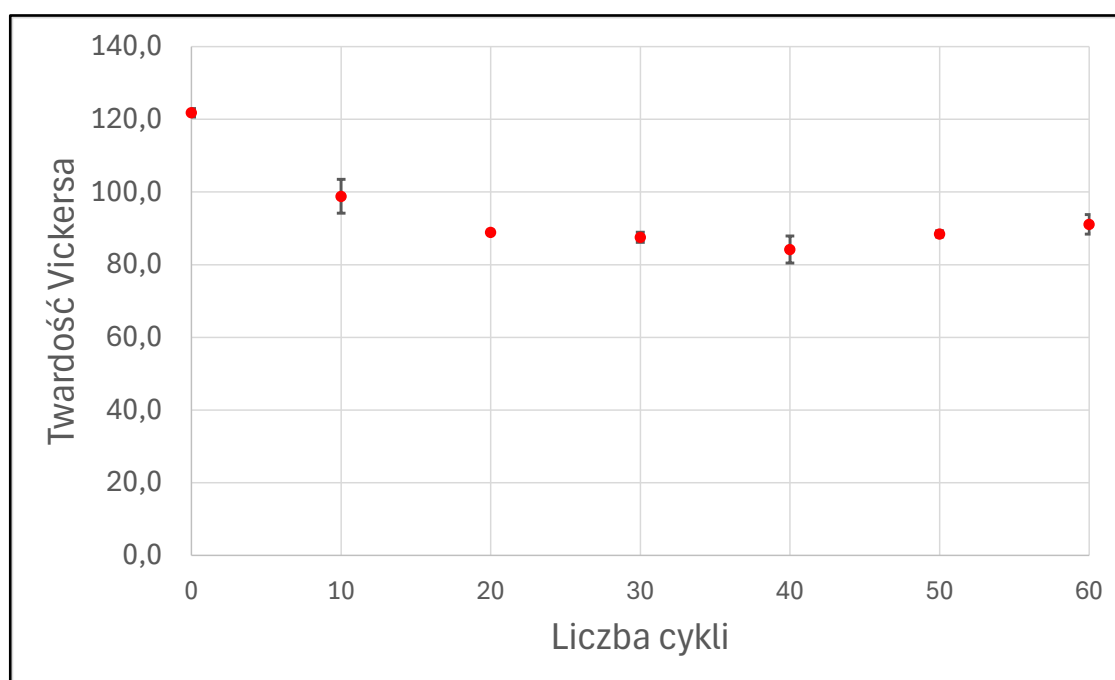
$$HV \approx 0,95 \cdot HB + 8 \quad (52)$$

Zastosowanie przeliczenia podyktowane było możliwością wykorzystania uzyskanych wartości HV w empirycznych równaniach Murakamiego, stosowanych w analizach z zakresu mechaniki pękania. Pomiary wykonano na próbkach po zakończeniu badań z zakresu mechaniki pękania. Każdą próbkę poddano wcześniej cyklicznej obróbce cieplnej symulującej warunki zmęczenia cieplnego. Zakres badań obejmował próbki od 0 do 60 cykli obciążenia termicznego z krokiem pomiarowym co 10 cykli. Dla każdej próbki wykonano trzy niezależne pomiary, a następnie obliczono średnią wartość twardości.

Celem badań była ocena wpływu cyklicznego obciążenia termicznego na zmiany twardości żeliwa szarego. Otrzymane wyniki zależności pomiędzy liczbą cykli obciążenia termicznego a twardością w skali Vickersa przedstawiono w Tabeli 3.10 oraz na Rysunku 3.47.

Tabela 3.10 Zestawienie wyników pomiaru twardości HV

Liczba cykli	0	10	20	30	40	50	60
Twardość HV	121,8	98,8	88,9	87,5	84,2	88,5	91,1



Rysunek 3.47 Zależność twardości w skali HV od liczby cykli obciążenia termicznego

Analiza wyników pomiarów twardości wykazała wyraźny spadek jej wartości już po pierwszych cyklach obciążenia termicznego. Twardość początkowa wynosząca 121,8 HV zmniejszyła się do 98,8 HV po 10 cyklach, a następnie do 88,9 HV po 20 cyklach. Najniższą wartość zarejestrowano po 40 cyklach (84,2 HV). W dalszej części prób odnotowano niewielki wzrost twardości, do 88,5 HV po 50 cyklach oraz 91,1 HV po 60. Uzyskane wyniki wskazują, że cykliczne obciążenie termiczne prowadzi do spadku twardości, zwłaszcza w początkowych cyklach obciążenia cieplnego.

### 3.5. Badania metalograficzne

W rozdziale zostanie omówiony proces przygotowania próbek i wykonania zglądów metalograficznych oraz oceny mikrostruktury żeliwa pod kątem wpływu cyklicznego obciążenia cieplnego. Przedstawione zostaną etapy obróbki próbek, obejmujące cięcie, szlifowanie, polerowanie oraz trawienie, które umożliwiają uzyskanie reprezentatywnej powierzchni do obserwacji mikroskopowych. Analiza mikrostruktury pozwoli na identyfikację zmian zachodzących w żeliwie na skutek cyklicznego nagrzewania i chłodzenia, co ma istotne znaczenie dla oceny jego trwałości eksploatacyjnej.

#### 3.5.1. Przygotowanie próbek

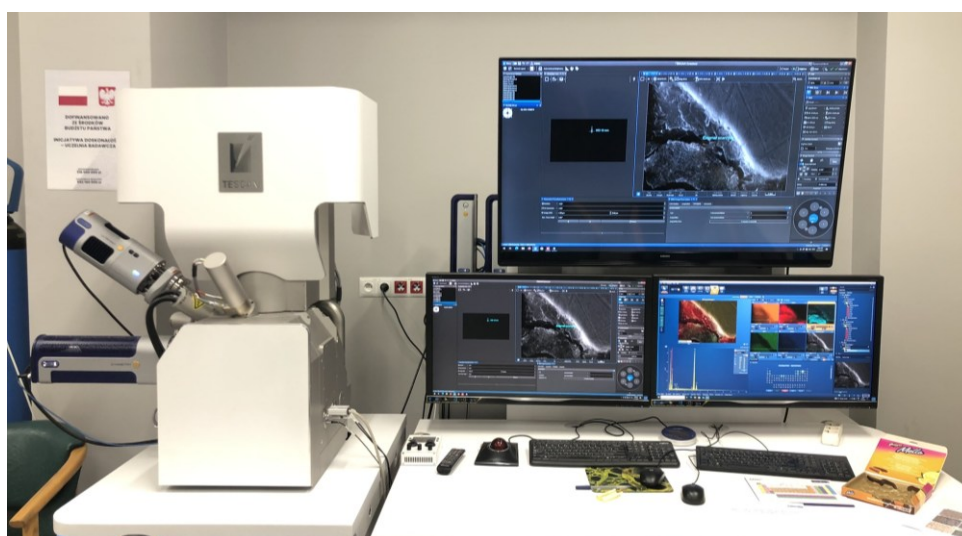
Materiał do badań metalograficznych został pobrany z cylindrycznej części chwytowej próbek walcowych, uprzednio wykorzystanych do testów wytrzymałościowych prowadzonych w temperaturze pokojowej. W celu przygotowania próbek do dalszej analizy, materiał został zatopiony w żywicy fenolowej w proszku Multi-WEM, przy użyciu prasy montażowej Ecopress 102. Proces wykonania zglądów metalograficznych przeprowadzono z wykorzystaniem szlifierko-polerki Saphir 330 oraz polerki wysokoobrotowej Saphir 320 (Rysunek 3.48), co pozwoliło na uzyskanie gładkiej powierzchni do badań mikroskopowych. Szlifierko-polerka SAPHIR 330 charakteryzuje się płynną regulacją prędkości obrotowej w zakresie od 50 do 600 obr/min. Z jej wykorzystaniem przeprowadzono wstępną obróbkę próbek na tarczach ściernych o gradacjach 220, 600 oraz 1000. Następnie wykonano obróbkę wykańczającą poprzez polerowanie z użyciem tarczy DP-Dac (sukno), z dodatkiem lubrykantu DP-Lubricant Blue oraz zawiesiny diamentowej DP-Suspension P.



Rysunek 3.48 Stanowisko przygotowania zglądów metalograficznych. Szlifierko-polerka Saphir 330 (z prawej) i polerka wysokoobrotowa Saphir 320 (z lewej)

### 3.5.2. Badania mikrostruktury z wykorzystaniem skaningowego mikroskopu elektronowego.

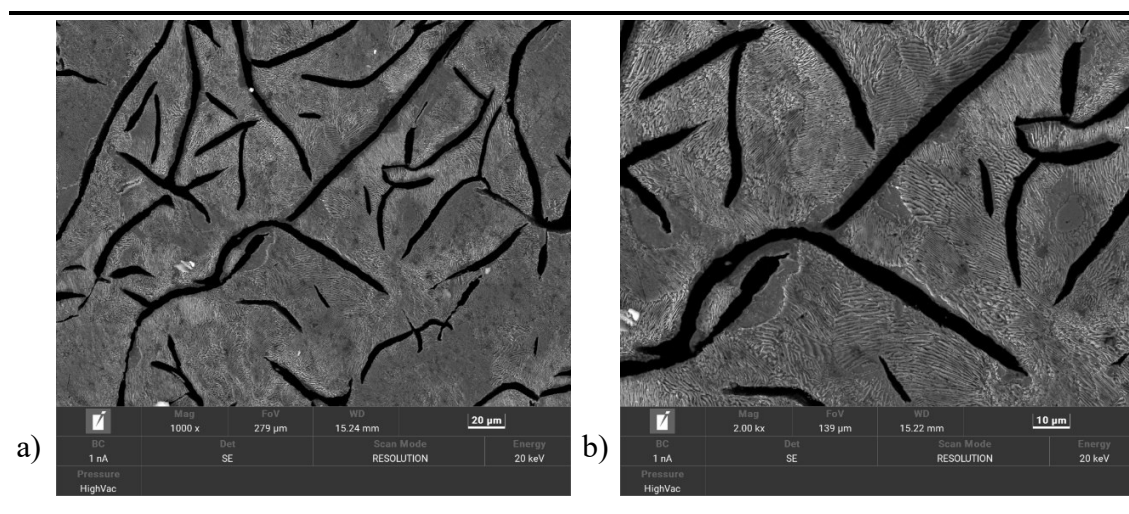
Badania wykonano za pomocą skaningowej mikroskopii elektronowej (SEM), wykorzystując wysokorozdzielczy mikroskop Tescan Mira z działem elektronowym FEG (Rysunek 3.49). Energia wiązki wynosiła 20 keV, a powierzchnia była obserwowana w trybie elektronów wtórnych (SE) oraz w trybie elektronów wstecznie rozproszonych (BSE) za pomocą detektora EDS SDD Ultim Max firmy Oxford Instruments.



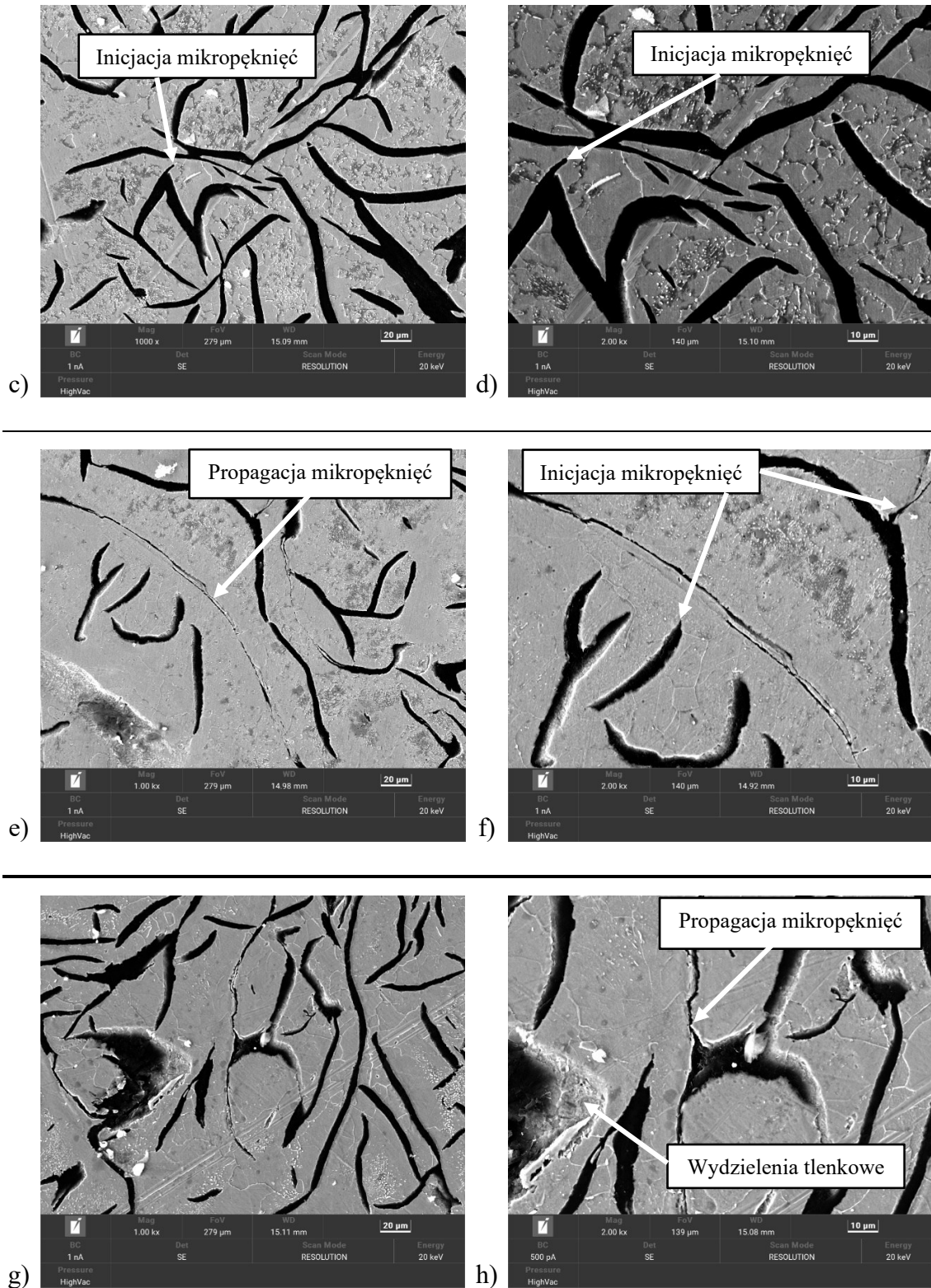
Rysunek 3.49 Stanowisko skaningowej mikroskopii elektronowej (SEM). Mikroskop Tescan Mira

Badania mikroskopowe prowadzono przy powiększeniach 1000× oraz 2000×. Rysunek 3.50 przedstawia zestawienie obrazów powierzchni próbek poddanych cyklicznym procesom nagrzewania i chłodzenia, obejmującym od 10 do 60 cykli, wraz z próbką referencyjną (0 cykli). Powiększenia obrazów mikrostruktury zostały dobrane w taki sposób, aby umożliwić obserwację kształtów wydzielen grafitu (Rysunek 3.50a, c, e, g, i, k, m). Na Rysunkach 3.50b, d, f, h, j, l, n zaprezentowano morfologię próbek przy powiększeniu 2000×, na którym możliwa jest identyfikacja zjawiska degradacji struktury materiału w wyniku cyklicznego obciążenia cieplnego.

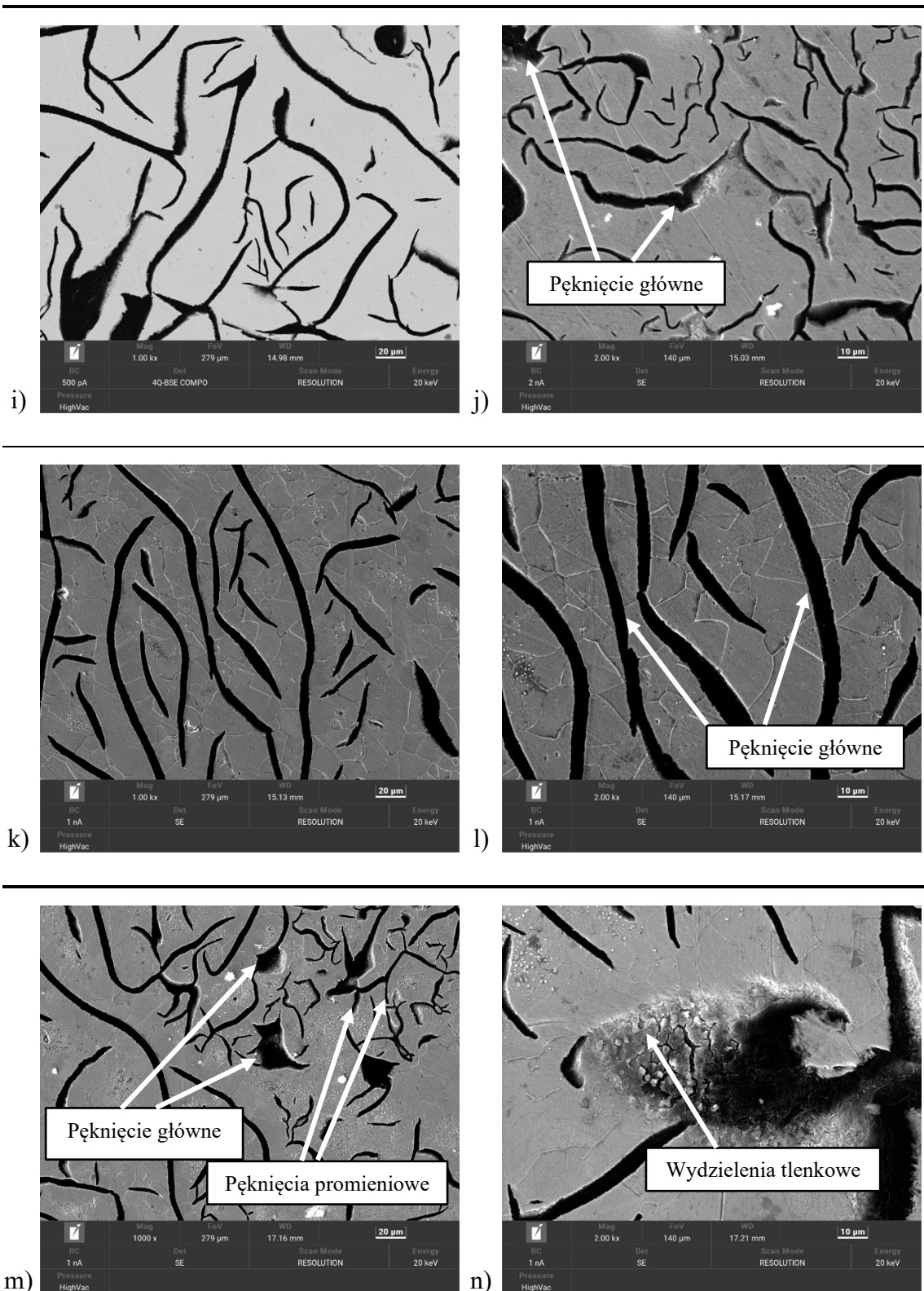
Cykliczna obróbka cieplna żeliwa szarego w postaci naprzemiennego nagrzewania i chłodzenia wywarła istotny wpływ na obniżenie wytrzymałości materiału, a także na inicjację i rozwój pęknięć zmęczeniowych [83]. Już po 10 cyklach obciążeniowych zaobserwowano pierwsze zarodki pęknięć inicjujących (Rysunek 3.50c, d). Po 20 cyklach następowała dalsza inicjacja pęknięć oraz propagacja wcześniej powstałych mikropęknięć (Rysunek 3.50e, f). W próbkach poddanych 30 cyklom widoczne były propagujące mikropęknięcia, jak również obecność warstw tlenkowych na ich granicach (Rysunek 3.50g, h). Po 40 i 50 cyklach obserwowano wyraźnie rozwinięte mikropęknięcia (Rysunek 3.50i, l). W próbce poddanej 60 cyklom zauważono dobrze rozwiniętą sieć promieniście rozchodzących się mikropęknięć oraz zjawisko odpajania się warstw tlenkowych (Rysunek 3.50m, n).



Rysunek 3.50 Kontynuacja



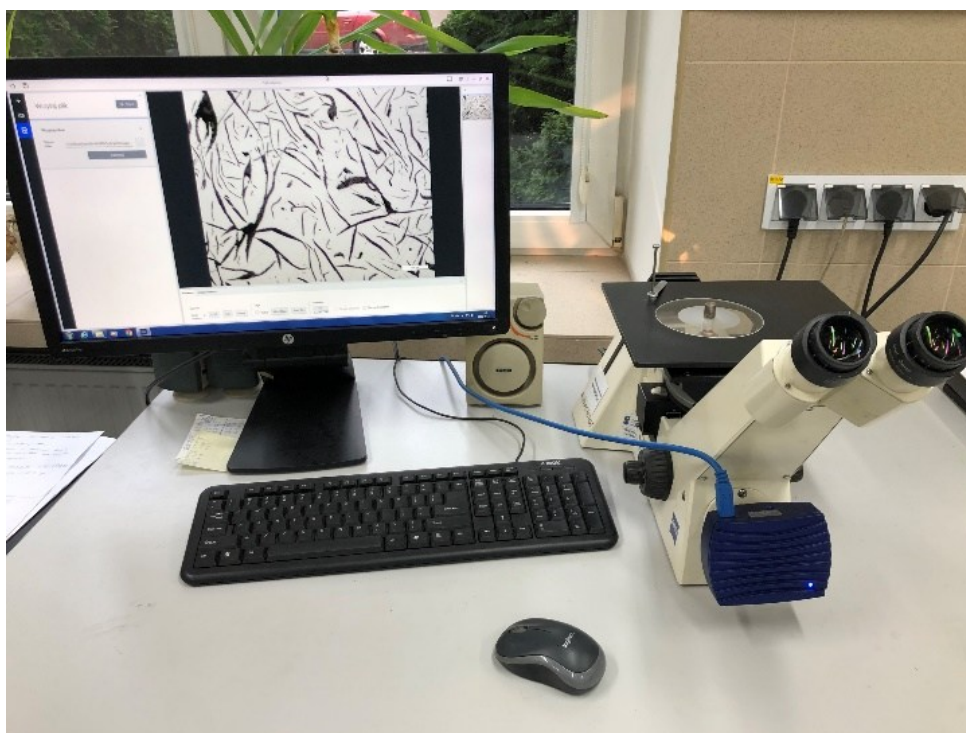
Rysunek 3.50 Kontynuacja



Rysunek 3.50 Obrazy mikroskopii elektronicznej mikrostruktur żeliwa szarego próbek po obróbce cieplnej: (a, b) - próbka referencyjna; (c, d) - 10 cykli; (e, f) - 20 cykli; (g, h) - 30 cykli; (i, j) - 40 cykli; (k, l) - 50 cykli; (m, n) - 60 cykli

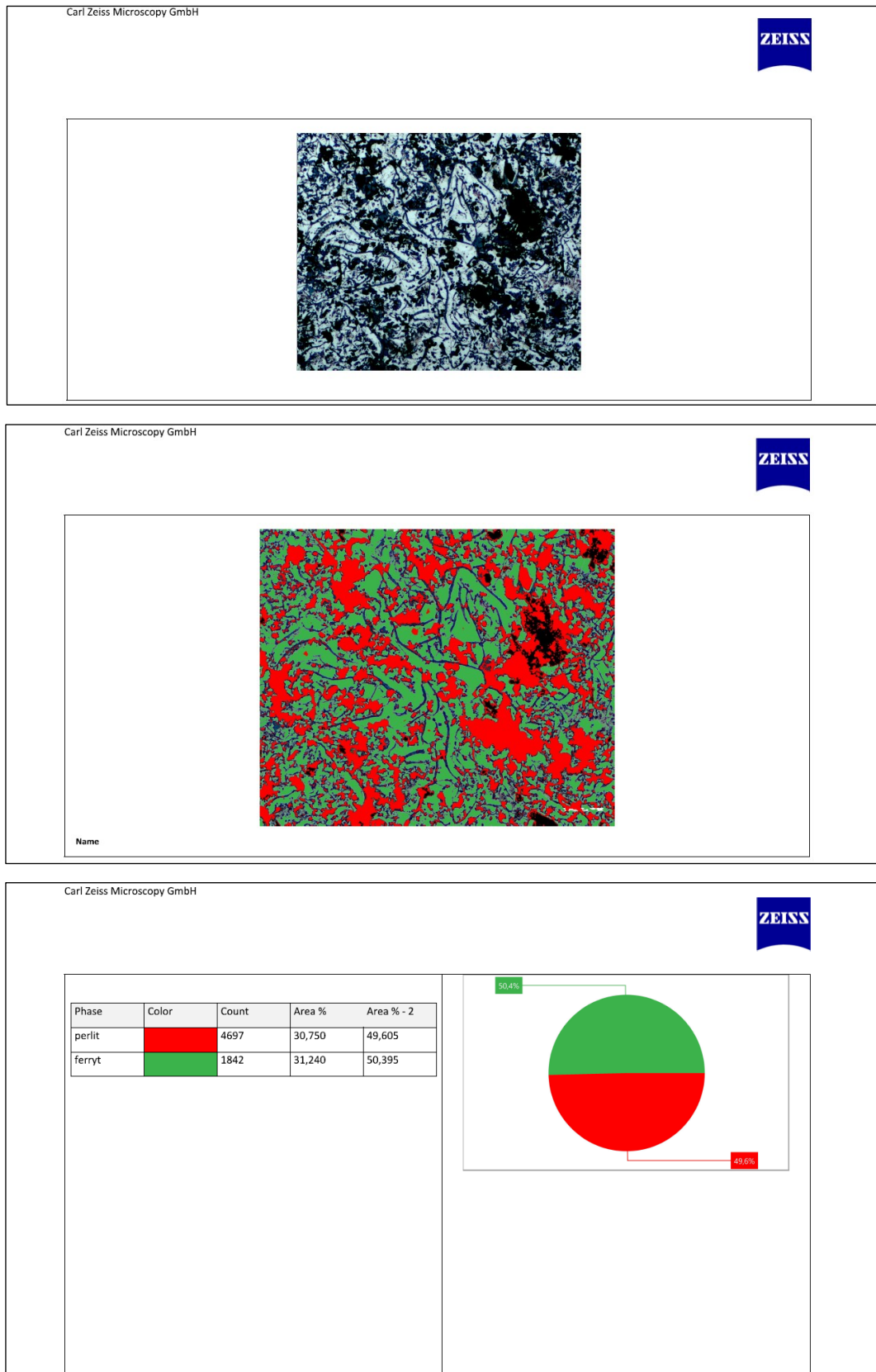
### 3.5.3. Badania mikrostruktury z wykorzystaniem mikroskopu optycznego

Badania zostały przeprowadzone z wykorzystaniem mikroskopu optycznego Carl Zeiss AXIOVERT 400 (Rysunek 3.51). Analizie poddano te same próbki, które wcześniej były obserwowane za pomocą mikroskopu elektronowego. Celem badań była szczegółowa analiza mikrostruktury osnowy żeliwa, w szczególności pod kątem jej jednorodności oraz morfologii.



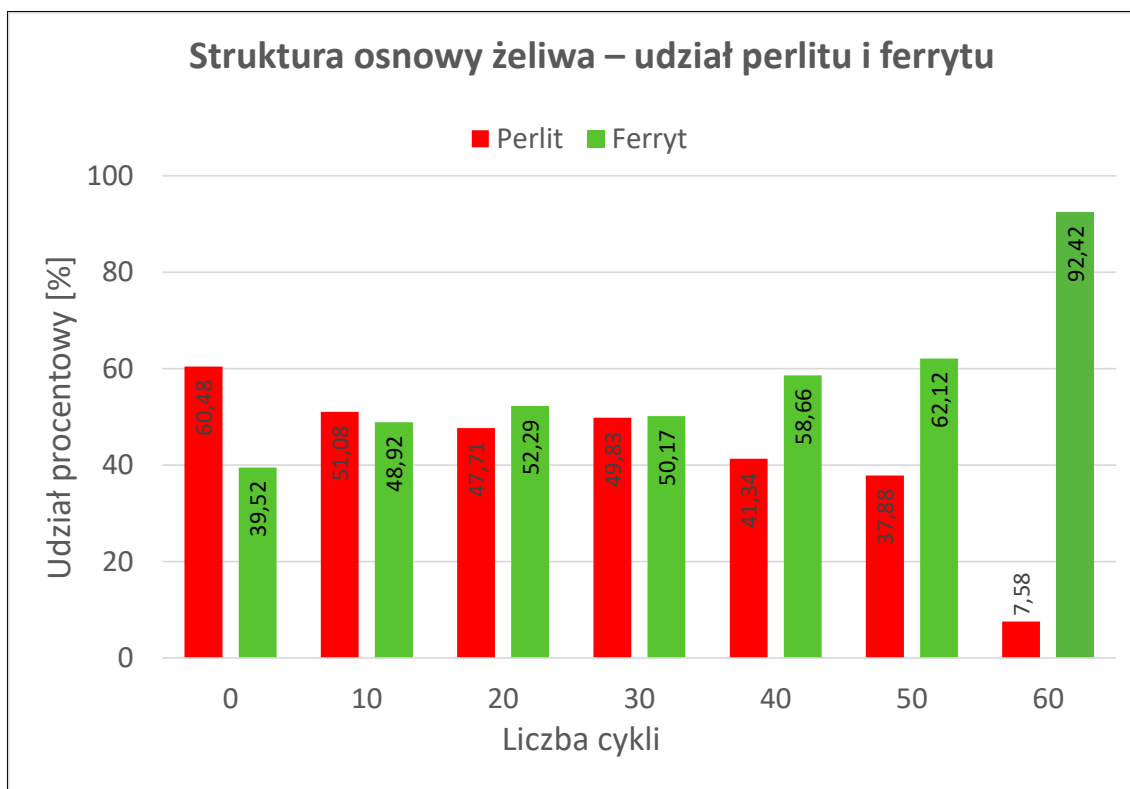
Rysunek 3.51 Stanowisko do analizy mikrostruktury. Mikroskop optyczny Carl Zeiss AXIOVERT 400

Dla każdej z badanych próbek wykonano trzy zdjęcia w losowo wybranych obszarach osnowy, co pozwoliło na uzyskanie reprezentatywnych danych. Zdjęcia zostały dołączone do automatycznie generowanego raportu w formie graficznej dokumentacji wyników obserwacji (Rysunek 3.52). Następnie obrazy zostały poddane analizie ilościowej, której celem było określenie procentowego udziału faz występujących w osnowie, tj. perlitu i ferrytu.



Rysunek 3.52 Przykładowe strony raportu z analizy ilościowej procentowego udziału ferrytu i perlitu w osnowie żeliwa

Podsumowanie analizy osnowy żeliwa zostało przedstawione na Rysunku 3.53. Wykres ten obrazuje, jak zmienia się udział składników osnowy w trakcie cyklicznego nagrzewania i chłodzenia.



Rysunek 3.53 Udział składników osnowy (perlitu i ferrytu) w trakcie cyklicznego nagrzewania i chłodzenia

Zjawisko rozkładu perlitu i wzrostu objętości ferrytu, zachodzące podczas cyklicznej obróbki cieplnej żeliwa, wiąże się z przemianami fazowymi, dyfuzją węgla oraz zmianami jego rozpuszczalności w składnikach osnowy w czasie wzrostu temperatury. Perlit, będący mieszaniną ferrytu i cementytu ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ), jest strukturą metastabilną, która przy długotrwałym lub wielokrotnie powtarzanym nagrzewaniu ulega przemianom prowadzącym do jego rozpadu [6] [56] [175] [176].

W czasie cyklicznego nagrzewania i chłodzenia dochodzi do relaksacji naprężeń wewnętrznych oraz aktywacji dyfuzji atomów węgla. Węgiel z cementytu zaczyna dyfundować do sieci krystalicznej ferrytu lub w kierunku granic ziaren, co prowadzi do rozpuszczania cementytu – fazy węglkowej obecnej w perlicie.

W efekcie cementyt obecny w strukturze perlitu ulega rozpuszczeniu, co prowadzi do jej przekształcenia w ferryt z rozpuszczonym węglem. Dodatkowo, przy dłuższym czasie przetrzymywania w podwyższonej temperaturze lub przy wielu cyklach cieplnych, obserwuje się wzrost objętości ferrytu, zarówno przez rozrost istniejących ziaren, jak i pojawianie się nowych obszarów ferrytowych w miejscach wcześniej zajmowanych przez perlit. Proces ten jest intensyfikowany przez fakt, że ferryt jest fazą bardziej stabilną termodynamicznie w niższych zakresach zawartości węgla oraz w warunkach wielokrotnego podgrzewania bez zachodzenia pełnej rekrytalizacji i przemian powrotnych. W rezultacie mikrostruktura materiału ulega przekształceniu z pierwotnej struktury perlityczno-ferrytycznej w strukturę zdominowaną przez ferryt lub wręcz całkowicie ferrytyczną. Taka zmiana wpływa na właściwości mechaniczne materiału: zwiększa się plastyczność, a zmniejsza twardość i wytrzymałość, co może być istotne w kontekście trwałości eksploatacyjnej elementów żeliwnych pracujących w warunkach cyklicznie zmieniającej się temperatury.

#### 3.5.4. Ocena odporności na zmęczenie cieplne materiału wlewnicowego – analiza kryterialna

Po przeprowadzeniu badań materiałowych i określeniu podstawowych właściwości mechanicznych oraz fizycznych materiału dedykowanego do produkcji wlewnic, dokonano obliczeń wybranych kryteriów empirycznych odporności na zmęczenie cieplne, przedstawionych w Rozdziale 2.4.3. Kryteria te wyznaczono w funkcji liczby cykli obciążenia termicznego  $N$ , co pozwoliło przeanalizować wpływ zmian właściwości materiałowych na ich wartości. Uzyskane wyniki umożliwiają ocenę tendencji zmian odporności materiału, a także porównanie przydatności poszczególnych wskaźników do opisu badanego zjawiska.

Tabela 3.11 przedstawia komplet parametrów mechanicznych i fizycznych materiału dedykowanego do produkcji wlewnic, wymaganych do obliczeń kryteriów empirycznych odporności na zmęczenie cieplne. Dane te stanowią punkt wyjścia do analizy zmian wartości poszczególnych wskaźników w funkcji liczby cykli obciążenia termicznego.

Tabela 3.11 Podstawowe właściwości mechaniczne i fizyczne do oceny odporności na zmęczenie cieplne

Właściwości	Liczba cykli						
	0	10	20	30	40	50	60
$R_m$ [MPa]	107	63	65	63	66	60	52
$R_e$ [MPa]	74	56	58	58	58	59	50
$E$ [MPa]	72	69	67	64	60	59	53
$A$ [%]	1,07	0,71	0,55	0,43	0,55	0,32	0,28
$HB$	116	94	84	83	80	84	86
$\lambda$ [W/m·K]	66,3	57,9	62,7	62,8	61,3	60	58,6
$K_{IC}$ [MPa $\sqrt{m}$ ]	21,32	11,61	11,08	10,20	10,25	10,08	9,06
$\nu$	0,26						
$\alpha$ [1/K·10 <sup>-6</sup> ]	12,12						

Na podstawie parametrów zestawionych w Tabeli 3.11 wyznaczono wartości następujących kryteriów odporności na zmęczenie cieplne (w funkcji liczby cykli  $N$ ) korzystając z zależności przedstawionych w Rozdziale 2.4.3:

- Collouda  $K_{Cl}$  (2),
- Kadleca  $Z_o$  (3),
- Kattusa  $R_{Ktt}$ (4).

Obliczono również następujące współczynniki odporności wynikające z równań rozbudowanego kryterium Kadleca, uwzględniającego granicę plastyczności ( $R_e$ ), współczynnik Poissona ( $\nu$ ) oraz odporność na pękanie ( $K_{IC}$ ).

- odporność na zmęczenie cieplne  $Q$  (5),
- odporność na szoki termiczne  $R_T$  (6),
- odporność na propagację pęknięcia  $R_K$  (7).

Uzyskane wartości kryteriów oceny odporności na zmęczenie cieplne przedstawiono w Tabeli 3.12.

Tabela 3.12 Wartości kryteriów oceny odporności na zmęczenie cieplne

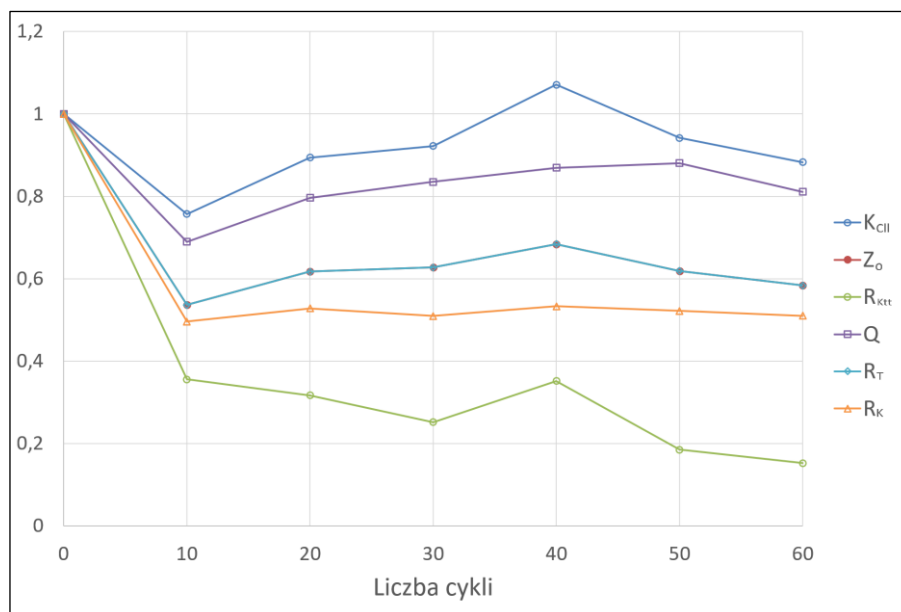
$N$	$K_{CII}$	$Z_o$	$R_{Ktt}$	$Q$	$R_T$	$R_K$
0	1,28E-05	8129	87,0	4160	6016	1199
10	9,73E-06	4362	31,0	2869	3228	595
20	1,15E-05	5019	27,6	3314	3714	633
30	1,18E-05	5101	21,9	3475	3774	611
40	1,38E-05	5564	30,6	3618	4117	639
50	1,21E-05	5034	16,1	3663	3725	626
60	1,13E-05	4744	13,3	3375	3510	612

Dla lepszej przejrzystości analizy dokonano normalizacji wartości obliczonych kryteriów względem stanu początkowego ( $N=0$ ) (Tabela 3.13). Takie podejście pozwala na porównywanie trendów zmian pomiędzy poszczególnymi wskaźnikami, niezależnie od ich bezwzględnej wartości. Dzięki normalizacji można łatwo porównać zmiany odporności materiału w kolejnych cyklach obciążenia cieplnego oraz wskazać momenty, w których tempo tych zmian jest największe.

Tabela 3.13 Wartości kryteriów oceny odporności na zmęczenie cieplne po normalizacji do punktu początkowego

$N$	$K_{CII}$	$Z_o$	$R_{Ktt}$	$Q$	$R_T$	$R_K$
0	1	1	1	1	1	1
10	0,757	0,537	0,356	0,690	0,537	0,496
20	0,894	0,617	0,317	0,797	0,617	0,528
30	0,922	0,627	0,252	0,835	0,627	0,510
40	1,071	0,684	0,352	0,870	0,684	0,533
50	0,942	0,619	0,185	0,881	0,619	0,522
60	0,883	0,584	0,153	0,811	0,584	0,510

Na Rysunku 3.54 przedstawiono przebieg zmian wartości kryteriów empirycznych odporności na zmęczenie cieplne, znormalizowanych względem stanu początkowego ( $N=0$ ).



Rysunek 3.54 Przebieg zmian wartości kryteriów odporności na zmęczenie ciepłe

Największe obniżenie wartości kryteriów występuje już po 10 cyklach, co pokazuje, że początkowe obciążenia cieplne są kluczowe dla zmian właściwości materiału. Kryterium Kattusa ( $R_{kt}$ ), zależne od wydłużenia przy zerwaniu, spada najbardziej dynamicznie, do 15–20% wartości początkowej po 60 cyklach. Jest to związane z małym wydłużeniem żeliwa szarego wynikającym z jego kruchości oraz dodatkowym wpływem cyklicznej obróbki cieplnej. Kryteria Kadleca ( $Z_o$ ) i  $R_T$  obniżają się stopniowo, stabilizując na poziomie około 60% wartości początkowej. Ich przebiegi są identyczne, gdyż dodatkowy współczynnik Poissona nie wpływa na wartości po normalizacji. Wskaźnik  $Q$ , oparty na granicy plastyczności  $R_e$ , stabilizuje się na poziomie 80–90%, co wynika z wolniejszej degradacji granicy plastyczności  $R_e$  w porównaniu z wytrzymałością na rozciąganie  $R_m$ . Kryterium  $R_K$ , odnoszące się do odporności na propagację pęknięć ( $K_{IC}$ ), po początkowym spadku utrzymuje się na poziomie około połowy wartości początkowej.

### 3.6. Analiza numeryczna pracy wlewnicy

Analizy zmian temperatury oraz pól przemieszczeń, odkształceń i naprężeń w modelu wlewnicy przeprowadzono przy użyciu oprogramowania MES. W tym celu wykorzystano komercyjne oprogramowanie Siemens Simcenter NX (wersja 2312/Update 8300) z modułem Simcenter 3D Multiphysics (oprogramowanie Thermal Flow i Nastran)

[165] [166]. Oprogramowanie to zostało również wykorzystane do opracowania charakterystyki nagrzewania próbek wewnątrz komory pieca wysokotemperaturowego oraz do określenia wymaganych parametrów pieca dla różnych faz cyklu grzanie-chłodzenie. W procesie wytwarzania wlewków stalowych we wlewnicach występuje kilka charakterystycznych etapów:

1. wypełnianie wnęki wlewnicy stopem o określonej temperaturze przy określonej szybkości zalewania,
2. krzepnięcie i chłodzenie stopu,
3. utworzenie szczeliny między wlewnicą a stopem,
4. usunięcie wlewka z wnęki formy wlewnicy i swobodne stygnięcie wlewnicy do temperatury otoczenia.

Początkowo powierzchnia ścianki wlewnicy ma kontakt z ciekłym metalem. Po utworzeniu tak zwanego naskórka odlewu, ściana wlewnicy wchodzi w kontakt z zestalonym stopem. W wyniku kurczenia się stygnącego wlewka i rozszerzania się wlewnicy w wyniku ogrzewania, powstaje wnęka wypełniona gorącym powietrzem. Po wybiciu wlewka, ścianki wlewnicy schładzają się swobodnie do temperatury otoczenia. W niniejszym przeprowadzono analizę zmian pola temperatury, przemieszczeń, odkształceń i naprężeń we wlewnicy zachodzących podczas produkcji wlewków stalowych przy użyciu dwóch modeli numerycznych: termicznego i naprężeniowego. Ze względu na złożoność przebiegu procesu, w modelach konieczne było zastosowanie szeregu uproszczeń, które opisano poniżej.

### 3.6.1. Analiza termiczna

#### 3.6.1.1. Warunki brzegowe

Czasy trwania poszczególnych etapów, które zostały przyjęte w modelu numerycznym, były takie same jak te stosowane w cyklu produkcyjnym na wydziale stalowni dla badanej geometrii wlewnicy. Przyjęto, że czas trwania cyklu produkcyjnego wynosi 6 h (21 600 s). Tabela 3.14 pokazuje podział cyklu produkcyjnego na różne etapy, które zostały przyjęte w modelu numerycznym, biorąc pod uwagę ich czas trwania.

Tabela 3.14 Etapy cyklu zastosowane w modelu termicznym

<b>Etap</b>	<b>Nazwa etapu</b>	<b>Czas początkowy (s)</b>	<b>Czas końcowy (s)</b>
1	Wypełnianie wlewnicy metalem	0	150
2	Krzepnięcie i chłodzenie stopu	150	18 000
3	Tworzenie szczeliny	18 000	21 600
4	Wybicie wlewka	21 600	21 600

W analizowanym modelu uwzględniono geometrię wlewnicy, wlewka stalowego oraz geometrię płyty pośredniej. Do opisu wymiany ciepła pomiędzy elementami modelu numerycznego zastosowano warunek brzegowy kontaktu powierzchnia – powierzchnia z przypisaniem współczynnika przenikania ciepła. Warunek brzegowy swobodnej konwekcji do otoczenia  $\alpha$  ( $\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ) został użyty do opisu wymiany ciepła między wlewkiem a otoczeniem. W Tabeli 3.14 przedstawiono etap wypełniania wlewnicy ciekłą stalą (etap 1), jednak w modelu numerycznym przyjęto parametry wymiany ciepła i konwekcji odpowiadające etapowi drugiemu, tj. krzepnięciu i chłodzeniu wlewka. Przyjęte uproszczenie wynikało z faktu, iż etap zalewania (150 s) jest bardzo krótki w stosunku do całkowitego czasu procesu (21 600 s) oraz ze względu na niewielką dynamikę zmian pól temperatury w tym okresie. Pominięcie etapu 1 nie wpływa na wyniki rozkładów pól temperatury, a jednocześnie istotnie upraszcza model numeryczny. Tabela 3.15 przedstawia zastosowane warunki brzegowe wymiany ciepła w analizowanym modelu numerycznym.

Tabela 3.15 Wartości współczynników wymiany ciepła, które zostały wykorzystane w modelu termicznym

<b>Etap</b>	<b>Para oddziaływań</b>	<b>Współczynnik wymiany ciepła (<math>\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}</math>)</b>	<b>Współczynnik konwekcji <math>\alpha</math> (<math>\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}</math>)</b>
1,2	Wlewnica – Ciekła stal	200	-
3	Wlewnica – Ciekła stal	100	-
1,2,3,4	Wlewnica – Otoczenie	-	15
1,2,3,4	Wlewnica – Otoczenie	-	10
1,2,3,4	Wlewnica – Płyta podwlewnicowa	50	-
1,2,3	Wlewnica – Płyta podwlewnicowa	50	-

Wartości współczynników wymiany ciepła i konwekcji określono poprzez dopasowanie ich wartości w trakcie przeprowadzanych analiz numerycznych do rezultatów pomiarów temperatury i przemieszczenia uzyskanych na doświadczalnym stanowisku zalewowym, co zapewniło zgodność wyników modelu numerycznego z rzeczywistymi warunkami procesu.

W modelu termicznym przyjęto zależność właściwości termofizycznych żeliwa od temperatury. Tabela 3.16 określa wartości gęstości, przewodności cieplnej i ciepła właściwego, które zostały wykorzystane w modelu numerycznym. Początkowa temperatura wlewnicy wynosiła 20 °C, a początkowa temperatura stopu 1450 °C. W praktyce oddziałów stalowniczych stosuje się wygrzewanie wlewnic do temperatury rzędu 100–150 °C przed zalaniem ciekłą stalą, co ma na celu ograniczenie początkowego szoku cieplnego. Podczas prób prowadzonych na rzeczywistym stanowisku zalewowym w warunkach odlewni wlewnica nie była wygrzewana ze względu na brak możliwości technicznych przeprowadzenia takiego procesu, dlatego w modelu numerycznym przyjęto temperaturę początkową 20 °C. Wyznaczone numerycznie zmiany pola temperatury podczas cyklu produkcyjnego zostały przyjęte jako obciążenie cieplne materiału wlewka podczas analizy naprężeń w celu określenia składowych tensora naprężeń w jego ściankach. Parametry materiałowe przedstawione w Tabeli 3.16 zostały przyjęte na podstawie danych z biblioteki materiałowej oprogramowania Simcenter NX i MagmaSoft. Na Rysunku 3.55 przedstawia model numeryczny wlewnicy i wlewka stalowego.

Tabela 3.16 Właściwości termofizyczne żeliwa szarego i ciekłej stali

Materiał	Przewodność cieplna		Gęstość		Ciepło właściwe	
	$T$ (°C)	$\lambda$ (W/m · °C)	$T$ (°C)	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$T$ (°C)	$c_p$ (J/kg · °C)
Żeliwo szare	20	54	7000		30	467
	500	48,5			500	741
	1160	40			725	1100
	1173	38			1160	844
	2000	38			1600	871
Ciekła stal	20	50	7829		20	844
	50	35			400	483
	700	29			800	521
	1600	27			1600	596

W modelu numerycznym zastosowano nieliniowe elementy czworoboczne. Siatka została zagęszczona w rejonach styku wlewnicy i wlewka w celu zwiększenia dokładności odwzorowania zjawisk wymiany ciepła zachodzących między tymi elementami.

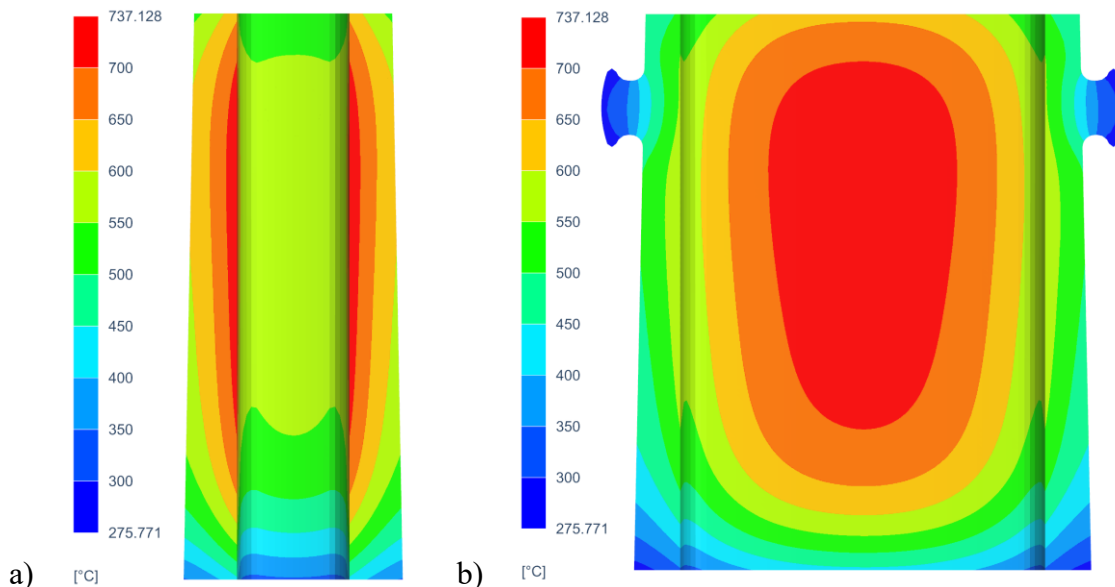


Rysunek 3.55 Model numeryczny wlewnicy wraz z wlewkiem stalowym

### 3.6.1.2. Wyniki analizy termicznej

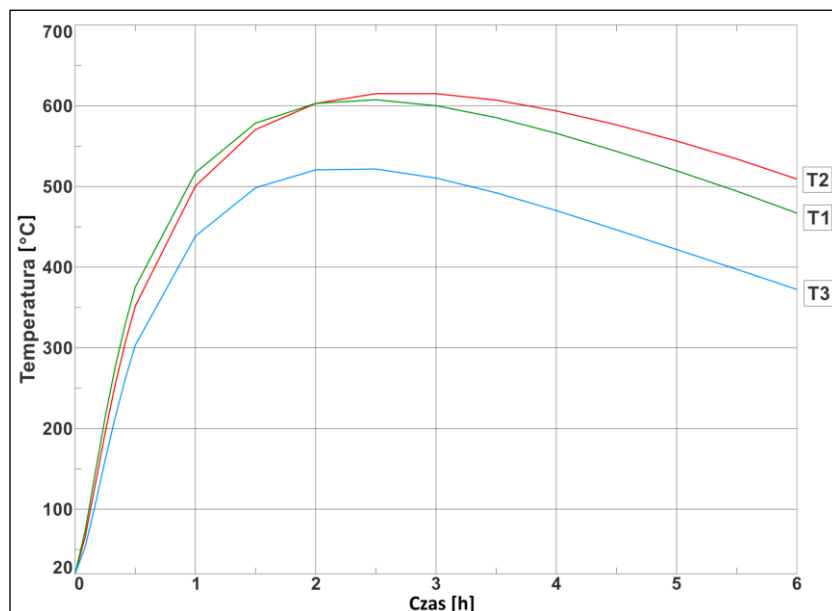
Wyznaczenie składowych tensora naprężeń i odkształceń wewnątrz ścianek wlewnicy, a także opracowanie założeń do obróbki cieplnej próbek użytych w statycznej próbie rozciągania, próbek do wyznaczania parametrów z zakresu mechaniki pęknięcia i próbki do badania zmienności przewodności cieplnej pod wpływem cyklicznego obciążenia termicznego wymagało wcześniejszego określenia zmian temperatury w ściankach formy.

Rysunek 3.56a przedstawia pole temperatury w przekroju poprzecznym przechodzącym przez środek dłuższych ścian wlewnicy, gdy temperatura ściany zewnętrznej osiąga najwyższą wartość. Jest to również moment, w którym wlewnica pochłania maksymalną wartość energii cieplnej podczas cyklu produkcyjnego. Z drugiej strony, Rysunek 3.56b pokazuje pole temperatury w przekroju poprzecznym przez środek krótszych ścianek wlewnicy w tym samym kroku czasowym.

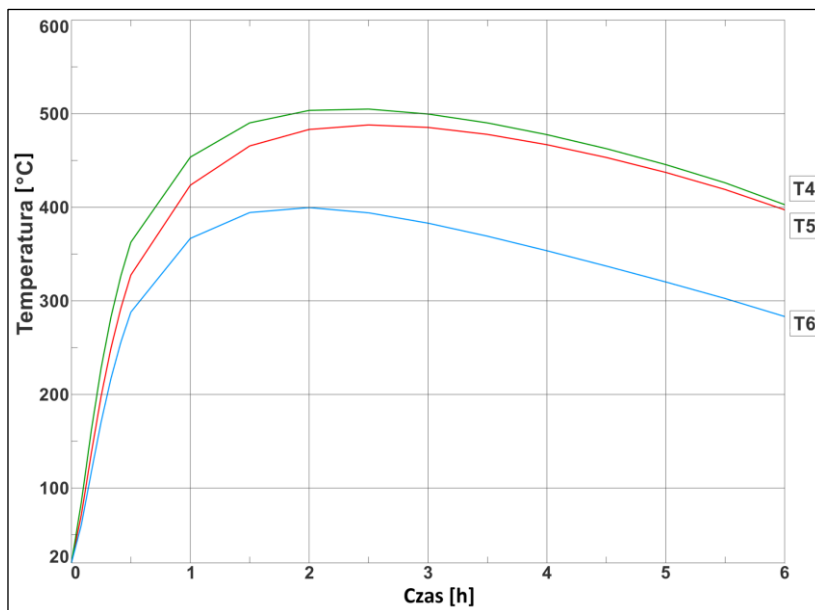


Rysunek 3.56 Pola temperatury w przekrojach ścian, gdy wlewnica absorbowała maksymalną energię cieplną: a) przekrój przechodzący przez środek dłuższych ścianek wlewnicy, b) przekrój przechodzący przez środek krótszych ścianek wlewnicy

Rysunek 3.57 przedstawia krzywe zmian temperatury na zewnętrznej powierzchni dłuższej ścianki wlewnicy w punktach T1, T2 i T3 (gdzie termopary zostały umieszczone podczas eksperymentalnych testów stanowiskowych, jak pokazano na Rysunku 3.10). Rysunek 3.58 przedstawia analogiczne krzywe zmian temperatury, które zostały określone na zewnętrznej powierzchni krótszej ścianki wlewnicy w punktach T4, T5 i T6.



Rysunek 3.57 Numerycznie określone zmiany temperatury w punktach T1, T2 i T3 (zlokalizowanych na dłuższym boku wlewnicy)



Rysunek 3.58 Numerycznie określone zmiany temperatury w punktach T4, T5 i T6 (zlokalizowanych na krótszym boku wlewnicy)

Jak wynika z obliczeń numerycznych, środkowa i górna część wlewnicy miała temperaturę o około 100 °C wyższą niż jego dolna część; różnicę w temperaturach tych części wlewnicy podczas cyklu produkcyjnego można zaobserwować na Rysunkach 3.57 i 3.58. Maksymalna zarejestrowana temperatura centralnej części dłuższego boku wlewnicy wynosiła 622 °C (Rysunek 3.57, krzywa T2), podczas gdy dla krótszego boku temperatura centralnej części w punkcie pomiarowym T4 osiągnęła 505 °C (Rysunek 3.58). Maksymalne temperatury na zewnętrznej ścianie wlewnicy pojawiły się około 2 godziny po wypełnieniu wnęki wlewnicy ciekłym stopem.

Wyniki pomiarów temperatury przeprowadzonych na doświadczalnym stanowisku zalewowym zostały szczegółowo omówione w Rozdziale 3.2.3 oraz przedstawione graficznie na Rysunkach 3.13 i 3.14. W Tabeli 3.17 zestawiono wartości temperatury uzyskanych z pomiarów i analiz numerycznych MES. W tabeli tej dokonano również bezpośredniego porównania obu wyników oraz wyznaczono odpowiadające im błędy bezwzględne i względne, co pozwoliło na ocenę zgodności obliczeń numerycznych z danymi eksperymentalnymi oraz na sprawdzenie przyjętego kryterium poprawności doboru współczynników wymiany ciepła i konwekcji.

Tabela 3.17 Porównanie wyników pomiarów temperatury na stanowisku zalewowym i wyników analizy MES

Oznaczenie punktu pomiaru temperatury	Rzeczywiste stanowisko zalewowe [°C]	Analiza MES [°C]	Błąd bezwzględny $\Delta$ [°C]	Błąd względny $\delta$ [%]
T1	590	605	15	2,54
T2	590	622	32	5,42
T3	545	510	35	6,42
T4	450	505	55	12,22
T5	445	475	30	6,74
T6	399	400	1	0,25

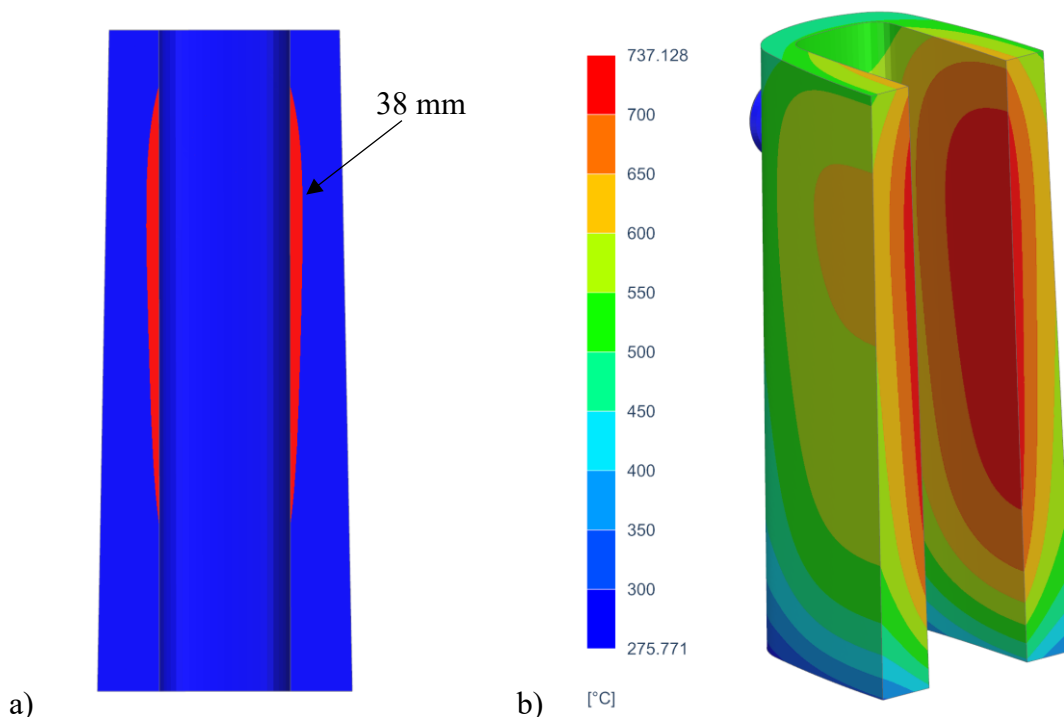
Analiza porównawcza wyników pomiarów i obliczeń numerycznych wykazała, że w pięciu z sześciu punktów pomiarowych błąd względny nie przekraczał przyjętego progu 10%, co potwierdza zgodność modelu z danymi eksperymentalnymi. Jedynie w punkcie T4 odnotowano wyższy błąd względny, wynoszący 12,22%. Może to wynikać z faktu, że w bezpośrednim sąsiedztwie tego punktu znajduje się odlewany element transportowy, który lokalnie wpływa na rozkład temperatury i mógł zaburzyć dokładność pomiaru. Z uwagi na to, że pozostałe punkty spełniają kryterium poprawności, a większy błąd w punkcie T4 można uzasadnić wpływem elementu transportowego, uznano kryterium za spełnione, a przyjęte wartości współczynników wymiany ciepła i konwekcji (Tabela 3.15) za poprawne.

Zgodność wyników eksperymentalnych i symulacyjnych została potwierdzona pomiarami kontrolnymi z wykorzystaniem kamery termowizyjnej (Rysunek 3.15). Dwie godziny po zalaniu wlewnicy ciekłym stopem temperatura w punkcie pomiarowym T2 wynosiła odpowiednio: 599 °C (kamera), 590 °C (termopara), 622 °C (MES). Pomiar powtórzono po 6 godzinach (moment oddzielenia formy wlewnicy od stalowego wlewka): dla punktu T1 uzyskano odpowiednio: 422 °C (kamera), 410 °C (termopara), 460 °C (MES).

W analizie numerycznej przeanalizowano położenie izotermy 700 °C w badanej wlewnicy w czasie (Rysunek 3.59b). Na podstawie obserwacji i badań metalograficznych ustalono, że przekroczenie granicy 700 °C prowadzi do degradacji materiału widocznej

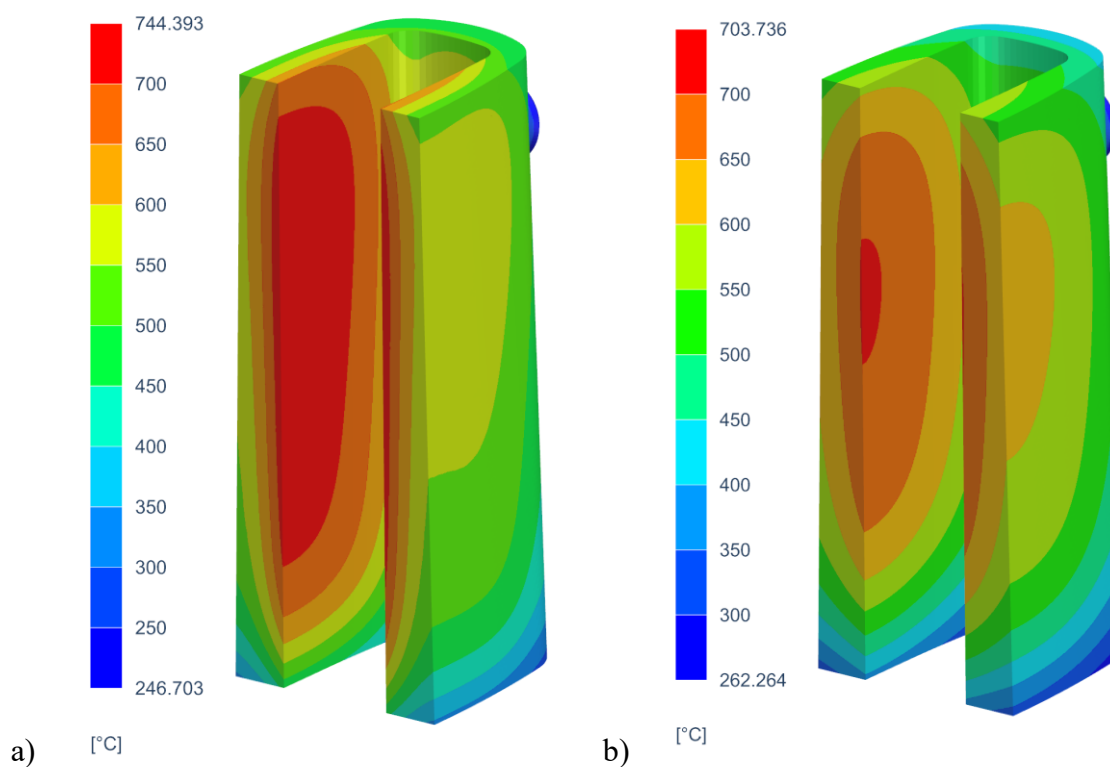
w postaci siatki pęknięć wskutek uszkodzeń mikrostrukturalnych oraz przemian fazowych. Zdefiniowano maksymalną głębokość penetracji tej izotermy (największą „grubość” strefy oddziaływania), która determinuje obszar krytyczny. Poza tą strefą dominującym mechanizmem uszkodzeń są naprężenia cieplne. Obserwowane pęknięcia inicjują głównie na zewnętrznych ścianach oraz na krawędziach połączenia ściany zewnętrznej z powierzchnią górną i dolną wlewnicy, gdzie dominują naprężenia rozciągające. Położenie i zasięg strefy izotermy 700 °C przedstawiono na Rysunku 3.59.

Zmierzona maksymalna głębokość penetracji izotermy 700 °C wyniosła 38 mm po upływie 3 godzin od zalania wlewnicy ciekłym stopem (Rysunek 3.59a). Podczas analizy propagacji szczeliny zmęczeniowej istotne jest uwzględnienie strefy oddziaływania tej izotermy. Jeżeli obszar najbardziej niebezpieczny, w którym prawdopodobieństwo inicjacji pęknięcia jest największe, zlokalizowany jest w przekroju ścianki objętym wpływem izotermy, wówczas konieczne staje się przeprowadzenie analizy żywotności z uwzględnieniem zmniejszonej efektywnej grubości ścianki, pomniejszonej o głębokość penetracji izotermy.



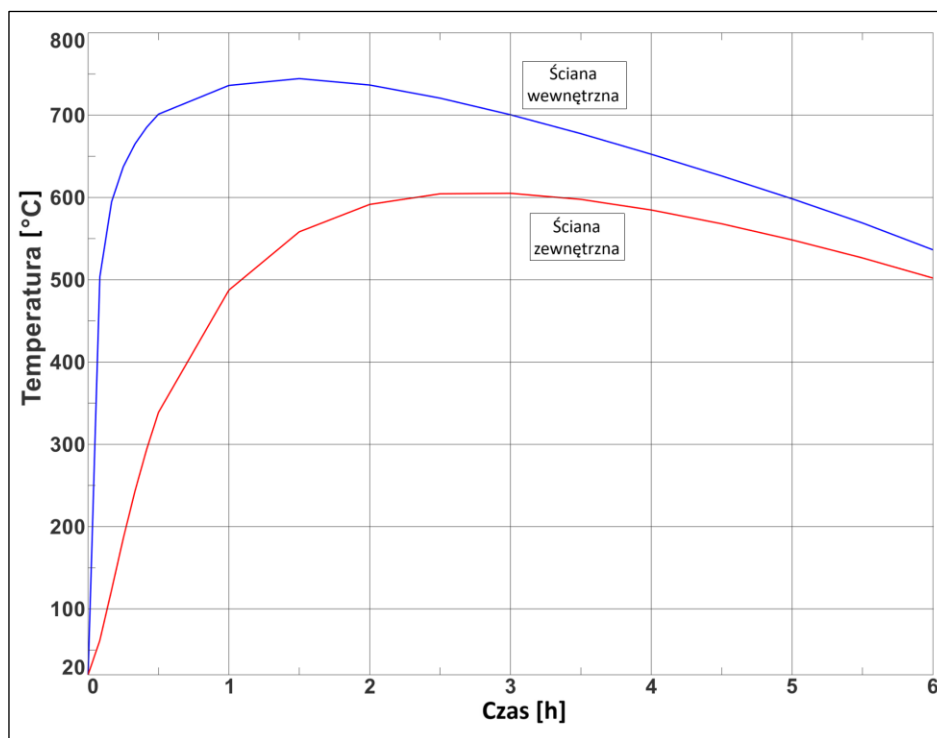
Rysunek 3.59 Strefa wpływu izotermy 700 °C: a) położenie i głębokość izotermy 700 °C, b) pole temperatury wlewnicy po upływie 3 godzin od zalania wlewnicy

Rysunek 3.60a przedstawia rozkład pola temperatury w przekroju ściany po 65 minutach od zalania, kiedy maksymalną temperaturę osiągnęła ścianka wewnętrzna. Rysunek 3.60b pokazuje natomiast rozkład pól temperatury po 3 godzinach, gdy maksymalną temperaturę nagrzania osiągnęła ścianka zewnętrzna. Analiza rozkładu temperatur w przekroju ściany wlewnicy miała na celu określenie maksymalnych temperatur nagrzania powierzchni wewnętrznej i zewnętrznej wlewnicy oraz wyznaczenie czasu, w którym wartości te są osiąganę. Na tej podstawie przyjęto kryterium temperatury nagrzania próbek oraz czas potrzebny do uzyskania stanu cieplnego odpowiadającego warunkom pracy wlewnicy.



Rysunek 3.60 Pola temperatury przy: a) maksymalnym nagrzaniu wewnętrznej ściany wlewnicy, b) maksymalnym nagrzaniu zewnętrznej ściany wlewnicy

Rysunek 3.61 prezentuje krzywe zmian temperatury w punktach zlokalizowanych na wewnętrznej i zewnętrznej powierzchni dłuższej ściany wlewnicy, w połowie jej wysokości.



Rysunek 3.61 Zmiany temperatury w połowie wysokości wewnętrznej i zewnętrznej ściany wlewnicy wyznaczone metodą MES

Maksymalna temperatura wewnętrznej ścianki wyniosła 744 °C, a zewnętrznej 605 °C. Przyjęto średnią wartość 674,5 °C jako reprezentatywną maksymalną temperaturę nagrzania próbek podczas cyklicznego ogrzewania i chłodzenia w piecu wysokotemperaturowym (procedurę zmęczenia cieplnego przedstawiono w Rozdziale 3.3). Czas osiągnięcia tej temperatury przez próbkę przyjęto równy 65 minut, odpowiadający momentowi, w którym wewnętrzna powierzchnia wlewnicy osiąga wartość maksymalną. Nie zastosowano średniego czasu nagrzewania, gdyż w praktyce wlewnica po zalaniu ciekłym metalem doświadcza szoku cieplnego. Uśrednienie wartości temperatury uzasadnione jest tym, że w rzeczywistych warunkach eksploatacyjnych materiał ścianki pracuje w zróżnicowanym polu temperaturowym, a średnia wartość lepiej odzwierciedla globalne warunki cieplne oddziałujące na materiał próbki. Dzięki temu opracowana procedura badań zmęczeniowych w piecu wysokotemperaturowym wiernie odwzorowuje warunki termiczne rzeczywistej eksploatacji wlewnicy.

Szczegółowe przebiegi wartości temperatury w funkcji czasu  $T(t)$  w wybranych punktach na przekroju grubość ścianki, które zostaną zidentyfikowane jako strefy niebezpieczne na podstawie analizy naprężeń, zostaną przedstawione w dalszej części pracy.

### 3.6.2. Analiza przemieszczeniowo – naprężeniowa

Poprawne przeprowadzenie analizy przemieszczeniowo – naprężeniowej stanowi kluczowy etap całego procesu prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnicy. Podstawą do wykonania tej analizy jest opracowana, szczegółowa tablica materiałowa, obejmująca wyniki badań fizycznych i mechanicznych żeliwa zastosowanego do produkcji wlewnicy. Uwzględnienie w modelu numerycznym charakterystycznych właściwości materiału, takich jak wytrzymałość na rozciąganie, moduł sprężystości, przewodność cieplna czy wydłużenie w funkcji temperatury pozwoliło na dokładne odtworzenie rzeczywistych warunków pracy wlewnicy.

Istotnym elementem przygotowania do analizy było także wyznaczenie rozkładów zmienności pól temperatury w trakcie cyklu eksploatacyjnego wlewnicy. Dane te umożliwiły określenie warunków brzegowych obciążenia, które następnie zostały wprowadzone do modelu numerycznego. Dzięki temu możliwe było przeprowadzenie analizy rozkładu pól naprężeń i przemieszczeń, odzwierciedlającej rzeczywiste zjawiska zachodzące w konstrukcji wlewnicy podczas cyklu eksploatacyjnego.

W niniejszym rozdziale przedstawiono szczegółowy przebieg analizy naprężeniowo–przemieszczeniowej, począwszy od określenia warunków brzegowych, aż po prezentację i interpretację uzyskanych wyników.

#### 3.6.2.1. Warunki brzegowe

W modelu przemieszczeniowo - naprężeniowym uwzględniono model geometryczny wlewnicy i płyty podwlewnicowej, pozostałe części stanowiska zalewowego, które były obecne w modelu temperaturowym, zostały usunięte.

Model numeryczny zakładał istnienie dwóch wzajemnie prostopadłych płaszczyzn symetrii, które przecinały się w pionowej osi wlewnicy. Założono, że dolna powierzchnia płyty podwlewnicowej nie była przemieszczana w kierunku osi wlewnicy. Powyższe założenia stanowiły spełnienie warunku brzegowego utwierdzenia modelu.

Zmiany naprężeń termicznych podczas kolejnych faz cyklu nagrzewania i chłodzenia wlewnicy były wyznaczone co 300 s. Obciążenie termiczne wlewka było definiowane przez następujące po sobie w czasie pola temperatur, które zostały

zaimportowane z modelu temperaturowego. W Tabeli 3.18 przedstawiono przyjęte w analizie warunki brzegowe.

Tabela 3.18 Warunki brzegowe analizy naprężeniowo – przemieszczeniowej.

Warunek brzegowy	Opis
Utwardzenie 1, 2	Utwardzenie wzdłuż dwóch płaszczyzn symetrii modelu
Utwardzenie 3	Utwardzenie płaszczyzny dolnej w osi pionowej
Obciążenie	Pole temperatury we wlewnicy
Grawitacja	Model umieszczony w polu grawitacyjnym
Krok czasowy	300 s
Material	Właściwości fizyczne i mechaniczne przyjęte na podstawie przeprowadzonych badań własnych

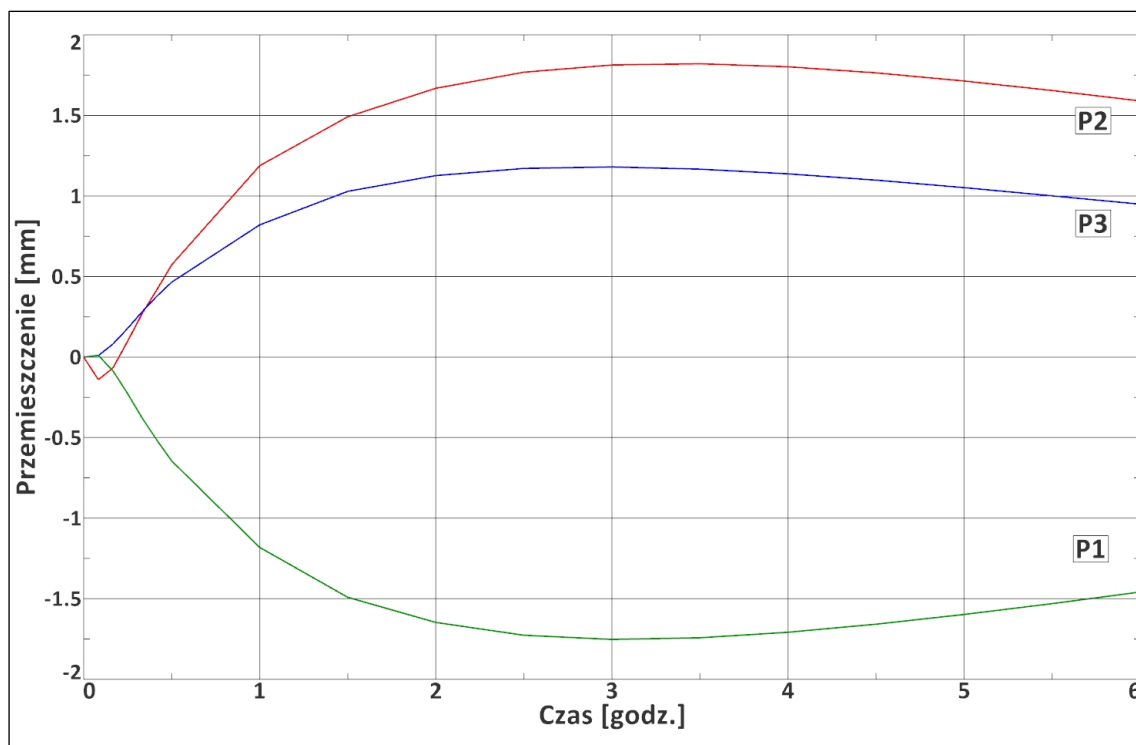
Gęstość siatki elementów skończonych była taka sama zarówno dla modelu naprężeń, jak i temperatury. Tabela 3.19 przedstawia właściwości mechaniczne i fizyczne materiału, które zostały przyjęte w obliczeniach dla modelu strukturalnego.

Tabela 3.19 Właściwości mechaniczne żeliwa szarego przyjęte w numerycznej analizie strukturalnej.

Temperatura (°C)	20	400	750	1000	1160	2000
Wytrzymałość na rozciąganie $R_m$ [MPa]	107	80	19	11	3	1
Granica plastyczności $R_e$ [MPa]	84	74	16	10	2	0,5
Moduł Younga $E$ [GPa]	74	55	22	19	18	2
Współczynnik Poissona $\nu$	0,26	0,26	0,26	0,26	0,26	0,26
Współczynnik rozszerzalności cieplnej $\times 10^{-6}$ [1/K]	12,12	11,91	11,91	11,17	-25,42	34,84

## 3.6.2.2. Wyniki analizy przemieszczeniowej

Rysunek 3.62 przedstawia obliczone numerycznie zmiany przemieszczenia, które wystąpiły w punktach P1, P2 i P3, odpowiadających miejscom pomiaru przemieszczenia na rzeczywistym stanowisku (Rysunek 3.11a).



Rysunek 3.62 Zmiany przemieszczenia ścianki wlewnicy wyznaczone numerycznie w punktach P1, P2 i P3 (Rysunek 3.11a)

Na Rysunku 3.63 przedstawiono rozkład przemieszczeń ścian wlewnicy dla kroku czasowego, gdy zarejestrowano największe wartości przemieszczeń.

Analiza numeryczna wykazała maksymalne przemieszczenie ściany równe 1,8 mm w części środkowej w punkcie P2, skierowane do wnętrza wlewnicy. W dolnej strefie w punkcie P3 odnotowano przemieszczenie 1,3 mm o tym samym zwrocie, natomiast górna część ścianki, w punkcie P1 przemieściła się na zewnątrz wlewnicy względem położenia początkowego. Wartość przemieszczenia wyniosła -1,7 mm.



co, w odniesieniu do przyjętych kryteriów wytrzymałościowych umożliwiło wytypowanie rejonów podatnych na inicjację pęknięć oraz ocenę ich dalszej propagacji. Analizy te stanowią podstawę do wniosków dotyczących bezpieczeństwa eksploatacji i kierunków ewentualnej optymalizacji geometrii wlewnicy.

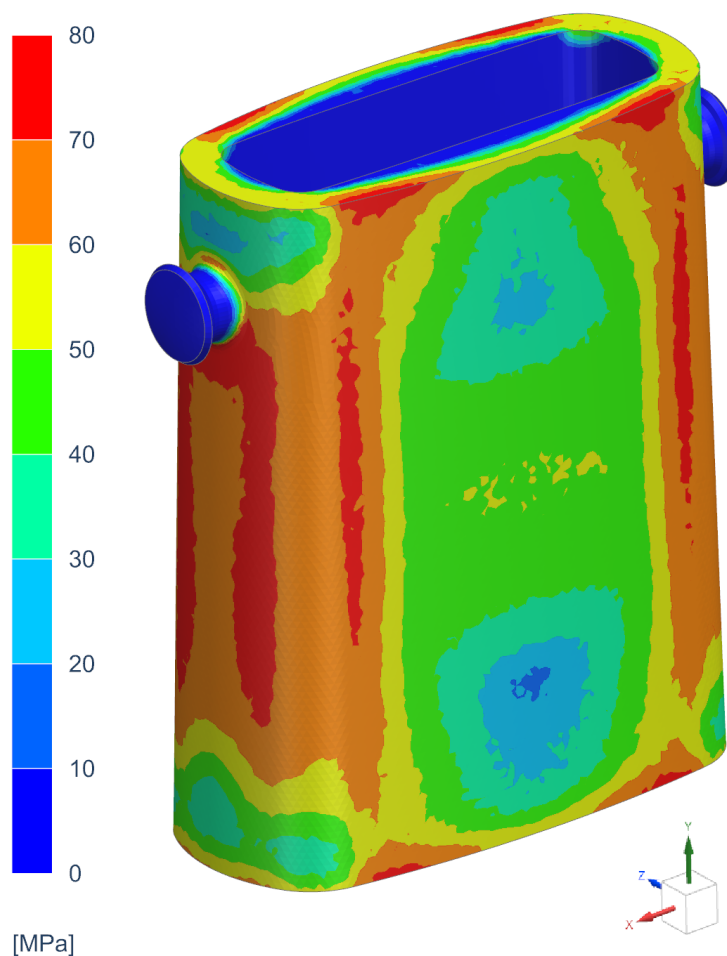
Przyjęta metodyka prognozowania trwałości zmęczeniowej dzieli proces na dwa etapy: inicjację oraz propagację pęknięcia. W okresie inicjacji kluczowa jest ocena naprężeń i odkształceń głównych na powierzchni zewnętrznej wlewnicy, gdzie ujawniają się efekty karbów i nierównomierności geometrycznych. Analiza tych wielkości pozwala wskazać miejsca potencjalnego powstania pęknięć inicjujących oraz oszacować liczbę cykli do ich inicjacji zgodnie z przyjętą hipotezą zmęczeniową.

W okresie propagacji główny nacisk kładziony jest na ocenę pola naprężeń w przekroju ściany wlewnicy w obszarach wcześniej wskazanych jako krytyczne. Rozkład i orientacja składowych naprężeń w przekroju determinują kierunek rozwoju szczeliny (rozwój prostopadle do maksymalnej składowej rozciągającej) oraz prędkość jej wzrostu aż do osiągnięcia rozmiaru krytycznego. Takie rozdzielanie analiz umożliwia spójne powiązanie wyników obliczeń pól naprężeń i odkształceń z oceną trwałości zmęczeniowej na etapie powstawania i dalszego wzrostu pęknięcia.

W dalszej części rozdziału najpierw przedstawiono wyniki analizy pól naprężeń i odkształceń głównych na powierzchni wlewnicy, a następnie na ich podstawie zidentyfikowano strefy niebezpieczne szczególnie narażone na powstanie pęknięcia inicjującego oraz oszacowano z wykorzystaniem narzędzi numerycznych trwałość okresu inicjacji zgodnie z przyjętą hipotezą zmęczeniową.

Po zakończeniu części poświęconej inicjacji analizę ukierunkowano na wyznaczenie składowych stanu naprężenia w przekroju niebezpiecznym, dążąc do jednoznacznego wskazania największej składowej rozciągającej, kluczowej dla mechanizmu wzrostu szczeliny.

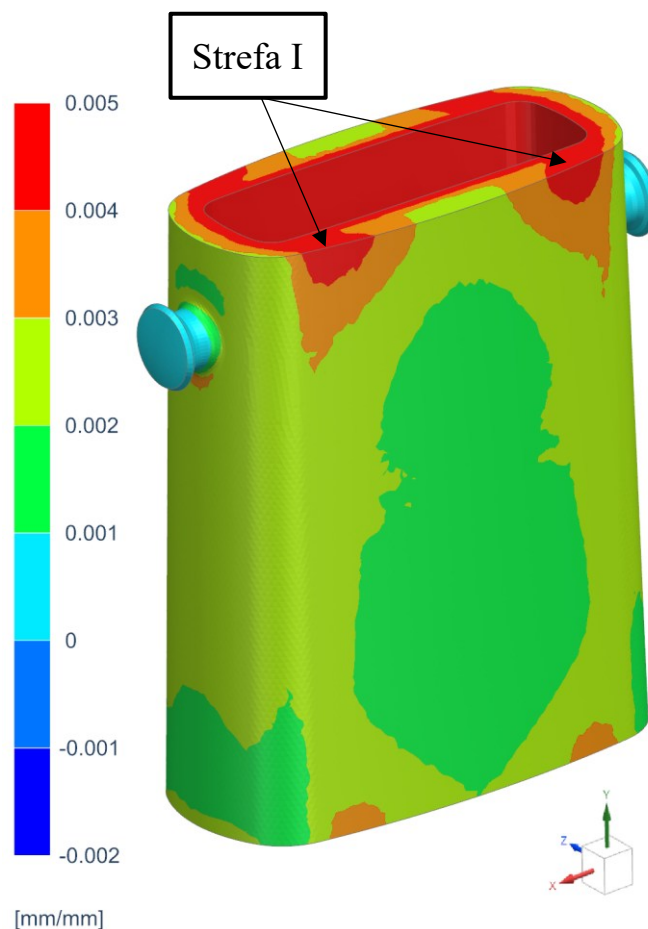
Rysunek 3.64 przedstawia rozkład maksymalnych naprężeń głównych  $\sigma_1$  na powierzchni zewnętrznej analizowanej konstrukcji wlewnicy.



Rysunek 3.64 Pole naprężeń głównych  $\sigma_1$  w chwili osiągnięcia maksymalnych wartości

Z przeprowadzonej analizy wynika, że maksymalne wartości naprężeń  $\sigma_1$  lokalnie osiągają poziom około 80 MPa. Najwyższe wartości występują przede wszystkim w niewielkich strefach na ścianie zewnętrznej wlewnicy, a także miejscowo w rejonie krawędzi łączącej powierzchnię zewnętrzną z powierzchniami górną i dolną. Koncentracje naprężeń w tych obszarach mogą stanowić potencjalne miejsca inicjacji pęknięć w materiale. Ponieważ mapa naprężeń wskazuje kilka potencjalnych stref niebezpiecznych, konieczne jest uzupełnienie oceny o analizę pola odkształceń głównych, tak aby na drodze złożonej analizy jednoznacznie wytypować miejsce niebezpieczne do dalszych obliczeń trwałości okresu inicjacji.

Na Rysunku 3.65 przedstawiono pole odkształceń głównych na ścianach wlewnicy, które stanowi podstawę do zawężenia liczby lokalizacji obszarów inicjacji pęknięć.

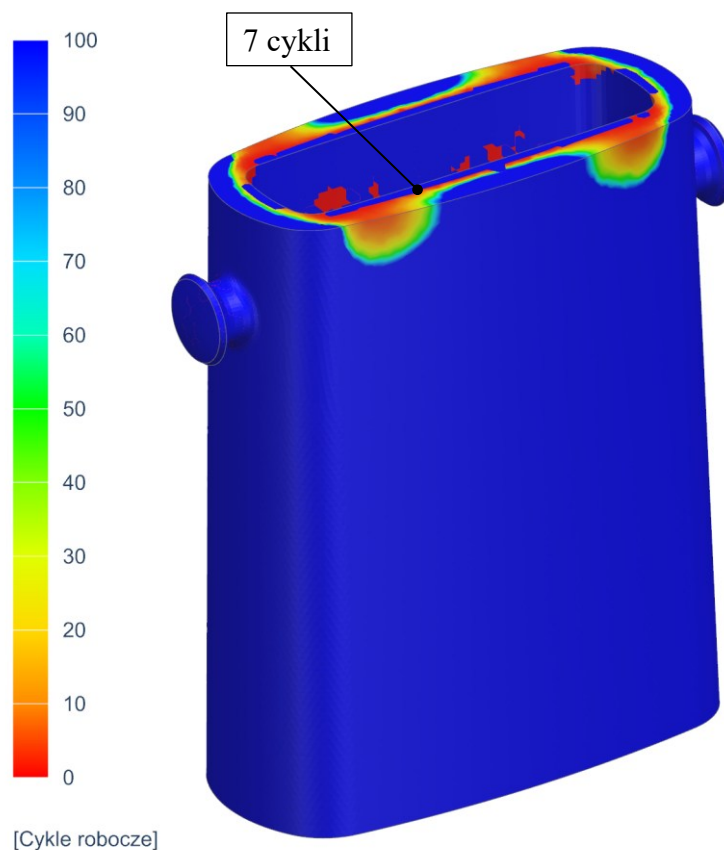


Rysunek 3.65 Pole odkształceń głównych w analizowanej wlewnicy w chwili maksymalnych wartości z zaznaczoną strefą niebezpieczną

Analiza pola odkształceń głównych uzupełniła wyniki analizy naprężeniowej i pozwoliła jednoznacznie zawęzić lokalizację strefy niebezpiecznej do krawędzi łączącej powierzchnię boczną z płaszczyzną górną wlewnicy, w okolicach połączenia ściany szerokiej z wąską. W tym rejonie współwystępują wysokie wartości odkształceń  $\varepsilon_1$  oraz niekorzystne naprężenia rozciągające, co sprzyja inicjacji pęknięcia. Na Rysunku 3.65 miejsce to oznaczono jako Strefę I, stanowiącą punkt odniesienia do dalszych obliczeń trwałości w okresie inicjacji.

Przeprowadzoną analizę naprężeniowo–odkształceniową, uzupełniono oceną trwałości inicjacji pęknięcia w oprogramowaniu Simcenter NX / Durability [177] z wykorzystaniem koncepcji płaszczyzny krytycznej i hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego  $\Delta\varepsilon_{max}$ . Została ona oparta na mapach naprężeń i odkształceń głównych wyznaczonych na powierzchni wlewnicy. Na tej podstawie, zgodnie z przyjętą hipotezą zmęczeniową, oszacowano trwałość okresu inicjacji, uzyskując zgodność

wskazanej strefy krytycznej we wszystkich zastosowanych kryteriach. Mapę prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{f_1}$  przedstawia Rysunek 3.66.

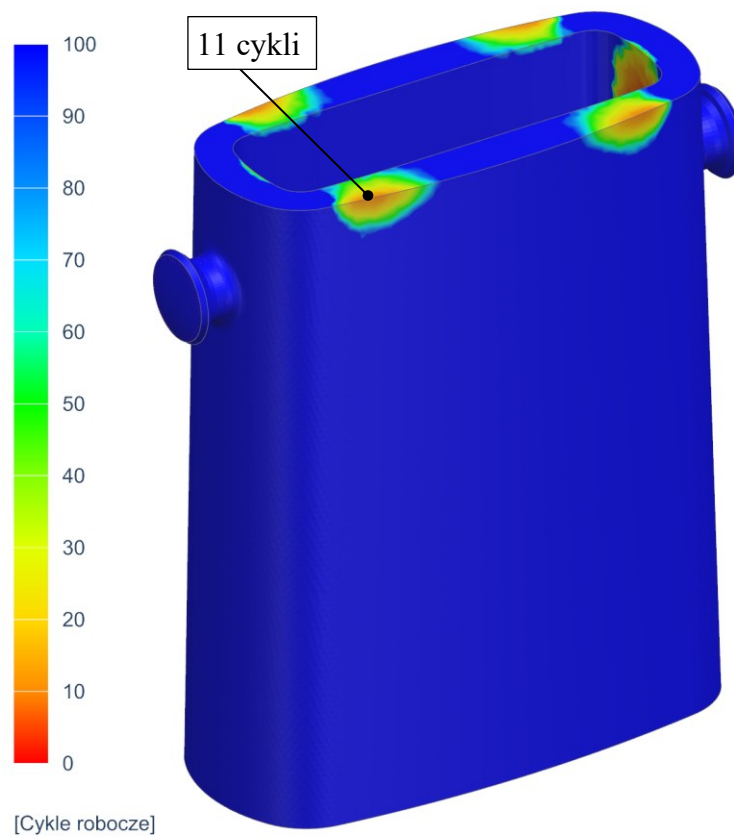


Rysunek 3.66 Mapa prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{f_1}$  dla wlewnicy, hipoteza  $\Delta\epsilon_{max}$

Najwyższe ryzyko inicjacji potwierdziło Strefę I (krawędź przecięcia płaszczyzny górnej z powierzchnią boczną) jako miejsce niebezpieczne, Obliczenia w module Simcenter NX / Durability wskazały trwałość do inicjacji pęknięcia równą 7 cykli.

Przyjęty model poddano dodatkowej analizie szacowania trwałości okresu inicjacji pęknięcia, wykorzystując hipotezę Smitha–Watsona–Toppera (SWT) oraz koncepcję płaszczyzny krytycznej. Hipoteza SWT jest oparta na iloczynie maksymalnego naprężenia normalnego w cyklu  $\sigma_1$  oraz amplitudy odkształcenia normalnego  $\frac{\Delta\epsilon_1}{2}$  na wybranej płaszczyźnie materiału.

Rysunek 3.67 przedstawia mapę prognozowanej liczby cykli do inicjacji  $N_{f_1}$  po przeprowadzonej analizie trwałości z wykorzystaniem hipotezy SWT.



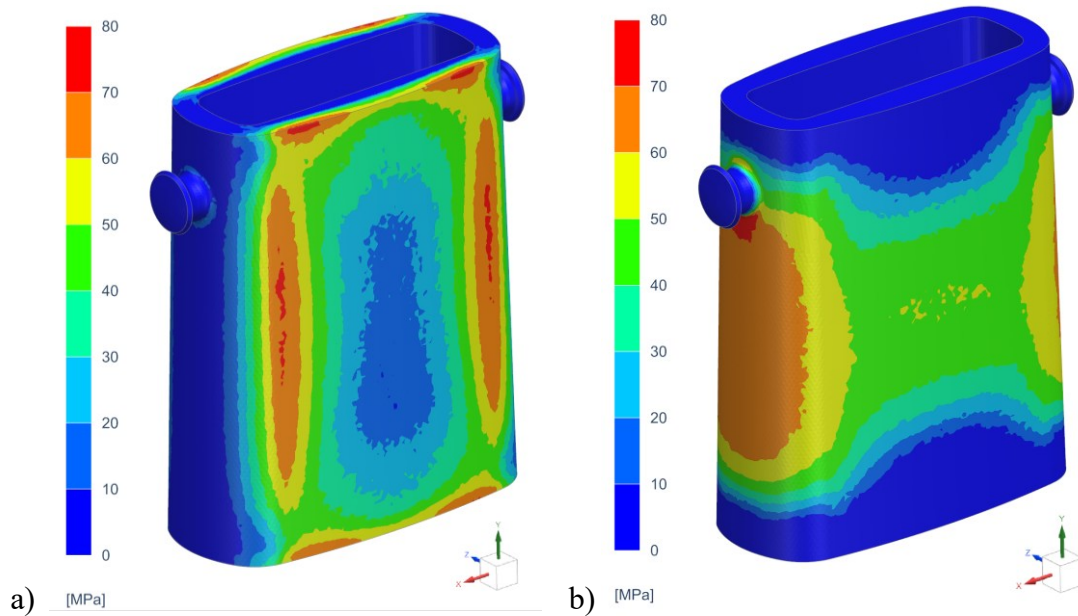
Rysunek 3.67 Mapa prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{f_1}$  dla wlewnicy, hipoteza SWT

Wyniki otrzymane z zastosowaniem hipotezy SWT wskazują tę samą lokalizację strefy niebezpiecznej co w analizie z zastosowaniem hipotezy  $\Delta\epsilon_{max}$ , natomiast prognozowane wartości  $N_{f_1}$  są wyższe (dłuższa trwałość do inicjacji). Zaobserwowano, że maksymalne wartości naprężenia  $\sigma_1$  i odkształcenia  $\epsilon_1$  nie występują w tym samym czasie, naprężenia osiągają wartość maksymalną bezpośrednio po zalaniu wlewnicy ciekłą stalą, natomiast odkształcenia dopiero po około 60 min. Takie zjawisko powoduje, że w ocenie SWT liczonej jako iloczynie maksymalnego naprężenia normalnego w cyklu  $\sigma_1$  oraz amplitudy odkształcenia normalnego ( $\frac{\Delta\epsilon_1}{2}$ ) w tym samym cyklu otrzymuje się dłuższą prognozowaną trwałość, przy niezmięnionej lokalizacji stref krytycznych.

Przedstawiony schemat analizy pól naprężeń i odkształceń głównych na powierzchni wlewnicy był ukierunkowany na wykrycie strefy niebezpiecznej i oszacowanie trwałości okresu inicjacji pęknięcia. Dalsza analiza skupia się

na składowych stanu naprężenia w przekroju niebezpiecznym (Strefa I), ze szczególnym uwzględnieniem składowej o największej wartości, najbardziej sprzyjającej rozwojowi szczeliny.

Rysunek 3.68 przedstawia mapy naprężeń  $\sigma_x$  oraz  $\sigma_y$  na powierzchni analizowanej wlewnicy.



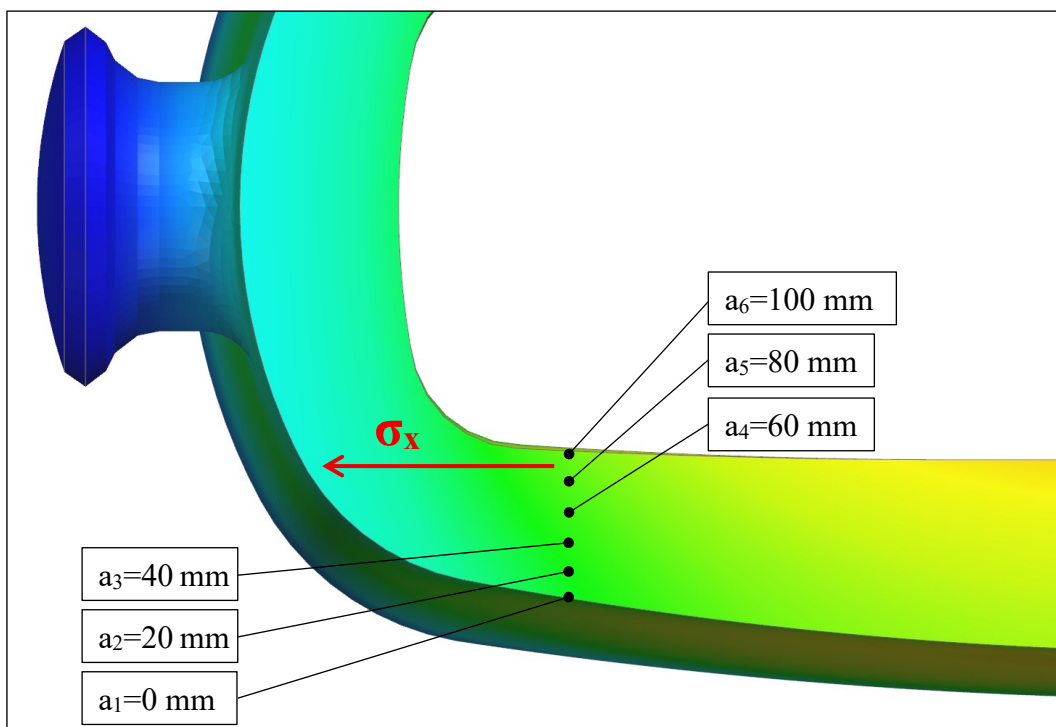
Rysunek 3.68 Pola składowych naprężenia normalnego na powierzchni wlewnicy: a) kierunek X –  $\sigma_x$ , b) kierunek Y –  $\sigma_y$

Analiza składowych stanu naprężenia wykazała, że w obszarze niebezpiecznym dominujący wpływ ma składowa  $\sigma_x$ . Oznacza to, że orientacja szczeliny i dalsze obliczenia trwałości okresu propagacji powinny być prowadzone z uwzględnieniem przewagi oddziaływania  $\sigma_x$  nad pozostałymi składowymi.

Przygotowując się do obliczeń trwałości okresu propagacji, konieczne jest zatem określenie zmian  $\sigma_x$  w strefie niebezpiecznej w płaszczyźnie prostopadłej do kierunku  $\sigma_x$ , wzdłuż całej grubości ścianki. Wyznaczenie zmian naprężeń w funkcji czasu  $\sigma_x(t)$  na przekroju jest etapem koniecznym do późniejszego określenia funkcji zmian wartości naprężenia w zależności od długości pęknięcia.

W obszarze niebezpiecznym, na przekroju przez ścianę wlewnicy o grubości  $t_s$ , wyznaczono kolejno punkty  $a_1, a_2, \dots, a_i$  zlokalizowane w stałych odstępach  $\Delta a$  na kierunku prostopadłym do  $\sigma_x$ . Dla każdego z tych punktów określono przebiegi

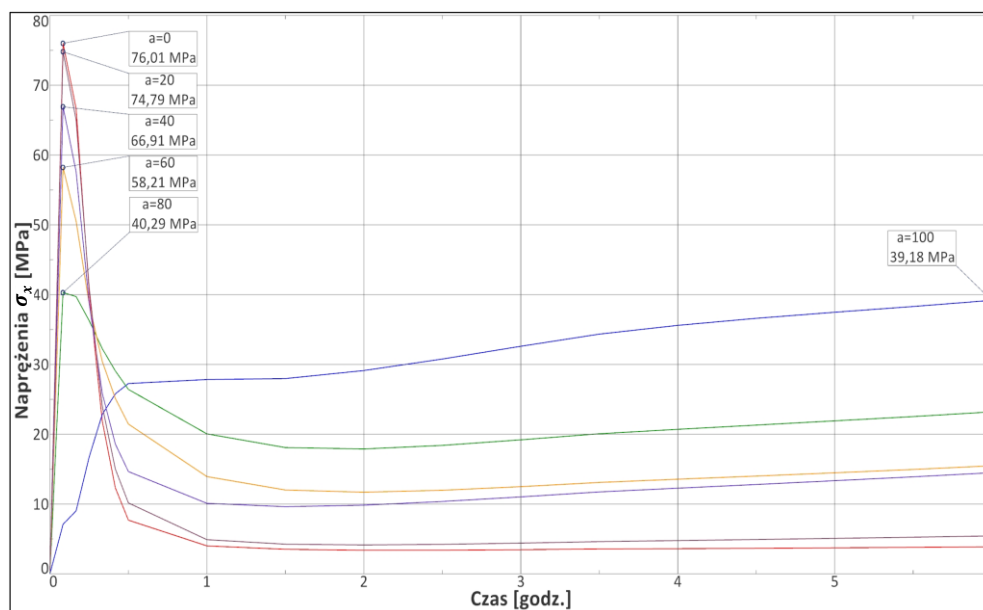
zmian naprężenia w czasie cyklu pracy wlewnicy  $\sigma_x(t)$ . Odległości między sąsiednimi punktami są stałe, a wartości  $a_1, a_2, \dots, a_i$  interpretowane są jako odległość od miejsca inicjacji pęknięcia. W analizowanym przypadku od zewnętrznej powierzchni wlewnicy. Na Rysunku 3.69 przedstawiono przekrój ściany w rejonie niebezpiecznym z zaznaczonymi punktami  $a_i$  w których określono numerycznie funkcje zmian naprężenia  $\sigma_x(t)$  wraz z podaniem odległości od powierzchni zewnętrznej.



Rysunek 3.69 Przekrój przez strefę niebezpieczną I z oznaczonymi punktami do wyznaczenia przebiegów  $\sigma_x(t)$  i  $T(t)$

Zestawienie zmian naprężeń w punktach  $a_i$  przedstawiono na Rysunku 3.70.

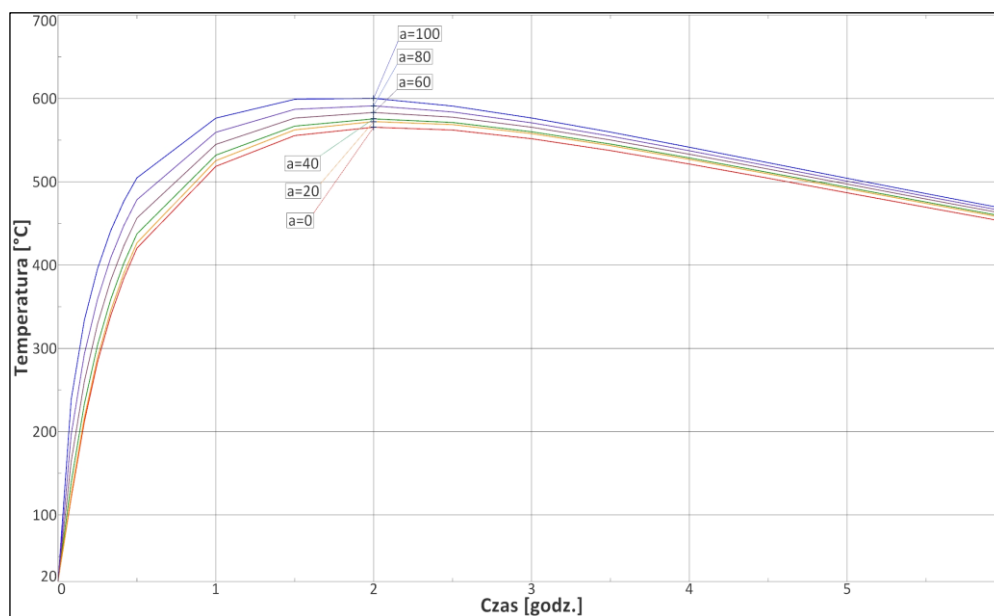
Największe wartości naprężeń pojawiają się krótko po zalaniu, około 5–10 min od momentu wypełnienia wlewnicy ciekłym stopem i maksimum na zewnętrznej ścianie ( $a_1 = 0$ ), wynosi 76 MPa. Następnie poziom naprężeń gwałtownie maleje i stabilizuje się na ustalonym pułapie w dalszej części cyklu. Na podstawie funkcji naprężeń z Rysunku 3.70 można w każdym analizowanym punkcie  $a_i$  wyznaczyć maksymalną wartość naprężenia  $\sigma_x = \sigma_{x_{max}}$ , a następnie określić zmiany tego naprężenia jako funkcji długości  $a$  pęknięcia  $f = \sigma_{x_{max}}(a)$ . Na podstawie tej zależności w każdym z punktów  $a_i$  obliczyć wartość współczynnika intensywności naprężeń  $K_I$  niezbędny do szacowania trwałości okresu propagacji.



Rysunek 3.70 Przebiegi zmian naprężeń  $\sigma_x$  w ścianie wlewnicy. Strefa I

Wykorzystanie zależności  $f = \sigma_{x_{max}}(a)$  zostanie przedstawione w dalszej części pracy, przy opisie algorytmu obliczeniowego szacowania trwałości zmęczeniowej okresu propagacji.

W tych samych punktach  $a_1 - a_6$  wyznaczono również przebiegi temperatury w czasie, odpowiadające lokalnym warunkom cieplnym w przekroju (Rysunek 3.71).



Rysunek 3.71 Przebiegi zmian temperatury w ścianie wlewnicy, Strefa I

Cykliczne zmiany temperatury ścian wlewnicy powodują w wybranych jej obszarach zmiany struktury żeliwa, którym towarzyszą zmiany objętości. Skutkiem jest

powstawanie siatki pęknięć na powierzchniach mających kontakt z ciekłym metalem. Zmiany te zachodzą w szczególności w pobliżu temperatury eutektoidalnej ok. 723 °C, a z uwagi na cykliczny charakter obciążeń mogą inicjować się już przy nieco niższych temperaturach [6] [7] [56] [175]. Z tych względów w niniejszej pracy przyjęto temperaturę 700 °C jako próg pojawiania się degradacji struktury i siatki pęknięć.

Celem wyznaczenia przebiegów zmian temperatury  $T(t)$  na przekroju jest określenie maksymalnych wartości na ścianie wewnętrznej oraz weryfikacja, czy w punktach  $a_i$  nie dochodzi do przekroczenia izotermy 700 °C. Przejście przez tę granicę skutkuje degradacją mikrostruktury i powoduje, że strefa ta ulega uszkodzeniu pod wpływem oddziaływań wysokotemperaturowych. Poza nią dominują natomiast czynniki wytrzymałościowe (naprężenia/odkształcenia). W konsekwencji, przy analizie propagacji szczeliny konieczne jest wyznaczenie zasięgu penetracji izotermy 700 °C i określenie efektywnej grubości ścianki, w której rozwój pęknięcia można analizować z użyciem narzędzi mechaniki pęknięcia. Z przedstawionych na Rysunku 3.71 przebiegach maksymalna temperatura nagrzania wewnętrznej ściany wlewnicy osiąga ok. 600 °C po 3 godzinach od zalania, zatem w całym przekroju grubości można uwzględnić, że główną przyczyną propagacji pęknięć są cykliczne zmiany naprężeń.

W kolejnym rozdziale przeprowadzono analizę i interpretację wyników badań materiałowych w celu ich wykorzystania do opracowania metody prognozowania trwałości zmęczeniowej.

### **3.7. Analiza i interpretacja wyników badań materiałowych.**

Celem niniejszego rozdziału jest syntetyczne omówienie i interpretacja wyników badań eksperymentalnych przeprowadzonych w ramach pracy. Badania te miały na celu kompleksową ocenę właściwości tworzywa wlewnicowego w warunkach odpowiadających rzeczywistej eksploatacji oraz identyfikację kluczowych czynników wpływających na jego trwałość. Uzyskane rezultaty stanowią podstawę do zrozumienia zjawisk zachodzących w materiale podczas cyklicznych obciążeń cieplno-mechanicznych, które są głównym czynnikiem ograniczającym żywotność wlewnic w warunkach przemysłowych.

Przedstawione wyniki obejmują charakterystyki wytrzymałościowe próbek w temperaturze pokojowej i podwyższonej, analizę przewodności cieplnej, twardości oraz badania z zakresu mechaniki pękania, umożliwiające wyznaczenie krytycznej wartości współczynnika intensywności naprężeń oraz współczynników równania Parisa. Uzupełnieniem części mechanicznej są obserwacje mikrostrukturalne, pozwalające powiązać zmiany własności użytkowych z ewolucją budowy wewnętrznej materiału w trakcie kolejnych cykli nagrzewania i chłodzenia.

W rozdziale skoncentrowano się nie na prostym powtórzeniu wyników liczbowych, lecz na ich pogłębionej analizie i interpretacji. Szczególną uwagę poświęcono identyfikacji zależności pomiędzy mikrostrukturą a właściwościami mechanicznymi, a także określeniu mechanizmów inicjacji i propagacji uszkodzeń w materiale.

Analiza wyników eksperymentalnych stanowi etap przejściowy w całej pracy, z jednej strony podsumowuje kluczowe obserwacje z badań, z drugiej zaś tworzy podstawę do dalszych analiz numerycznych i do opracowania modelu prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic. Model ten, oparty zarówno na danych eksperymentalnych, jak i wynikach symulacji, zostanie szczegółowo zaprezentowany w kolejnym rozdziale.

### **Zgodność badań eksperymentalnych i modelu numerycznego.**

Aby wyjaśnić mechanizmy wpływające na trwałość wlewnic podczas cyklicznego zalewania ciekłą stalą, w kolejnych etapach pracy wykonano pomiary eksperymentalne oraz opracowano model numeryczny opisujący zachowanie wlewnicy pod wpływem obciążeń cieplnych. Skuteczne kształtowanie trwałości konstrukcji odlewniczych wymaga bowiem nie tylko znajomości wartości granicznych wytrzymałości materiału, lecz przede wszystkim zrozumienia mechanizmów degradacji zachodzących w warunkach zmiennych obciążeń cieplno – mechanicznych. Kluczowe znaczenie ma określenie zmiennych w czasie pól temperatury, przemieszczeń, odkształceń i naprężeń, które powstają podczas eksploatacji wlewnicy i które w sposób bezpośredni decydują o jej żywotności.

Uzyskane informacje mają charakter praktyczny, ich uwzględnienie w procesie projektowym pozwala na redukcję niekorzystnych zjawisk, a w konsekwencji na

wydłużenie czasu użytkowania wlewnicy. Właśnie dlatego przeprowadzono badania eksperymentalne na doświadczalnym stanowisku zalewowym, umożliwiającym odwzorowanie rzeczywistych warunków pracy. Skoncentrowano się w nich na rejestracji zmian temperatury w ścianach wlewnicy oraz na pomiarze ich przemieszczeń w kolejnych fazach procesu: zalewania, nagrzewania i chłodzenia.

Wyniki eksperymentów stanowiły nie tylko źródło wiedzy o zachowaniu materiału w warunkach eksploatacyjnych, lecz również punkt odniesienia dla analiz numerycznych. Na ich podstawie opracowano numeryczny model obliczeniowy wlewnicy, którego zadaniem było odwzorowanie procesów cieplno-mechanicznych zachodzących w badanej konstrukcji. Porównanie rezultatów pomiarowych i symulacyjnych wykazało wysoką zgodność jakościową i ilościową: uzyskane przebiegi zmian temperatury, przemieszczeń i naprężeń potwierdziły, że model numeryczny w dużym stopniu odzwierciedla rzeczywiste warunki eksploatacyjne, a rozbieżności pomiędzy danymi mieściły się w akceptowalnych granicach. Szczególnie istotne jest odwzorowanie trendów, takich jak różnice temperatur pomiędzy powierzchnią wewnętrzną a zewnętrzną ścianek, które decydują o inicjacji uszkodzeń.

Uzyskana zgodność pozwala uznać opracowany model za narzędzie wiarygodne i praktyczne, które może być z powodzeniem wykorzystywane zarówno do analizy procesów degradacji, jak i do prognozowania trwałości wlewnic w różnych warunkach pracy.

### **Zmiany mikrostruktury materiału.**

Analiza obrazów mikrostruktury wykazała, że proces degradacji przebiega w kilku następujących po sobie etapach, z których każdy ma charakterystyczne cechy i konsekwencje dla właściwości mechanicznych.

W pierwszym etapie cyklicznego nagrzewania i chłodzenia obserwowano powstawanie mikropęknięć w obszarach szczególnie podatnych na koncentrację naprężeń. Przede wszystkim w strefach granicznych pomiędzy płatkami grafitu a osnową metaliczną. Różnice w rozszerzalności cieplnej grafitu i osnowy, a także osłabione połączenia międzyfazowe powodowały powstawanie lokalnych naprężeń, które inicjowały powstawanie mikroszczelin. Etap ten, choć nie prowadził jeszcze do

gwałtownej utraty własności mechanicznych, stanowił punkt wyjścia do dalszej degradacji.

W drugim etapie w miarę narastania liczby cykli cieplnych, istniejące mikropęknięcia zaczęły pełnić rolę kanałów dyfuzyjnych, ułatwiających wnikanie tlenu w głąb materiału. W ich otoczeniu obserwowano powstawanie wydzielen tlenkowych, które dodatkowo osłabiały lokalną spójność struktury. Propagacja mikropęknięć, zapoczątkowanych w pierwszym etapie, przyspieszała dzięki obecności tych wydzielen i prowadziła do zwiększenia liczby defektów w osnowie.

W trzecim etapie procesy te prowadzą do powstawania makropęknięć, przebiegających wzdłuż granic oddzielających grafit od osnowy metalicznej. Główne pęknięcia łączą się z istniejącymi już kanałami dyfuzji i ścieżkami utleniania, ułatwiając dalszą penetrację tlenu i degradację materiału.

Czwarty etap związany jest z dalszą, silniejszą intensyfikacją tych zjawisk. Makropęknięcia rozwijają się dynamicznie, postępuje rozległe utlenianie osnowy, a integralność mikrostruktury żeliwa zostaje wyraźnie naruszona.

Obserwowane przemiany mikrostrukturalne były ściśle powiązane ze zmianą udziału fazowego w osnowie żeliwa, polegającą na stopniowym rozpadzie perlitu i wzroście zawartości ferrytu. Perlit jako mieszanina ferrytu i cementytu, charakteryzuje się stosunkowo wysoką twardością i wytrzymałością, natomiast ferryt jest fazą miękką, plastyczną i znacznie mniej odporną na obciążenia. Zmiana proporcji tych faz prowadziła do systematycznego obniżania twardości i wytrzymałości żeliwa oraz zwiększenia jego podatności na deformacje, utlenianie i propagację pęknięć.

### **Zmiany właściwości mechanicznych i fizycznych.**

Degradacja mikrostruktury znajdowała bezpośrednie odzwierciedlenie w parametrach mechanicznych i fizycznych materiału. Obserwowano:

- wyraźny spadek wytrzymałości na rozciąganie i granicy plastyczności, szczególnie intensywny w początkowym okresie obciążeń cieplnych – już po około 10 cyklach odnotowano znaczną utratę tych parametrów; w dalszym

- przebiegu procesu zmiany następowały wolniej, ale wykazywały wyraźny trend liniowy,
- obniżenie modułu sprężystości, którego wartości malały w sposób niemal liniowy wraz ze wzrostem temperatury,
  - redukcję twardości, korelującą z narastającym udziałem ferrytu w osnowie,
  - spadek odporności na pękanie, zbliżony charakterem do zmian wytrzymałości na rozciąganie – początkowo gwałtowny, a następnie łagodniejszy, ale utrzymujący się w trendzie liniowym,
  - zmiany przewodności cieplnej, z charakterystycznym początkowym spadkiem, okresem względnej stabilizacji oraz końcowym ponownym obniżeniem wskutek zaawansowanej degradacji.

Najbardziej dynamiczny spadek właściwości mechanicznych wystąpił zatem we wczesnej fazie cyklicznego nagrzewania i chłodzenia, natomiast kolejne cykle prowadziły do dalszego, systematycznego obniżania parametrów. Wysoka wartość wykładnika w równaniu Parisa potwierdziła dodatkowo podatność badanego żeliwa na propagację pęknięć w końcowych etapach eksploatacji. Zestawienie tych wyników jednoznacznie wskazuje, że właściwości mechaniczne materiału ulegają istotnym zmianom w funkcji liczby cykli cieplnych, co bezpośrednio przekłada się na skrócenie trwałości wlewnic.

### **Podsumowanie**

Celem badań przeprowadzonych w niniejszej pracy było wykazanie związku pomiędzy liczbą cykli zmęczenia cieplnego a zmianami zachodzącymi zarówno w mikrostrukturze żeliwa, dedykowanego do produkcji wlewnic, jak i w jego właściwościach mechanicznych. Uzyskane wyniki jednoznacznie potwierdziły, że cykliczne nagrzewanie prowadzi do degradacji struktury materiału, a ta z kolei bezpośrednio determinuje spadek jego parametrów wytrzymałościowych.

W praktyce przemysłowej projektowanie nowych typów wlewnic opiera się najczęściej na adaptacji istniejących rozwiązań i eliminowaniu nieprawidłowości metodą

prób i błędów. Takie podejście jest jednak kosztowne, czasochłonne i nie uwzględnia rzeczywistych zjawisk fizycznych, mechanicznych i chemicznych zachodzących w trakcie eksploatacji. Dotychczas stosowane empiryczne zależności, takie jak stosunek masy wlewnicy do masy wlewka czy dobór grubości ścianek oraz promieni zaokrągleń, nie pozwalają na precyzyjne określenie trwałości konstrukcji wlewnicy.

Przeprowadzone w niniejszej pracy badania i analizy uwzględniają zarówno wpływ czynników materiałowych, jak i konstrukcyjnych, co czyni je istotnym wkładem w proces optymalizacji wlewnic. Efektem może być nie tylko zwiększenie ich trwałości i redukcja kosztów produkcji, lecz także ograniczenie liczby wadliwych produktów oraz zmniejszenie negatywnego wpływu na środowisko.

Opracowana w pracy metodologia stanowi narzędzie pomocnicze w tworzeniu metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic. Trwałość stref narażonych na intensywne nagrzewanie może być określana na podstawie wyznaczonej zależności pomiędzy liczbą cykli a spadkiem właściwości wytrzymałościowych materiału. Dodatkowo, analiza rozkładu naprężeń na powierzchniach zewnętrznych ścianek umożliwia racjonalny dobór ich kształtu i grubości w taki sposób, aby zminimalizować lokalne koncentracje naprężeń.

Wnioski te stanowią bezpośredni punkt wyjścia do kolejnego etapu pracy, w którym szczegółowo przedstawiono opracowaną metodę prognozowania trwałości wlewnic w warunkach zmiennych obciążeń cieplnych.

### **3.8. Metoda wyznaczania trwałości eksploatacyjnej wlewnic**

Rozdział ten poświęcony jest szczegółowemu przedstawieniu opracowanej metody prognozowania trwałości zmęczeniowej wlewnic eksploatowanych w warunkach cyklicznych obciążeń termomechanicznych. W wyniku kompleksowej analizy problemu badawczego, obejmującej zarówno szeroką analizę literaturową, badania eksperymentalne, jak i symulacje numeryczne, możliwe było stworzenie kompletnej tablicy materiałowej zawierającej wszystkie kluczowe parametry mechaniczne i fizyczne niezbędne do prowadzenia wiarygodnych obliczeń w środowisku numerycznym. Pozwoliło to na precyzyjne wyznaczenie rozkładów pól temperatury, naprężeń

i odkształceń w ścianach wlewnicy, w warunkach odzwierciedlających rzeczywiste obciążenia eksploatacyjne.

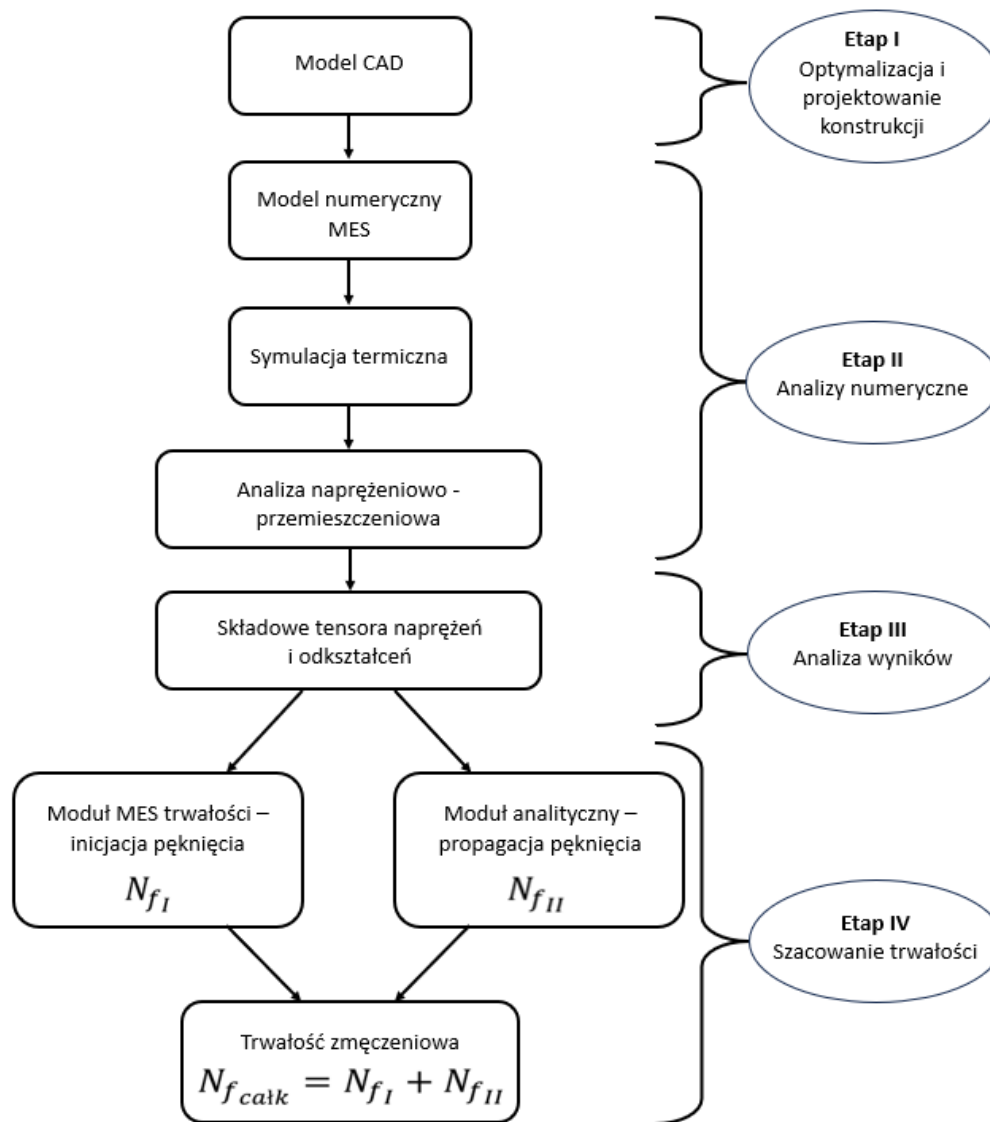
Wyznaczone w ten sposób rozkłady pól naprężeń i odkształceń stanowią podstawę do dalszych obliczeń trwałości okresu inicjacji pęknięcia w module Simcenter NX Durability, umożliwiając weryfikację hipotezy zmęczeniowej w ujęciu numerycznym. Równolegle, wyniki te wykorzystano w szacowaniu analitycznym okresu propagacji pęknięcia, co pozwoliło na kompleksową ocenę żywotności wlewnicy, zarówno w aspekcie inicjacji, jak i rozwoju uszkodzenia.

Opracowana metoda stanowi istotny krok w kierunku zintegrowanego podejścia do prognozowania trwałości komponentów żeliwnych pracujących w warunkach zmiennych obciążeń cieplnych. Połączenie eksperymentalnych badań materiałowych, zaawansowanych analiz numerycznych oraz precyzyjnego modelowania rozkładów naprężeń i odkształceń umożliwia nie tylko zwiększenie wiarygodności prognoz, ale także optymalizację projektowania oraz wydłużenie bezpiecznego okresu eksploatacji odlewów. Proponowane rozwiązania mogą znaleźć zastosowanie zarówno w praktyce przemysłowej, jak i w dalszych badaniach naukowych dotyczących trwałości zmęczeniowej elementów konstrukcyjnych z żeliwa szarego oraz innych materiałów o podobnych właściwościach.

W dalszej części rozdziału przedstawiono szczegółowy algorytm obliczeniowy w formie schematu blokowego, prezentujący kolejne etapy procedury obliczeniowej. Następnie omówiono przyjęte warunki brzegowe oraz wyniki analizy numerycznej, które stanowią punkt wyjścia do zastosowania wybranej hipotezy zmęczeniowej i implementacji opracowanej metody prognozowania trwałości.

### 3.8.1. Algorytm prognozowania trwałości zmęczeniowej

Efektywne prognozowanie trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych wymaga połączenia nowoczesnych narzędzi projektowych oraz zaawansowanych analiz numerycznych. Opracowany algorytm, przedstawiony w formie schematu blokowego (Rysunek 3.72), umożliwia szacowanie trwałości różnych konstrukcji wlewnic na podstawie obliczeń odzwierciedlających rzeczywiste warunki ich eksploatacji.



Rysunek 3.72 Opracowany algorytm szacowania trwałości zmęczeniowej wlewnic

Pierwszym etapem algorytmu jest optymalizacja istniejącej konstrukcji lub projektowanie konstrukcji nowej, podczas której tworzony jest model geometryczny analizowanego komponentu z wykorzystaniem oprogramowania CAD.

Drugi etap obejmuje przygotowanie i przeprowadzenie analiz numerycznych. Na tym etapie na podstawie wcześniej przygotowanego modelu CAD tworzony jest model numeryczny elementu w środowisku MES. Definiowane są warunki brzegowe, obciążenia oraz parametry materiałowe, a następnie przeprowadzana jest analiza termiczna, pozwalająca na określenie pól temperatury w trakcie cyklu nagrzewania i chłodzenia. Uzyskane wyniki analizy termicznej są przekazywane jako jeden

z warunków obciążenia wlewnicy do analizy naprężeniowo-przemieszczeniowej. Efektem tej analizy jest wyznaczenie przemieszczeń oraz składowych tensora naprężeń i odkształceń w całej objętości modelu wlewnicy.

Trzeci etap polega na analizie wyników rozkładów tensora naprężeń i odkształceń w celu identyfikacji miejsc szczególnie narażonych na powstanie inicjacji uszkodzeń zmęczeniowych. Określane są miejsca niebezpieczne w konstrukcji, w których wartości lokalnych naprężeń i odkształceń osiągają poziomy krytyczne z punktu widzenia trwałości zmęczeniowej. Identyfikacja tych obszarów umożliwia ukierunkowanie dalszych szczegółowych analiz.

Czwarty etap obejmuje właściwe szacowanie trwałości zmęczeniowej. W pierwszej kolejności, w module numerycznym (Simcenter NX Durability), na podstawie uzyskanych rozkładów naprężeń i odkształceń, obliczana jest liczba cykli zmęczeniowych do chwili inicjacji pęknięcia z wykorzystaniem wybranej hipotezy zmęczeniowej. Następnie, dla miejsc niebezpiecznych, przeprowadzane jest analityczne wyznaczenie liczby cykli w fazie propagacji pęknięcia.

Przedstawiony algorytm postępowania umożliwia ocenę trwałości zmęczeniowej wlewnic żeliwnych oraz wykorzystanie dostępnych programów inżynierskich do przeprowadzania analiz.

### 3.8.2. Prognozowanie trwałości zmęczeniowej w fazie inicjacji pęknięcia

Niniejszy podrozdział stanowi odniesienie do procedury prognozowania trwałości zmęczeniowej w fazie inicjacji pęknięcia. Pełny opis postępowania, obejmujący kolejno: przygotowanie i weryfikację modelu numerycznego, analizy termiczne, następnie naprężeniowo-odkształceniowe, a na końcu analizy trwałości, został przedstawiony szczegółowo w Rozdziale 3.6. W dalszej części pracy stosuję metodykę opisaną w przywołanym rozdziale.

### 3.8.3. Algorytm obliczania trwałości dla okresu propagacji pęknięcia

W tej części przedstawiono metodę analityczną szacowania liczby cykli okresu propagacji pęknięcia  $N_{fII}$  dla zidentyfikowanych stref niebezpiecznych wlewnicy. Metoda opiera się na klasycznym ujęciu mechaniki pęknięcia dla wzrostu szczelin zmęczeniowych. Wykorzystuje ona równanie Parisa, z uwzględnieniem współczynników korygujących współczynnik intensywności naprężeń  $K_I$  zależnych od przyjętych wymiarów i kształtu szczeliny.

W algorytmie obliczeniowym przewidziano możliwość wykonania obliczeń dla szczelin:

- półeliptycznej powierzchniowej,
- ćwierćeliptycznej krawędziowej.

Dane wejściowe pochodzące bezpośrednio z analizy numerycznej:

- zależność maksymalnej wartości składowej naprężenia  $\sigma_{x,y,zmax}(a)$  od odległości od punktu inicjacji pęknięcia,
- zmiany temperatury w czasie  $T(t)$  na przekroju grubości ściany wlewnicy w strefie niebezpiecznej, na podstawie których określany jest zasięg izotermi 700 °C i wyznaczana efektywna grubość ścianki  $a_{eff}$ ,

Z badań materiałowych do obliczeń przyjęto:

- wyznaczone wartości współczynników materiałowych w równaniu Parisa:  $C_p$ ,  $m_p$ , wartość progową  $\Delta K_{th}$
- oraz odporność na pęknięcie  $K_{IC}(N)$  jako funkcję liczby cykli obciążenia cieplnego,
- zastosowane prawo Parisa rozszerzono o modyfikację Elbera, uwzględniające efektywny zakres współczynnika intensywności naprężeń  $\Delta K_{eff}$ .

Celem obliczeń jest wyznaczenie przebiegu całkowitej liczby cykli  $N_{fII}$  potrzebnych do wzrostu pęknięcia od długości początkowej  $a_0$  do długości krytycznej  $a_c$ .

Za kryterium zakończenia propagacji pęknięcia przyjęto spełnienie jednego z dwóch warunków:

- $K_{max} \geq K_{IC}$  (początek niestabilnego pęknięcia),
- pęknięcie przez całkowitą grubość ścianki,  $a_c = t_s$  (brak wpływu izotermi 700 °C),
- pęknięcie o długości  $a_c = a_{eff}$  (pęknięcie do linii zasięgu izotermi 700 °C).

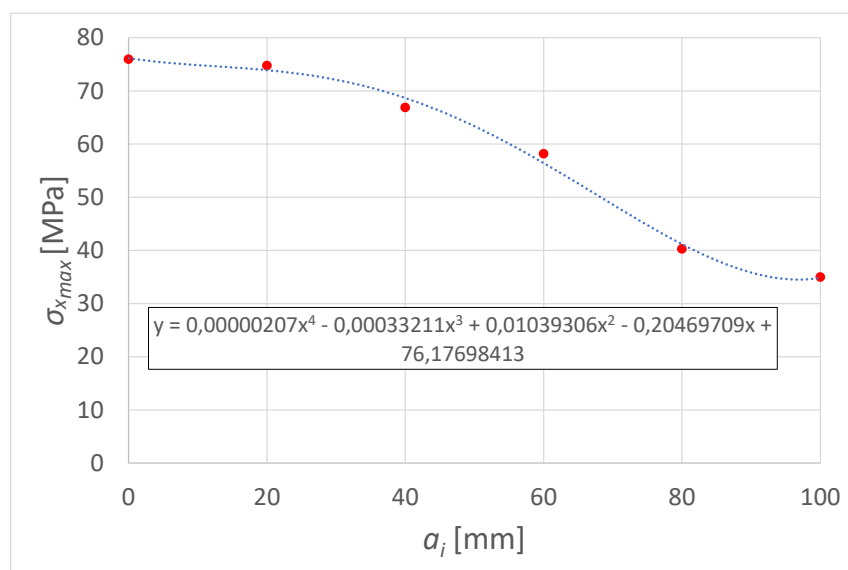
### Definicja i aproksymacja funkcji $\sigma_{x,y,z,max}(a)$ oraz $K_{IC}(N)$

Na potrzeby obliczeń przyjęto dwie funkcje wejściowe:

1.  $\sigma_{x,y,z,max}(a)$  – maksymalne naprężenie w funkcji odległości od powierzchni zewnętrznej, wyznaczone z przebiegów zmian naprężeń  $\sigma_{x,y,z}$  w czasie  $t$  w punktach  $a_i$ . Na tej podstawie określono funkcję przyjmując dla każdego punktu  $a_i$  wartość  $\sigma_{x,y,z,max}(a_i)$ . Otrzymane pary  $(a_i, \sigma_{x,y,z,max}(a_i))$  przedstawiono jako wykres punktowy i aproksymowano w arkuszu kalkulacyjnym Excel linią trendu w postaci wielomianu 5. rzędu:

$$\sigma_{x,y,z,max}(a_i) \approx A_1 + B_1 a + C_1 a^2 + D_1 a^3 + E_1 a^4 + F_1 a^5$$

Przykładową funkcję  $\sigma_{x,y,z,max}(a_i)$  wyznaczoną dla wlewnicy badanej na stanowisku doświadczalnym, na podstawie przebiegów przedstawionych na Rysunku 3.70 przedstawia Rysunek 3.73.

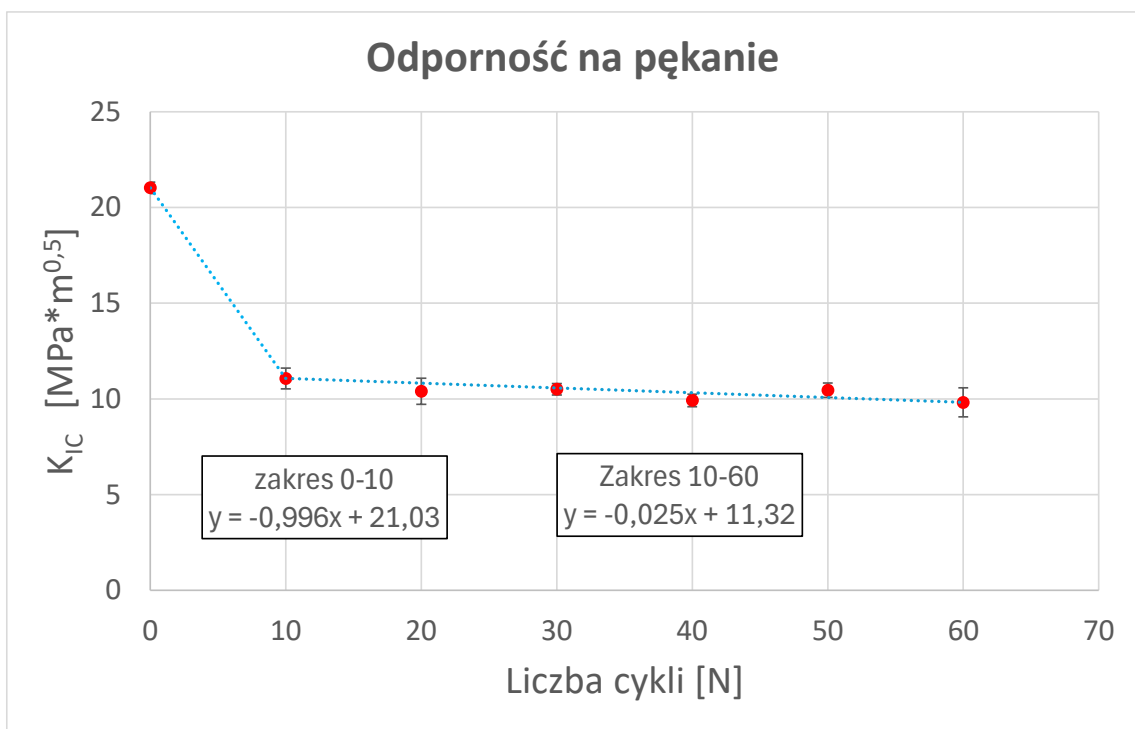


Rysunek 3.73 Funkcja  $\sigma_{x,max}(a)$  dla wlewnicy bramowej wyznaczona na podstawie przebiegów przedstawionych na Rysunku 3.70

2.  $K_{IC}(N)$  – odporność na pękanie w funkcji liczby cykli obciążenia cieplnego  $N$ .

Zależność odporności na pękanie  $K_{IC}(N)$  przyjęto na podstawie badań laboratoryjnych (Rysunek 3.38). Dla zbioru punktów pomiarowych utworzono w programie Excel wykres punktowy. Zastosowano dwie odrębne linie trendu dopasowane do dwóch zakresów danych: 0–10 oraz 10–60. Dla każdego z tych przedziałów wyznaczono i podano równanie trendu, które następnie wykorzystano w dalszych obliczeniach.

$$K_{IC}(N) \approx \begin{cases} A_2 + B_2N, & \text{dla } 0 \leq N < 10 \\ C_2 + D_2N, & \text{dla } N \geq 10 \end{cases}$$



Rysunek 3.38a  $K_{IC}(N)$  z aproksymacją funkcji liniowej (wersja uzupełniona)

Wartości współczynników funkcji opisującej zależność  $K_{IC}(N)$  przedstawiono Tabeli 3.20.

Tabela 3.20 Współczynniki  $A_2$ ,  $B_2$ ,  $C_2$ ,  $D_2$ , funkcji aproksymującej  $K_{IC}(N)$

$A_2$	$B_2$	$C_2$	$D_2$
21,03	-0,996	11,32	-0,025

### Procedura obliczeń

Procedurę rozpoczyna się od identyfikacji miejsca inicjacji pęknięcia i wynikającej z tego geometrii frontu: gdy uszkodzenie powstaje na krawędzi, przyjmuje się szczelinę ćwierćeliptyczną, natomiast dla inicjacji na powierzchni swobodnej – szczelinę półeliptyczną. Wybór ten determinuje w dalszej części postać współczynnika geometrycznego korygującego wartość współczynnika intensywności naprężeń:  $Y(a, c, \theta)$  lub  $F_c(a/t_s, c/t_s, \theta)$ . Szczegółowy opis sposobu obliczania współczynników korygujących współczynnika intensywności naprężeń  $Y$  i  $F_c$ , wraz z przedstawieniem wszystkich zależności oraz parametrów, od których są one uzależnione, zamieszczono w części teoretycznej w Rozdziale 2.5.6.

Następnie określa się wymiary początkowe szczeliny, a dokładniej stosunek  $a/c$  opisujący jej kształt w chwili inicjacji. Wartość  $a/c$  może wynikać z obserwacji eksploatacyjnych lub literatury, a o ile nie stwierdzono inaczej, przyjmuje się stały stosunek  $a/c$ .

W kroku trzecim wyznacza się:

- współczynnik korekcyjny  $Y(a, c, \theta)$  dla rozpatrywanej geometrii i położenia punktu na froncie  $\theta \in [0, \pi/2]$ ,
- dla szczeliny o kształcie półeliptycznym znajdującej się na powierzchni stosuje się współczynnik korekcji Irwina (zależny od  $\theta$  oraz  $a/c$ ),
- dla szczeliny krawędziowej o kształcie ćwierćeliptycznym – funkcję Newman–Raju  $F_c(a/t_s, c/t_s, \theta)$ , gdzie  $t_s$  oznacza rzeczywistą grubość ścianki.

Wartości współczynnika intensywności naprężeń oblicza się z relacji:

$$K_I(a, \theta) = \begin{cases} Y(a, c, \theta) \sigma_{x,y,z,max}(a) \sqrt{\pi a} & , \quad \text{półelipsa (powierzchnia)} \\ F_c\left(\frac{a}{t_s}, \frac{c}{t_s}, \theta\right) \sigma_{max}(a) \sqrt{\pi a} & , \quad \text{ćwierćelipsa (krawędź)} \end{cases} \quad (53)$$

Czwarty etap polega na wyznaczeniu minimalnej długości pęknięcia  $a_0$ , przy której możliwa jest propagacja. Rozwiązuje się warunek progowy:

$$\Delta K_{max}(a_0) = \Delta K_{th}$$

$$\Downarrow$$

$$\begin{array}{cc} \text{półelipsa} & \text{ćwierćelipsa} \end{array} \quad (54)$$

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th}}{Y \Delta \sigma} \right)^2 \quad \text{lub} \quad a_0 = \frac{1}{\pi} \left( \frac{\Delta K_{th}}{F_c \Delta \sigma} \right)^2$$

gdzie  $\Delta K_{th}$  pochodzi z badań materiałowych. Dla  $a < a_0$  pęknięcie nie rośnie (warunek progowy nie jest spełniony), wymiar  $a_0$  stanowi zatem początek propagacji.

Dla oszacowania proggu można również skorzystać z empirycznej zależności Murakamiego:

$$\Delta K_{th} = 3,3 \cdot (HV + 120) \cdot (\sqrt{area})^{1/6} \quad (39)$$

gdzie  $\sqrt{area}$  jest pierwiastkiem z rzutowanej na płaszczyznę prostopadłą do kierunku naprężenia maksymalnego powierzchni nieciągłości. Należy jednak podkreślić, że dokładność tej korelacji spada dla materiałów o niskiej twardości i w pobliżu  $HV \approx 100$  wyniki są obciążone istotną niepewnością. Ponieważ badany materiał charakteryzował się twardością ok. 120 HV (blisko granicy stosowalności) oraz z uwagi na specyficzne warunki obciążenia termomechanicznego, w niniejszej metodzie nie skorzystano z powyższego równania do wyznaczenia wartości  $a_0$ .

W kolejnym kroku definiuje się efektywny zakres intensywności naprężeń. W opracowanej metodzie przyjęto zależność:

$$\Delta K_{eff}(a) = \max(\Delta K_{max}(a) - \Delta K_{th}, 0) \quad (55)$$

co eliminuje wzrost poniżej proggu  $\Delta K_{th}$ . Zmodyfikowane równanie Parisa przyjmuje więc postać:

$$\frac{da}{dN} = C_p [\Delta K_{eff}(a)]^{m_p} \quad (56)$$

Ostatni etap to iteracyjna integracja równania Parisa (56). Obliczenia prowadzi się od  $a_0$  do  $a_c$  w przyrostach  $\Delta a$  (dobrych adaptacyjnie). W kroku  $n$  wyznacza

się  $\sigma_{x,y,z,max}(a_i)$ , następnie  $\Delta K_{max}(a_n)$  i  $\Delta K_{eff}(a_n)$ , jeśli  $\Delta K_{eff}(a_n) \leq \Delta K_{th}$  wzrost nie zachodzi, w przeciwnym razie oblicza się przyrost liczby cykli:

$$\Delta N_n = \frac{\Delta a_n}{C_p [\Delta K_{eff}(a)]^{m_p}} \quad (57)$$

po czym aktualizuje  $a_{n+1} = a_n + \Delta a_n$ ,  $N_{n+1} = N_n + \Delta N_n$ . Proces obliczeniowy przerywa się po spełnieniu jednego z warunków granicznych przedstawionych we wcześniejszej części rozdziału.

### Implementacja algorytmu w arkuszu kalkulacyjnym

Poniższą procedurę zaimplementowano w arkuszu kalkulacyjnym Excel, co pozwoliło przejrzysto odtworzyć kolejne kroki algorytmu i zapewnić pełną powtarzalność obliczeń. Skoroszyt ma strukturę modułową z następującymi arkuszami:

- **INFORMACJE:** zawiera metrykę obliczeń – dane autora, identyfikację projektu i analizowanej geometrii,
- **STAŁE:** parametry materiałowe i modelowe:  $C_p$ ,  $m_p$ ,  $\Delta K_{th}$ , współczynniki wielomianu  $K_{IC}(N)$ ,
- **SIGMA\_MES:** współczynniki wielomianu  $\sigma_{max}(a)$ ,
- **DANE\_WEJŚCIE:** wybór geometrii szczeliny: półelipsa/ćwierćelipsa, stosunek  $a/c$ , grubość ścianki  $t_s$ , zakres  $a_{eff}$ ,
- **ITERACJE,** w którym realizowana jest iteracyjna integracja równania Parisa (56),
- **RAPORT:** automatycznie gromadzi wszystkie wprowadzone dane i wyniki oraz pełną metrykę, a po zakończeniu procedury obliczeniowej umożliwia wygenerowanie raportu w formie pliku tekstowego.

Obliczenia automatyzuje makro VBA które: wyznacza  $a_0$  z warunku  $\Delta K_{max} = \Delta K_{th}$ , oblicza  $\Delta K_{eff}$  i prowadzi kumulację  $N_{fII}$  do spełnienia kryteriów zakończenia procedury:  $K_{max} \geq K_{IC}(N)$  lub  $a = a_{eff}$ .

Współczynniki geometryczne Irwina i Newmana–Raju są wywoływane z dodatkowych arkuszy pomocniczych. Tak przygotowane środowisko ułatwia wykonywanie analiz wariantowych i śledzenie wpływu parametrów na prognozowaną trwałość.

### **Podsumowanie**

Opracowana procedura stanowi uniwersalne narzędzie do prognozowania trwałości zmęczeniowej elementów pracujących w warunkach cyklicznego obciążenia termomechanicznego. Jej modułowa budowa ( $MES \rightarrow \sigma_{max}(a), \Delta K_{th}, K_{IC}(N) \rightarrow Y/F_c \rightarrow$  integracja Parisa) oraz implementacja w arkuszu Excel umożliwiają łatwe dostosowanie do różnych geometrii, materiałów i scenariuszy obciążenia, a także wspierają analizę wariantową i optymalizację konstrukcji. Metoda została opracowana z myślą o praktycznym zastosowaniu – praca ma charakter doktoratu wdrożeniowego – dlatego zaprojektowano ją tak, by mogła być bezpośrednio użyta w warunkach przemysłowych, z pełną ścieżką dokumentowania wyników i metryką obliczeń.

W następnym rozdziale przedstawiono wdrożenie metody w warunkach produkcyjnych odlewni, obejmujące kalibrację danych wejściowych, identyfikację stref krytycznych, obliczenia trwałości oraz propozycje zmian konstrukcyjnych i ocenę efektów.

## **3.9. Wdrożenie i walidacja metody w warunkach produkcyjnych odlewni**

Celem tego rozdziału jest pokazanie, że opracowana procedura szacowania trwałości zmęczeniowej ma charakter uniwersalny i może być skutecznie przeniesiona do warunków przemysłowych.

Wdrożenie przeprowadzono na wlewnicy płaskiej o specjalnej konstrukcji, przeznaczonej do produkcji żelazostopów. Wybór tej jednostki był celowy: specyfika organizacji wytopu w hucie zakłada okresowe uruchamianie produkcji jednego asortymentu, co tworzy spójne warunki eksploatacyjne i umożliwia szybką walidację metody. W praktyce jest to tzw. kampania produkcyjna, tj. ciąg wytopów prowadzony

według powtarzalnych parametrów technologicznych. W takim trybie po ok. 2–3 miesiącach od startu można wiarygodnie ocenić efekty prognozy trwałości oraz zaproponowanych modyfikacji.

Zakres wdrożenia obejmuje: pozyskanie danych procesowych z huty (temperatury i czasy zalewania/chłodzenia, masa wsadu, izolacje, warunki kontaktu/konwekcji), zastosowanie warunków brzegowych w modelu MES, wyznaczenie rozkładów temperatur, naprężeń i odkształceń, identyfikację stref krytycznych, a następnie numeryczne obliczenie trwałości okresu inicjacji i propagacji pęknięcia zgodnie z procedurą zaimplementowaną do Excel/VBA.

W dalszej części rozdziału przedstawiono kolejno: opis obiektu i danych procesowych, konfigurację modeli i kalibrację warunków brzegowych, wyniki analiz numerycznych, implementację obliczeń trwałości, wyniki i ich weryfikację przemysłową oraz rekomendacje optymalizacyjne wynikające z wdrożenia.

### **Charakterystyka wlewnicy i danych procesowych**

Poniżej przedstawiono konstrukcję wlewnicy, przeznaczonej do produkcji żelazostopów. Materiał wlewnicy stanowi żeliwo szare o parametrach mechanicznych i fizycznych przedstawionych w niniejszej pracy. Geometrię wlewnicy przedstawiono na Rysunku 3.74).

Dane procesowe pozyskano z rejestrów huty i obserwacji linii produkcyjnej: temperatura zalewania i czas wypełniania, masa wlewka, czasy chłodzenia oraz czas oddzielenia wlewka od formy wlewnicy, temperaturę wygrzania wlewnicy. Na tej podstawie zdefiniowano model numeryczny i warunki brzegowe: wymianę ciepła przez kontakt wewnętrznej ściany wlewnicy z ciekłym metalem (współczynnik wymiany ciepła), konwekcję i promieniowanie z powierzchni zewnętrznych. W Tabeli 3.21 przedstawiono zastosowane warunki brzegowe w analizie MES na podstawie danych procesowych.


 Rysunek 3.74 Geometria wlewnicy 0,43 m<sup>3</sup> do produkcji żelazostopów

Tabela 3.21 Dane procesowe i warunki brzegowe analizy MES

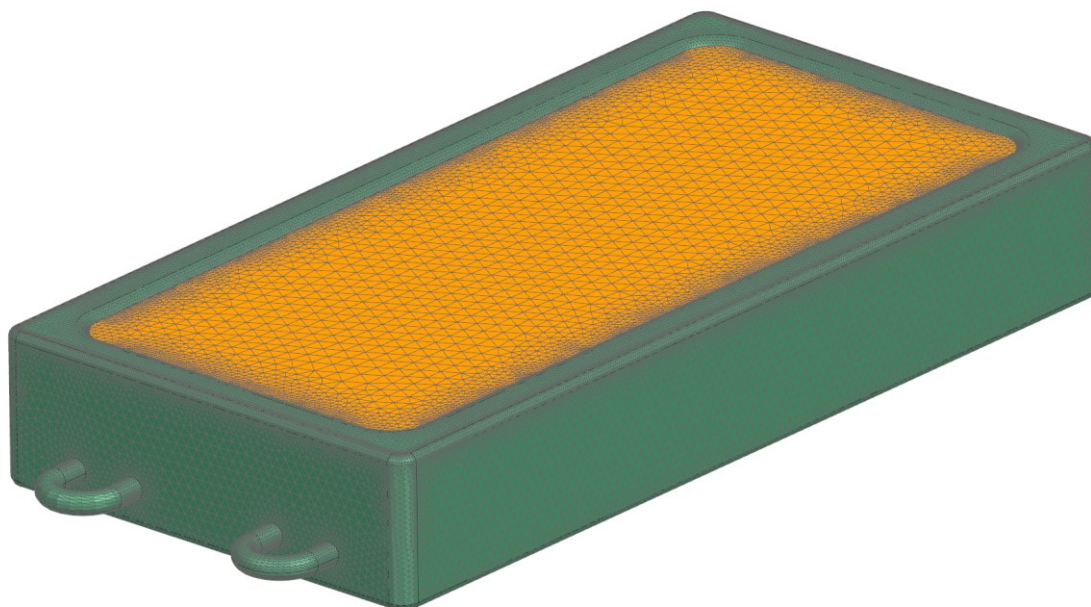
Warunki brzegowe analizy MES	
Objętość wlewnicy V [m <sup>3</sup> ]	0,43
Masa wlewnicy [kg]	6700
Masa wlewka [kg]	2800
Wymiary wlewnicy [D x S x W]	2570 x 1290 x 405
Temperatura początkowa wlewnicy [°C]	20
Temperatura zalewania [°C]	1650
Czas zalewania [s]	60
Czas do wybicia [s]	7200
Współczynnik wymiany ciepła [W/m <sup>2</sup> ·K]	200
Współczynnik konwekcji [W/m <sup>2</sup> ·K]	12
Krok czasowy obliczeń [s]	300

Na rysunku 3.75 przedstawiono zestaw wlewnic po przeprowadzonym zalaniu



Rysunek 3.75 Zestaw wlewnic 0,43 m<sup>3</sup> po zalaniu

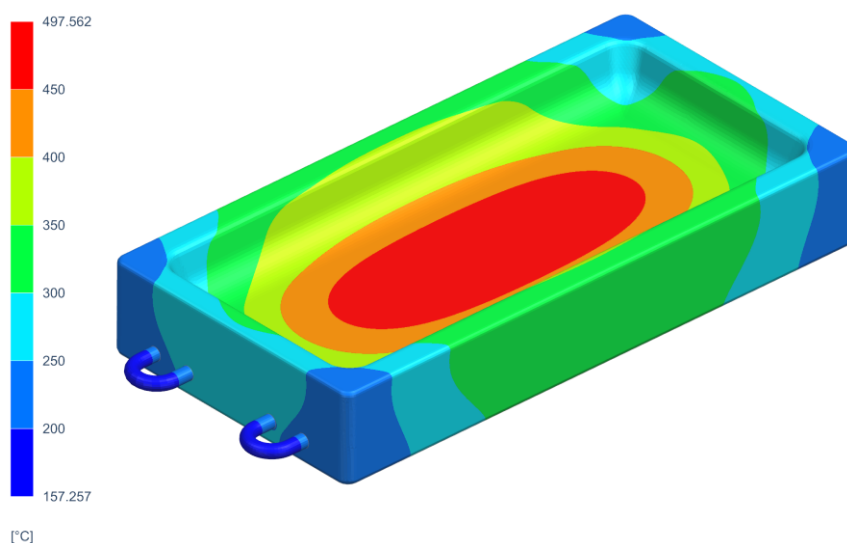
Na Rysunku 3.76 przedstawiono przygotowany model numeryczny wlewnicy. Do dyskretyzacji zastosowano siatkę nieliniowych elementów czworościennych.



Rysunek 3.76 Model numeryczny wlewnicy 0,43 m<sup>3</sup> – wersja bazowa

### Wyniki analizy termicznej wlewnicy bazowej

Na Rysunku 3.77 przedstawiono rozkład pól temperatury w chwili maksymalnego nagrzania wlewnicy, przypadającej ok. 1,5 godziny od zalania. W tym momencie wlewnica pochłania największą ilość energii cieplnej, a temperatura maksymalna wynosi 497 °C. Nie stwierdzono występowania izotermii 700 °C. Mapa temperatur wskazuje wyraźną różnicę temperatur pomiędzy powierzchniami wewnętrznymi a ścianą zewnętrzną. Uzyskane rozkłady temperatury przyjęto następnie jako obciążenie termiczne w analizie przemieszczeniowo - naprężeniowej.



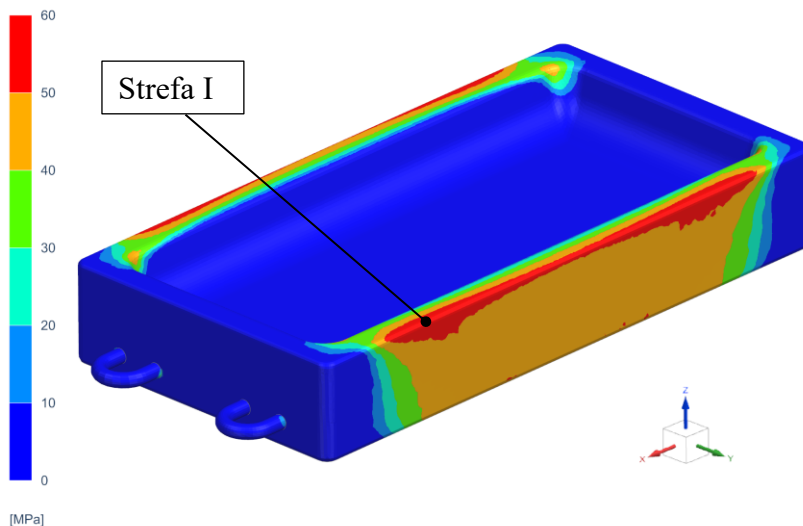
Rysunek 3.77 Pole temperatury we wlewnicy w chwili jej maksymalnego nagrzania

Mimo że temperatura początkowa stopu wynosiła 1650 °C, maksymalna temperatura nagrzania ścian wlewnicy osiągnęła jedynie 497 °C. Wynika to z zastosowania specjalnego pokrycia na wewnętrznej powierzchni wlewnicy, ograniczającego przekazywanie ciepła między stopem a wlewnicą oraz ułatwiającego późniejsze oddzielenie zastygniętego wlewka. Kontrolę temperatury prowadzono pirometrem na bocznej ścianie dłuższego boku wlewnicy, a uzyskane wartości posłużyły jako weryfikacja poprawności obliczeń numerycznych.

### Wyniki analizy naprężeniowej wlewnicy bazowej

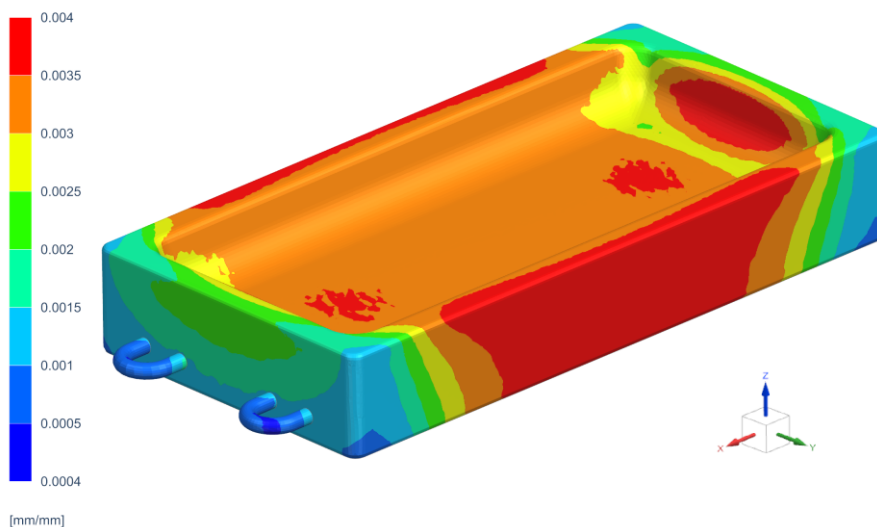
Symulacja naprężeniowa umożliwiła szczegółową analizę pola naprężeń w konstrukcji wlewnicy. Uzyskane wyniki pozwoliły wyodrębnić obszary o podwyższonej koncentracji naprężeń oraz jednoznacznie wskazać miejsca

niebezpieczne, szczególnie narażone na inicjację pęknięcia. Na Rysunku 3.77 przedstawiono pole naprężeń głównych  $\sigma_1$  na powierzchni wlewnicy. Analiza porównawcza pól naprężeń  $\sigma_1$ ,  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  wykazała, że dodatnie wartości  $\sigma_x$  wyznaczają lokalny stan rozciągania w zidentyfikowanych strefach krytycznych (Strefa I), a więc to właśnie ta składowa ma dominujący wpływ na możliwość inicjacji pęknięć.



Rysunek 3.78 Rozkład naprężeń głównych  $\sigma_1$  w konstrukcji wlewnicy

W celu weryfikacji wskazanych obszarów oraz oceny lokalnej podatności elementu na Rysunku 3.79 przedstawiono pole odkształceń głównych  $\epsilon_1$  w analizowanej wlewnicy. Ujęcie to uzupełnia wcześniej zaprezentowaną mapę naprężeń  $\sigma_1$ , umożliwiając bezpośrednią korelację stref podwyższonych odkształceń z obszarami lokalnego rozciągania.



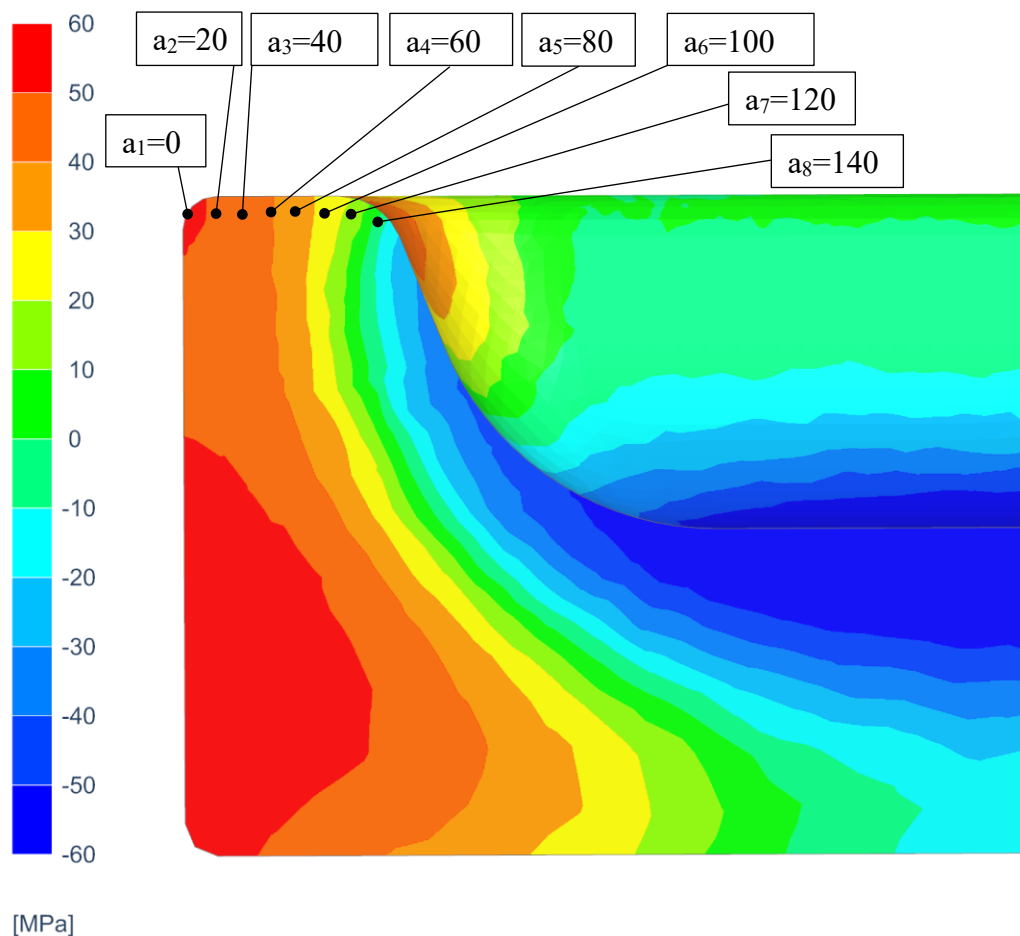
Rysunek 3.79 Pole odkształcenia  $\epsilon_1$  w analizowanej wlewnicy

Zestawienie map naprężeń i odkształceń wskazało tę samą strefę jako obszar krytyczny. Maksima  $\sigma_1$  współwystępują z dodatnimi  $\varepsilon_1$ , co potwierdza lokalny stan rozciągania sprzyjający inicjacji pęknięć. Zgodność ta znajduje potwierdzenie w obserwacjach eksploatacyjnych. Rzeczywiste uszkodzenia wlewnic zlokalizowano w tym samym obszarze, co przedstawiono na Rysunku 3.80.



Rysunek 3.80 Rzeczywiste uszkodzenia wlewnicy w strefie krytycznej wskazanej na podstawie numerycznej analizy stanu naprężenia i odkształcenia – potwierdzenie zgodności z prognozą numeryczną

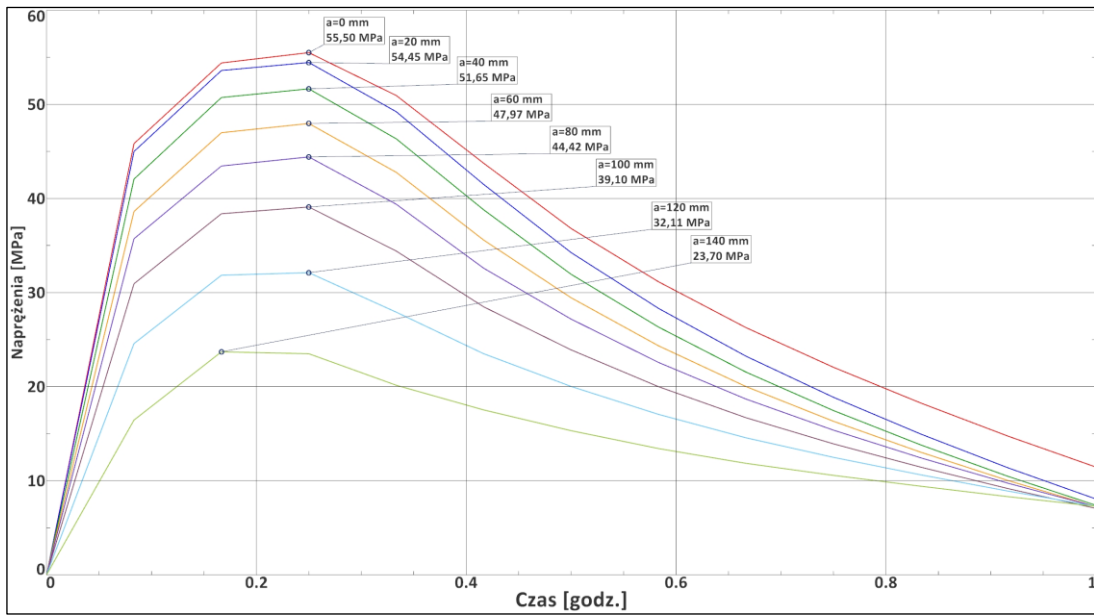
Po zidentyfikowaniu strefy niebezpiecznej (Strefa I) wyznaczono przebiegi zmienności naprężeń na przekroju przez pełną grubość ścianki  $a_{\text{eff}}=140$  mm. Punkty pomiarowe rozmieszczono co 20 mm od powierzchni zewnętrznej ( $a_i = 0, 20, 40, \dots, 140$  mm), co pozwoliło ocenić poziomy i gradienty obciążeń w głąb materiału. Dla każdego punktu określono przebiegi  $\sigma_x(t)$ , a następnie wartości  $\sigma_{x_{\text{max}}}(t)$ , wykorzystywane w dalszej procedurze szacowania trwałości okresu propagacji. Na Rysunku 3.81 pokazano przekrój przez Strefę I z zaznaczonymi punktami obliczeniowymi.



Rysunek 3.81 Przekrój przez strefę niebezpieczną z zaznaczonymi punktami obliczeniowymi  $a_i$  we wlewnicy bazowej

Na podstawie przebiegów  $\sigma(t)$  wyznaczonych w punktach oddalonych od powierzchni zewnętrznej co 20 mm określono wartości  $\sigma_{x_{max}}$  i zbudowano charakterystykę  $\sigma_{x_{max}}(a)$  w zakresie  $a=0-140$  mm. Zestaw par  $(a_i, \sigma_{x_{max}}(a_i))$  aproksymowano w Excelu linią trendu w postaci wielomianu 5. rzędu, uzyskując współczynniki pozwalające traktować  $\sigma_{x_{max}}(a)$  jako funkcję ciągłą. Tak otrzymana postać analityczna została następnie wykorzystana do wyznaczania współczynnika intensywności naprężeń  $K_I$  oraz w dalszej integracji równania Parisa. Aproksymacja wygładza funkcję i umożliwia stabilne obliczenia dla dowolnej głębokości  $a$ .

Przebiegi naprężeń  $\sigma_x(t)$  wyznaczonych w punktach oddalonych od powierzchni zewnętrznej co 20 mm przedstawiono na Rysunku 3.82.

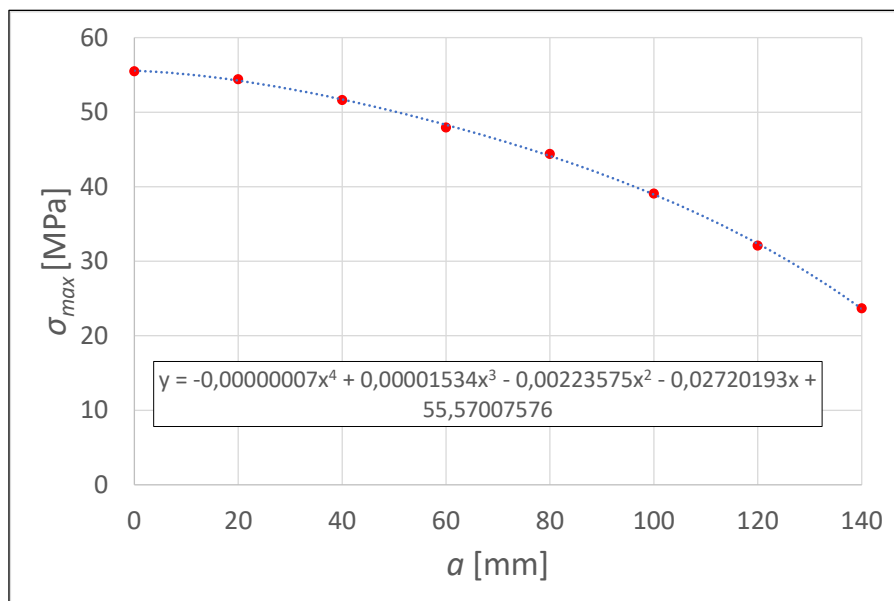


Rysunek 3.82 Przebiegi naprężeń  $\sigma_x(t)$  w Strefie I

Zestaw par  $(a_i, \sigma_{x_{max}}(a_i))$  zestawiono w Tabeli 3.22, natomiast graficzną prezentację charakterystyki  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$  wraz z aproksymacją wielomianową pokazano na Rysunku 3.83.

Tabela 3.22 Zestaw par  $(a_i, \sigma_{x_{max}}(a_i))$  do wyznaczenia charakterystyki  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$

$a_i$ [mm]	0	20	40	60	80	100	120	140
$\sigma_{max}(a_i)$ [MPa]	55,50	54,45	51,65	47,97	44,42	39,10	32,11	23,70



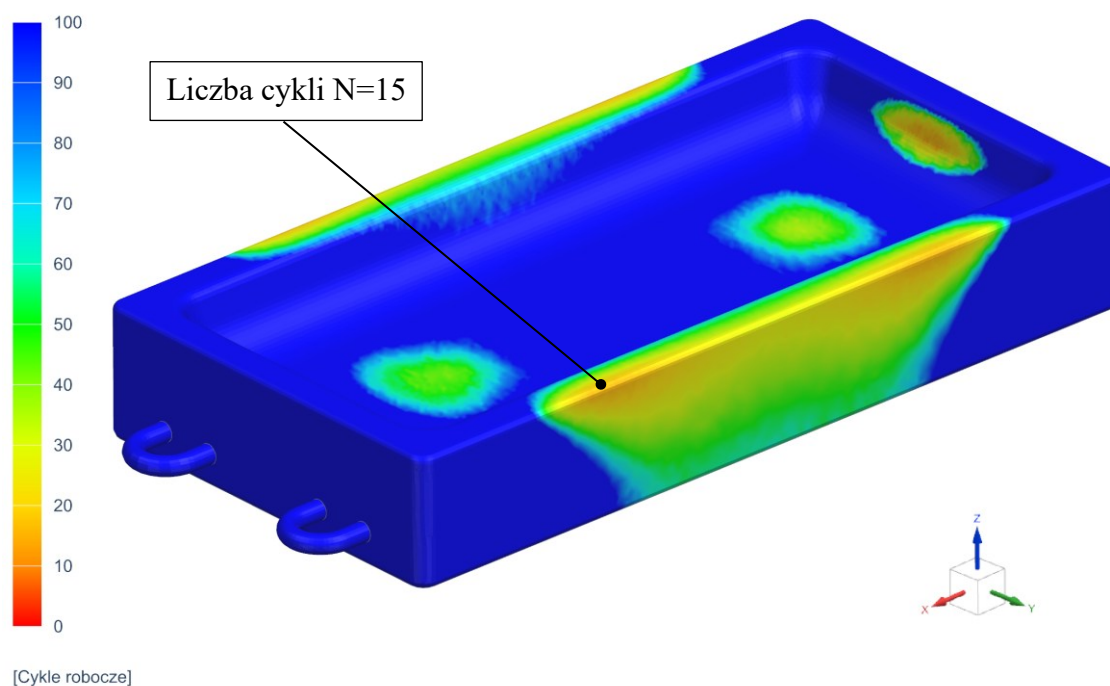
Rysunek 3.83 Charakterystyka  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$  wraz z aproksymacją wielomianem

Tabela 3.23 Współczynniki  $A_1, B_1, C_1, D_1, E_1, F_1$  wielomianu aproksymującego  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$ 

$F_1$	$E_1$	$D_1$	$C_1$	$B_1$	$A_1$
0	-0,00000007	0,00001534	-0,00223574	-0,02720193	55,57007576

### Wyniki analizy trwałości wlewnicy bazowej

Poniżej przedstawiono wyniki analizy trwałości do inicjacji pęknięcia wykonanej w module Simcenter NX Durability z zastosowaniem koncepcji płaszczyzny krytycznej oraz hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego. Wyniki zaprezentowano w postaci map liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{f_I}$  (Rysunek 3.84).

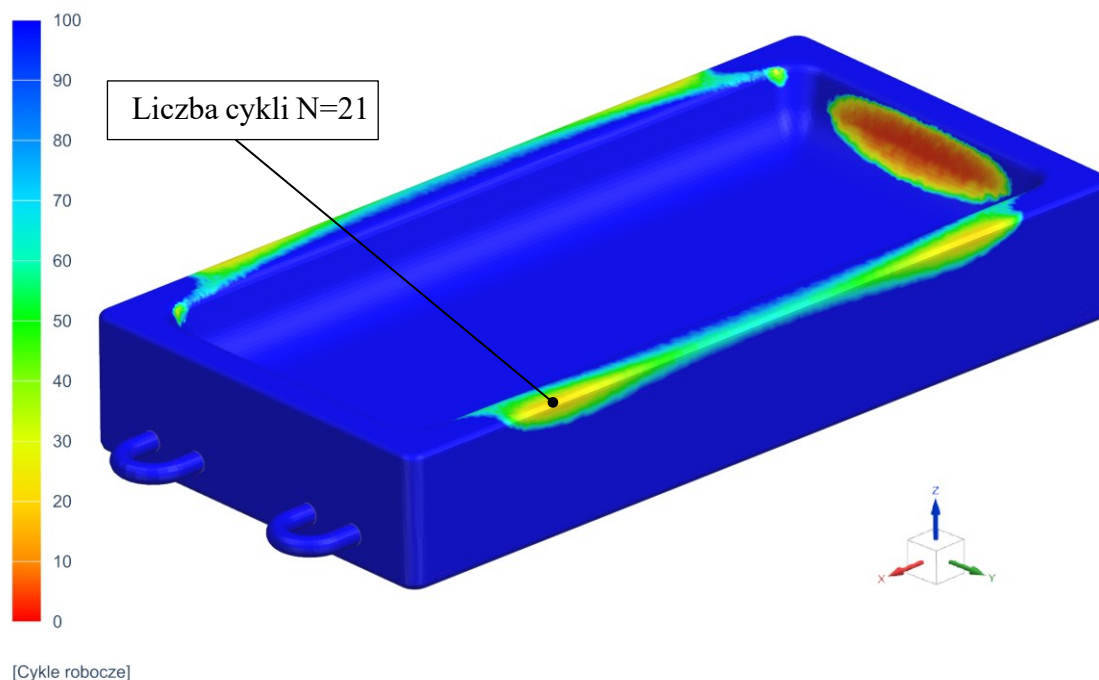


Rysunek 3.84 Mapa prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{f_I}$  – hipoteza  $\Delta\varepsilon_{max}$

Mapa  $N_{f_I}$  jednoznacznie wskazuje Strefę I jako obszar o najmniejszej trwałości, co jest zgodne z wcześniejszą identyfikacją stref maksymalnych naprężeń oraz dodatnich odkształceń. Wyznaczona minimalna liczba cykli do inicjacji pęknięcia wyniosła  $N_{f_I} = 15$ .

Wykonano również obliczenia z zastosowaniem koncepcji płaszczyzny krytycznej i kryterium SWT. Otrzymano tę samą lokalizację strefy niebezpiecznej, natomiast

przewidywana trwałość do inicjacji  $N_{fI}$  okazała się wyższa o 6 cykli względem wariantu z hipotezą maksymalnego odkształcenia głównego (Rysunek 3.85). Różnica ta wynika z faktu, że maksymalne wartości  $\sigma_1$  i  $\varepsilon_1$  występują w różnych krokach czasowych, co z kolei prowadzi do tego, że iloczyn naprężenia normalnego i amplitudy odkształcenia jest mniejszy i skutkuje dłuższą prognozą życia.



Rysunek 3.85 Mapa prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{fI}$  – hipoteza SWT

Zestawienie z dokumentacją uszkodzeń eksploatacyjnych (Rysunek 3.80) potwierdza poprawność lokalizacji obszarów o minimalnej trwałości. Inicjacje obserwowane w praktyce występują w tych samych rejonach, które model wskazuje jako krytyczne. Wyniki te stanowią punkt wyjścia do dalszego etapu: szacowania okresu propagacji oraz oceny wpływu zmian konstrukcyjnych na łączną trwałość elementu.

### Analiza propagacji pęknięcia wlewnicy bazowej

W celu oszacowania liczby cykli okresu propagacji pęknięcia wykorzystano przygotowany arkusz kalkulacyjny (Excel), implementujący prawo Parisa, z uwzględnieniem korekcji geometrycznych Irwina i Newmana–Raju. Obliczenia realizowane są iteracyjnie w krokach  $\Delta a$ : arkusz automatycznie wyznacza  $a_0$ , sumuje liczbę cykli  $N$  oraz kontroluje warunki zakończenia ( $K_{max} \geq K_{IC}(N)$  lub  $a \geq a_{eff}$ ).

Na Rysunku 3.86 przedstawiono budowę skoroszytu z podziałem na kluczowe arkusze robocze i ich role.

A	B
<b>Analiza propagacji</b>	
Autor:	
Imię:	Piotr
Nazwisko:	Mirek
Firma:	Krakodlew S.A.
Dział:	NRP
Nazwa projektu: Wlewnica 0,43 - wersja bazowa	
Numer projektu:	KO-001
Data:	15-09-2025
Uwagi:	

**Arkusz: INFORMACJE**  
Zawiera metrykę obliczeń – dane autora, identyfikację projektu i analizowanej geometrii

---

A	B	C
<b>Stałe materiałowe</b>		
<b>Współczynniki w równaniu Parisa:</b>		
Cp=	2,10E-11	
mp=	9,231	
<b>Wartość progowa <math>\Delta K_{th}</math></b>		
$\Delta K_{th}$ =	2,5	[MPavm]
<b>Współczynniki wielomianu <math>K_{IC}(N)</math></b>		
A2=	-0,00000046	
B2=	0,00007924	
C2=	-0,00506593	
D2=	0,15046183	
E2=	-2,07116405	
F2=	21,0297116	

**Arkusz: STALE**  
Zawiera parametry materiałowe i modelowe:  $C_p$ ,  $m_p$ ,  $\Delta K_{th}$ , współczynniki wielomianu  $K_{IC}(N)$

---

A	B
<b>Współczynniki wielomianu <math>\sigma_{max}(a)</math></b>	
A1=	55,70212121
B1=	-0,07231746
C1=	-0,00056553
D1=	-0,00000391
E1=	0
F1=	0

**Arkusz: SIGMA\_MES**  
Zawiera współczynniki wielomianu  $\sigma_{max}(a)$

---

A	B	C
<b>Dane wejściowe do analizy:</b>		
Geometria szczeliny:	KRAWĘDŹ	
Stosunek a/c:	1	
Grubość ścianki t:	140	[mm]
Zakres efektywnej grubości $a_{eff}$ :	140	[mm]
R	0,1	
Theta	90	stopnie
$\Delta a$	35	[mm]
<b>Dane obliczone:</b>		
<b>Oblicz współczynniki</b>		
$a_0$ =	0,617095403	[mm]
Y=		
FC=	1,134010937	
Trwałość okresu inicjacji $N_f$	15	cykle
ROZPOCZNIJ ANALIZĘ		
Trwałość okresu propagacji $N_{fII}$	27,001	cykle
Trwałość całkowita $N_f$	42,001	

**Arkusz: DANE\_WEJŚCIE**  
Umożliwia wprowadzenie danych wejściowych do analizy: wybór geometrii szczeliny: półelipsa/ćwierćelipsa, stosunek a/c, grubość ścianki  $t_s$ , zakres  $a_{eff}$

Rysunek 3.86 Kluczowe arkusze robocze skoroszytu do szacowania trwałości okresu propagacji

Przeprowadzono analizę propagacji w przygotowanym skoroszycie dla stosunku  $a/c$  w zakresie 0,4–1,0. Zgodnie z obserwacjami eksploatacyjnymi: wlewnice pękają wykazując większą szerokość szczeliny niż głębokość. Porównanie wykazało, że mniejsze  $a/c$  prowadzi do wyższych wartości  $K_I$  i w konsekwencji niższej trwałości, natomiast wzrost  $a/c$  sprzyja wydłużeniu prognozowanego życia. Wyniki zestawiono w Tabeli 3.24.

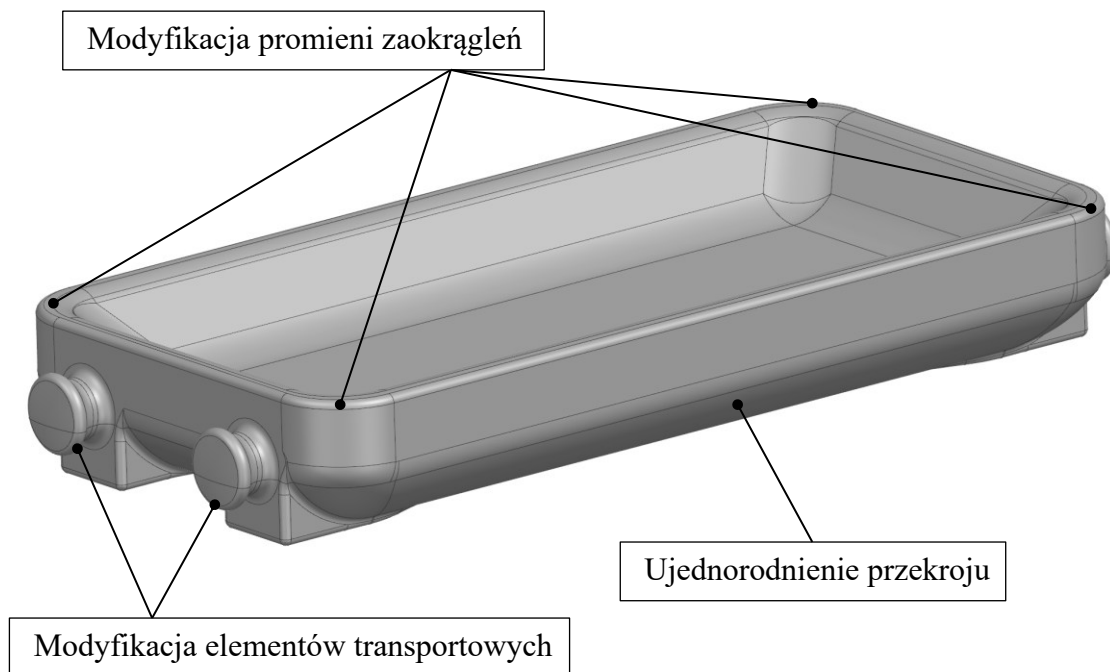
Tabela 3.24 Szacowana trwałość  $N_{fI}$  w zależności od stosunku  $a/c$ 

$a/c$	0,4	0,6	0,8	1
<b>Szacowana trwałość <math>N_{fI}</math></b>	20	23	24	27

Wyznaczona numerycznie trwałość do inicjacji wyniosła 15 cykli, natomiast trwałość propagacji, w zależności od przyjętego stosunku  $a/c$ , mieści się w przedziale 20–27 cykli. Opracowaną metodą oszacowano trwałość całkowitą wlewnicy bazowej na 35–42 cykle, co pozostaje w dobrej zgodności z informacjami eksploatacyjnymi użytkownika (ok. 40 cykli). Zakres wartości odzwierciedla wrażliwość wyniku na kształt szczeliny (parametr  $a/c$ ).

### Zmiana konstrukcji wlewnicy w celu zwiększenia trwałości zmęczeniowej

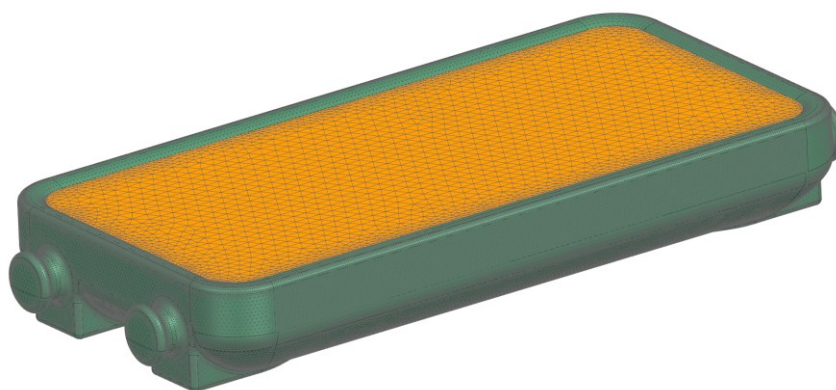
W kolejnym etapie wykonano rekonstrukcję geometrii wlewnicy ukierunkowaną na poprawę trwałości, przy zachowaniu kształtu powierzchni wewnętrznej (a więc i objętości roboczej). Zmodyfikowano promienie zaokrągleń naroży, aby ograniczyć koncentracje naprężeń oraz wyrównano grubości ścianek, dążąc do możliwie jednorodnego przekroju i redukcji lokalnych gradientów termicznych i mechanicznych. Stalowe elementy transportowe zastąpiono elementami odlewanymi, dostosowanymi do transportu zawieszami łańcuchowymi, co eliminuje ostre karby i nieciągłości sztywności. Założeniem zmian było obniżenie maksymalnych wartości naprężeń i odkształceń oraz podniesienie odporności na inicjację pęknięć przy niezmiętej funkcji procesu. Rysunek 3.87 przedstawia nową geometrię z wyszczególnionymi modyfikacjami. W dalszej części zaprezentowano ich weryfikację numeryczną oraz wpływ na prognozowaną trwałość.



Rysunek 3.87 Wlewnica po zmianie konstrukcji wraz z wyszczególnionymi modyfikacjami

Aby zapewnić porównywalność wyników, dla wariantu po rekonstrukcji zastosowano te same warunki brzegowe i te same parametry materiałowe co w układzie odniesienia: identyczne temperaturowe warunki początkowe, współczynniki wymiany ciepła i konwekcji. Obliczenia prowadzono według tego samego algorytmu, dzięki czemu różnice w wynikach można jednoznacznie przypisać zmianom geometrii, a nie zmianom modelowania.

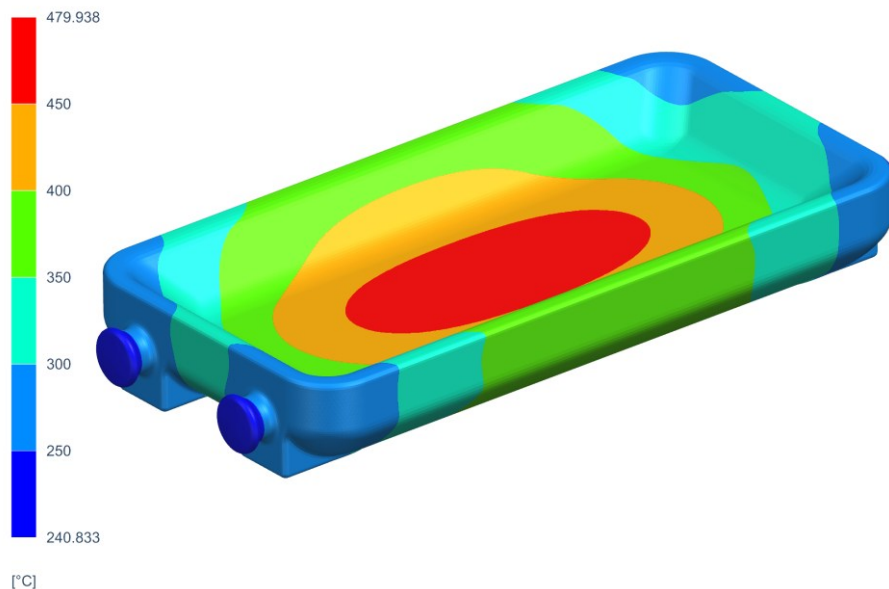
Na Rysunku 3.88 przedstawiono przygotowany model numeryczny wlewnicy. Do dyskretyzacji zastosowano siatkę nieliniowych elementów czworościennych.



Rysunek 3.88 Model numeryczny wlewnicy 0,43 m<sup>3</sup> – wersja po modyfikacji

### Wyniki analizy termicznej wlewnicy po rekonstrukcji

Na Rysunku 3.89 przedstawiono rozkład pól temperatury dla wlewnicy po modyfikacji, w chwili maksymalnego nagrzania (ok. 1,5 h od zalania).



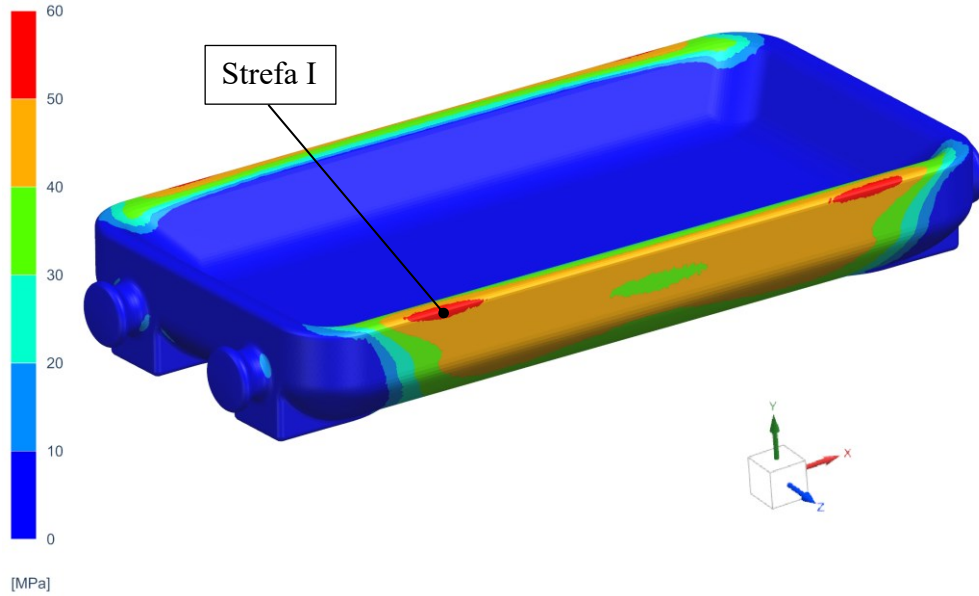
Rysunek 3.89 Rozkład pól temperatury we wlewnicy po rekonstrukcji geometrii w chwili maksymalnego nagrzania

Temperatura maksymalna wynosi 480 °C, czyli o 17 °C mniej niż w wariancie bazowym. Izoterma 700 °C nie występuje. Co istotne, różnica temperatur między ścianą wewnętrzną a zewnętrzną jest teraz o ok. 70 °C mniejsza, co świadczy o bardziej jednorodnym nagrzewaniu ścianki. Oczekiwanym skutkiem jest redukcja naprężeń termicznych i ograniczenie koncentracji w strefach krytycznych. Uzyskane rozkłady temperatury przyjęto następnie jako obciążenie termiczne w analizie przemieszczeniowo-naprężeniowej zrekonstruowanej geometrii.

### Wyniki analizy naprężeniowej wlewnicy po rekonstrukcji

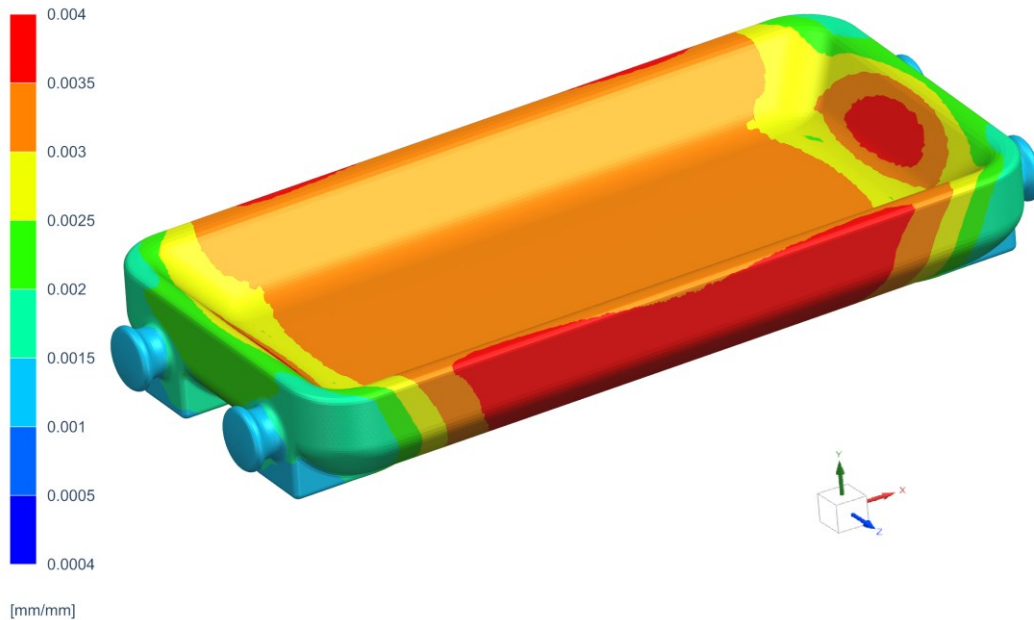
Na Rysunku 3.90 przedstawiono pole naprężeń  $\sigma_1$  dla wlewnicy po modyfikacji. Wyniki wskazują na obniżenie wartości szczytowych oraz wyraźne zmniejszenie obszaru stref o podwyższonych wartościach naprężeń. Maksimum występuje w niemal tożsamym położeniu jak w wariancie bazowym (Strefa I), co potwierdza ten sam mechanizm obciążenia, lecz o mniejszej intensywności. Po analizie składowych stanu naprężenia w dalszym ciągu to  $\sigma_x$  ma dominujący wpływ na możliwość inicjacji pęknięć (dodatnie wartości wyznaczają lokalny stan rozciągania). Redukcja poziomego naprężeń jest spójna

z bardziej jednorodnym polem temperatur, wyrównaniem grubości ścianki oraz zwiększonymi promieniami zaokrągleń. Nie ujawniono nowych stref krytycznych. W efekcie należy oczekiwać wydłużenia trwałości do inicjacji.



Rysunek 3.90 Rozkład naprężeń  $\sigma_1$  w konstrukcji wlewnicy po modyfikacji

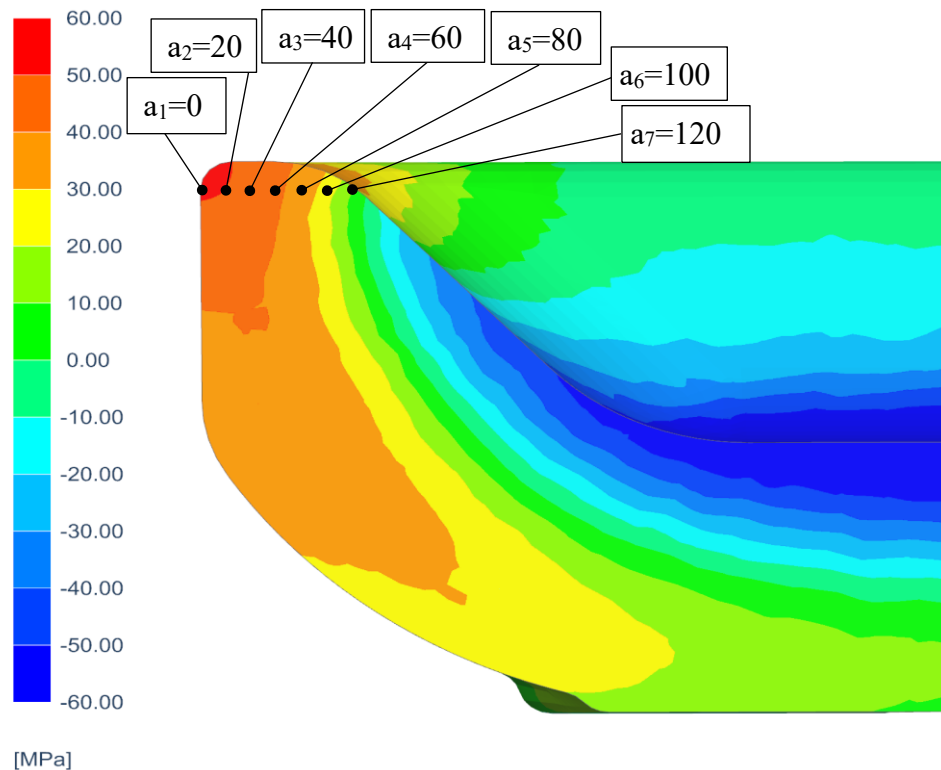
Mapę naprężeń uzupełniono analizą pól odkształceń, potwierdzając lokalizację stref niebezpiecznych. Na Rysunku 3.91 przedstawiono pole odkształceń  $\epsilon_1$ .



Rysunek 3.91 Pole odkształcenia  $\epsilon_1$  we wlewnicy po rekonstrukcji

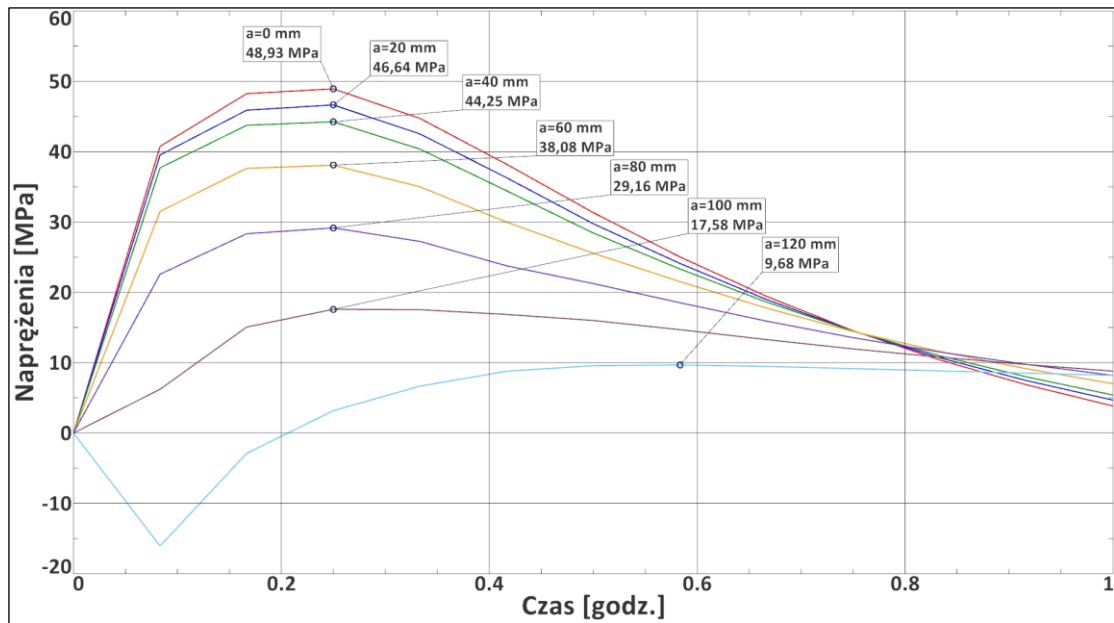
Dodatnie wartości pokrywają się z obszarami podwyższonych naprężeń  $\sigma_1$ , co jednoznacznie wskazuje lokalny stan rozciągania. W wariancie po modyfikacji maksymalne wartości  $\varepsilon_1$  pozostają zbliżone, natomiast zmniejszył się obszar podwyższonych odkształceń, co świadczy o mniejszej podatności na inicjację pęknięć. Celem umożliwienia porównywalności ocen zastosowano tę samą skalę legendy jak w analizie bazowej.

Po wskazaniu Strefy I jako obszaru krytycznego przeanalizowano zmiany naprężeń w przekroju na grubości ścianki ( $a_{\text{eff}} = 120$  mm). Punkty obliczeniowe rozmieszczono co 20 mm od strony powierzchni zewnętrznej ( $a_i = 0, 20, \dots, 120$  mm), co pozwoliło uchwycić poziomy oraz gradienty obciążeń w głąb materiału. Dla każdego punktu wyznaczono funkcję  $\sigma_x(t)$  i na ich podstawie odczytano wartości  $\sigma_{x_{\text{max}}}$ , które posłużyły jako dane wejściowe w dalszym etapie szacowania propagacji pęknięcia. Schemat przekroju i lokalizację punktów przedstawiono na Rysunku 3.92.



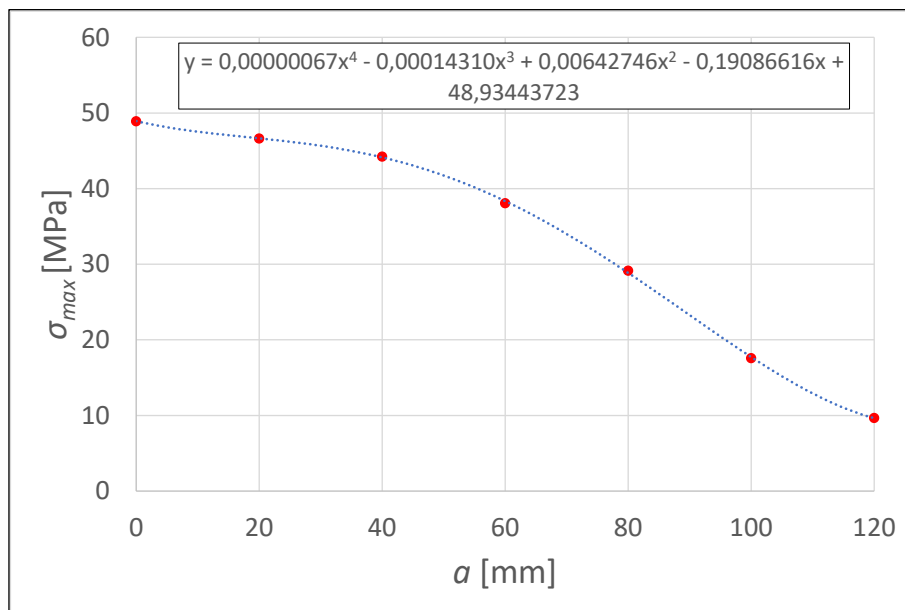
Rysunek 3.92 Przekrój przez strefę niebezpieczną z zaznaczonymi punktami obliczeniowymi we wlewnicy po rekonstrukcji

Przebiegi naprężeń  $\sigma_x(t)$  wyznaczonych w punktach oddalonych od powierzchni zewnętrznej co 20 mm przedstawiono na Rysunku 3.93.



Rysunek 3.93 Przebiegi naprężeń głównych  $\sigma_x(t)$  w Strefie I

Zestaw par  $(a_i, \sigma_{x_{max}}(a_i))$  zestawiono w Tabeli 3.25, natomiast graficzną prezentację charakterystyki  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$  wraz z aproksymacją wielomianową pokazano na Rysunku 3.94.



Rysunek 3.94 Charakterystyka  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$  wraz z aproksymacją wielomianową

Tabela 3.25 Zestaw par  $(a_i, \sigma_{x_{max}}(a_i))$  do wyznaczenia charakterystyki  $\sigma_{x_{max}}(a_i)$ 

$a_i$ [mm]	0	20	40	60	80	100	120
$\sigma_{x_{max}}(a_i)$ [MPa]	48,93	46,64	44,25	38,08	29,16	17,58	9,68

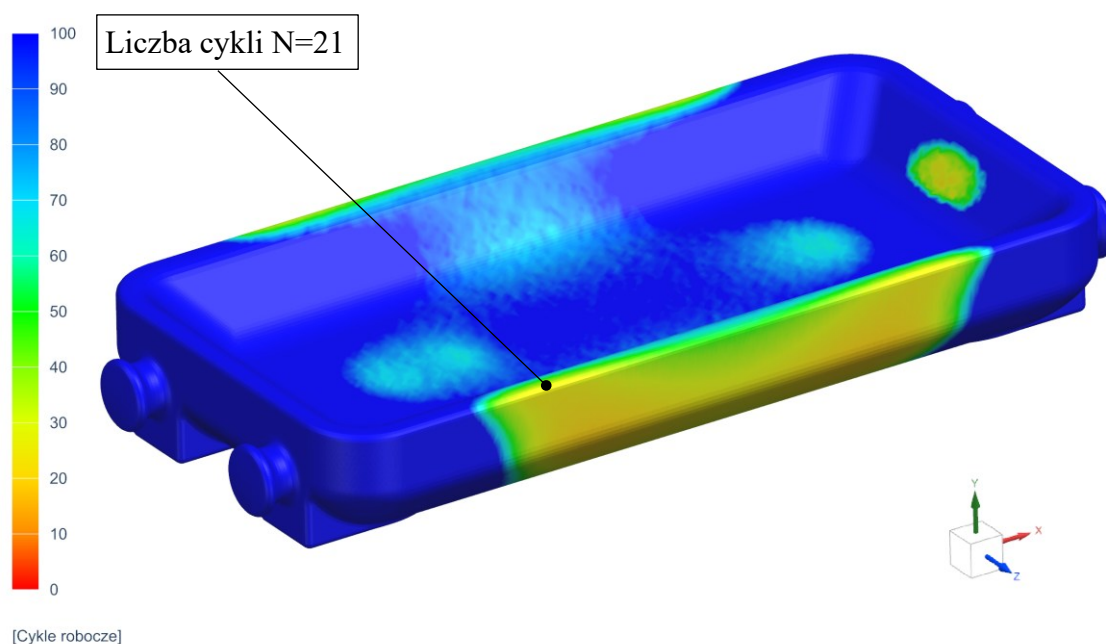
Wyznaczone wartości współczynników wielomianu zestawiono w Tabeli 3.26.

 Tabela 3.26 Współczynniki  $A_1, B_1, C_1, D_1, E_1, F_1$  wielomianu aproksymującego  $\sigma_{max}(a)$ 

$F_1$	$E_1$	$D_1$	$C_1$	$B_1$	$A_1$
0	0,00000067	-0,00014310	0,00642746	-0,19086616	48,93443723

### Analiza trwałości wlewnicy po modyfikacji

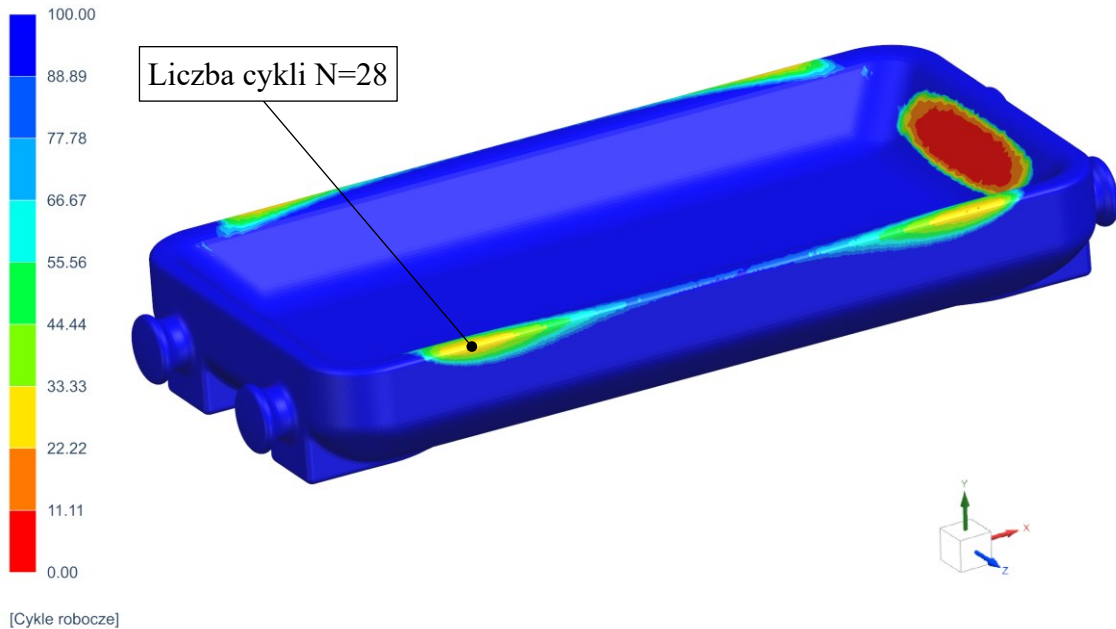
Poniżej przedstawiono wyniki analizy trwałości do inicjacji pęknięcia koncepcji płaszczyzny krytycznej oraz hipotezy maksymalnego odkształcenia głównego. Wyniki zaprezentowano w postaci map liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{fI}$  (Rysunek 3.95).



Rysunek 3.95 Mapa prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{fI}$  – hipoteza  $\Delta\epsilon_{max}$

Analiza trwałości do inicjacji pęknięcia dla wlewnicy po modyfikacjach potwierdziła Strefę I jako obszar krytyczny. Minimalna liczba cykli do inicjacji wyniosła

$N_{fi}=21$ . Obliczenia wykonane z wykorzystaniem koncepcji płaszczyzny krytycznej i kryterium SWT wskazały tę samą lokalizację strefy niebezpiecznej, przy trwałości większej o 7 cykli ( $N_{fi}=28$ ) (Rysunek 3.96).



Rysunek 3.96 Mapa prognozowanej liczby cykli do inicjacji pęknięcia  $N_{fi}$  – hipoteza SWT

### Analiza propagacji pęknięcia wlewnicy bazowej

Przeprowadzono analogiczną analizę propagacji w przygotowanym skoroszytcie dla  $a/c = 0,4-1,0$ . Dla wlewnicy po modyfikacji uzyskano  $N_{fi}=21$  cykli (inicjacja) oraz  $N_{fII}=34-47$  cykli (propagacja). Wyniki zestawiono w Tabeli 3.27. Daje to trwałość całkowitą 55–68 cykli, co oznacza wzrost względem wersji bazowej (35–42 cykli) o około 57–62%.

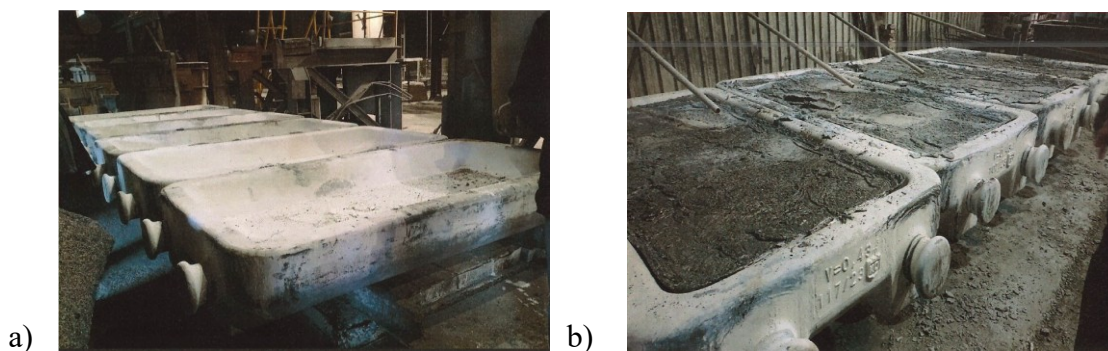
Tabela 3.27 Szacowana trwałość  $N_{fII}$  w zależności od stosunku  $a/c$

$a/c$	0,4	0,6	0,8	1
Szacowana trwałość $N_{fII}$	34	39	43	47

### Walidacja poprawności działania metody prognozowania.

W celu walidacji opracowanej metody wykonano serię odlewów wlewnicy w zmodyfikowanej konstrukcji i wdrożono je do produkcji w warunkach przemysłowych.

Na Rysunku 3.97a pokazano zestaw wlewnic po modyfikacji przygotowany do zalania, natomiast Rysunek 3.97b przedstawia te same wlewnice bezpośrednio po zalaniu ciekłym metalem. Dokumentacja fotograficzna potwierdza poprawność założeń projektowych i umożliwia bieżące śledzenie zachowania konstrukcji w rzeczywistym cyklu eksploatacyjnym.



Rysunek 3.97 Zestaw wlewnic ze zmodyfikowaną konstrukcją w warunkach produkcyjnych: a) wlewnice przygotowane do zalania, b) wlewnice po zalaniu ciekłym stopem

Zestaw wlewnic pracował do wystąpienia uszkodzeń, obserwacje eksploatacyjne potwierdziły lokalizacje miejsc niebezpiecznych wyznaczone numerycznie. Przykłady uszkodzeń pokazano na Rysunku 3.98.



Rysunek 3.98 Pęknięcia wlewnicy po modyfikacji. Potwierdzenie lokalizacji stref niebezpiecznych z analizy numerycznej.

Rzeczywista trwałość wlewnic po modyfikacji mieściła się w przedziale 48–52 cykli, czyli nieco poniżej prognoz metody. Na podstawie obserwacji eksploatacyjnych stwierdzono, że front pęknięcia rozwijał się przy mniejszym stosunku  $a/c$  niż przyjęto w analizie. Zgodnie z wynikami przeglądu  $a/c$ , przełożyło się to na mniejszą trwałość od prognoz. Taki charakter pęknięcia jest spójny z rozległym obszarem maksimum odkształceń na bocznej ścianie (Rysunek 3.91), co sprzyja szerokiej, płytkiej szczelinie.

Wzrost trwałości względem wersji bazowej (ok. 40 cykli) wyniósł około 20-30%.

### 3.10. Wnioski końcowe

Na podstawie przeprowadzonych badań eksperymentalnych, analiz numerycznych oraz oceny mikrostruktury żeliwa wlewnicowego poddanego cyklicznym obciążeniom termicznym sformułowano zbiór najważniejszych wniosków podsumowujących całość pracy. Wnioski te obejmują zarówno potwierdzenie postawionych tez, jak i dodatkowe spostrzeżenia wynikające z porównania wyników pomiarów z obliczeniami metodą elementów skończonych. Szczególny nacisk położono na powiązanie zmian właściwości mechanicznych i fizycznych z procesami degradacji mikrostruktury oraz identyfikację obszarów krytycznych konstrukcji wlewnicy. Przedstawione poniżej punkty stanowią syntetyczne podsumowanie uzyskanych rezultatów oraz podstawę do formułowania zaleceń projektowych i eksploatacyjnych.

Zestawienie najważniejszych wniosków:

1. Numeryczne wyznaczenie składowych tensora naprężeń i odkształceń w ścianach wlewnicy generowanych zmiennym w czasie polem temperatury umożliwia prognozowanie jej odporności na zmęczenie cieplne (teza I).
2. Odporność na zmęczenie cieplne jest sumą liczby cykli inicjujących pęknięcie oraz liczby cykli powodujących propagację pęknięcia zmęczeniowego (teza II).
3. Propagację pęknięcia w ścianie wlewnicy można szacować w oparciu o stworzony model obliczeniowy uwzględniający badania z zakresu mechaniki pęknięcia (teza III).

4. Stwierdzono bardzo dobrą zgodność między wynikami pomiarów temperatury i przemieszczenia ścianek wlewnicy, które przeprowadzono na doświadczalnym stanowisku zalewania, a wynikami obliczeń MES. Zbieżność tych wyników została uznana za czynnik weryfikujący poprawność obliczeń MES wartości składowych pola (przemieszczeń, odkształceń i naprężeń) ścianek wlewnicy podczas cyklu pracy.
5. Na podstawie badań stwierdzono bardzo silny wpływ cyklicznego obciążenia termicznego na obniżenie właściwości wytrzymałościowych materiału. Wpływ ten był szczególnie wyraźny w początkowym okresie eksploatacji wlewka: po 10 cyklach obciążenia termicznego spadek wytrzymałości oraz odporności na pękanie wynosił aż 40%.
6. Na podstawie zweryfikowanego eksperymentalnie modelu numerycznego możliwe było zidentyfikowanie wszelkich niebezpiecznych miejsc, które były szczególnie podatne na inicjację i propagację pęknięć oraz biorąc pod uwagę szerszą perspektywę, istnieje możliwość numerycznej optymalizacji konstrukcji wlewnicy celem poprawy jej żywotności.
7. Na zmniejszenie wytrzymałości materiału wlewnicowego miały wpływ zmiany, które zaszły w mikrostrukturze po poddaniu jej działaniu coraz większej liczby obciążeń termicznych. Analiza obrazów mikrostruktury wykazała, że zmiany te można podzielić na cztery następujące po sobie etapy: inicjacja mikropęknięć, tworzenie się wstępnych wydzielen tlenkowych i propagacja mikropęknięć (których inicjacja miała miejsce w poprzednim etapie), łączenie się mikropęknięć w mikropęknięcia, które przebiegały wzdłuż wydzielen grafitu, oraz gwałtowna intensyfikacja zjawisk, które wystąpiły w poprzednich etapach.
8. Podczas analizy trwałości zmęczeniowej wlewnicy konieczne jest uwzględnienie wpływu wszystkich składowych tensora stanu naprężenia - zwłaszcza tych, które mogą wpływać na propagację pęknięć.
9. Na podstawie przeprowadzonej próby wdrożeniowej stwierdzono, że opracowana metoda cechuje się wysoką zgodnością w lokalizacji stref krytycznych względem rzeczywistych uszkodzeń wlewnic, co przekłada się na podejmowanie

trafniejszych decyzji projektowych oraz skuteczniejszą optymalizację konstrukcji wlewnicy.

10. Opracowana metoda ma charakter wielowariantowy i umożliwia wieloaspektową ocenę pracy elementu. Pozwala analizować wpływ kształtu oraz kierunku rozwoju szczeliny na trwałość w fazie propagacji, co sprzyja trafniejszej ocenie ryzyka i doborowi optymalnych rozwiązań konstrukcyjnych.
11. W perspektywie dalszych prac przewiduje się rozszerzenie metody o modele NASGRO oraz dynamiczną zmianę kształtu szczeliny podczas propagacji.
12. Opracowaną metodę można z powodzeniem zaimplementować do prognozowania trwałości zmęczeniowej innych elementów pracujących w warunkach cyklicznych obciążeń termomechanicznych, także dla innych materiałów, o ile znane są ich właściwości mechaniczne i fizyczne w zakresie wymaganym do kalibracji modelu.

## Literatura:

- [1] P. Mirek, „Ocena zmiany własności materiałowych i metalograficznych materiału dedykowanego do produkcji osprzętu stalowniczego, poddawanego cyklicznym obciążeniom cieplnym,” *Zagadnienia poruszane przez młodych naukowców*, nr 22, pp. 132-138, 2022.
- [2] W. Stachurski, *Zasady konstruowania wlewnic*, Kraków: Stowarzyszenie Techniczne Odlewników Polskich, 1975.
- [3] „World Steel Association,” [Online]. Available: <https://worldsteel.org/data/world-steel-in-figures/world-steel-in-figures-2024/>. [Data uzyskania dostępu: 25 Marzec 2025].
- [4] J. Odehnal, P. Ludvik, T. Studecky i P. Michalek, „Development of Universal Mould Geometry for the Teeming of Cylindrical Iron-Base Alloy Ingots,” *Metals*, tom 11, nr 471, 2021.
- [5] L. Zhang i B. G. Thomas, „State of the Art in the Control of Inclusions during Steel Ingot Casting,” *Metallurgical and Materials Transactions B*, pp. 733-761, 9 Październik 2006.
- [6] C. Podrzucki, *Żeliwo - struktura, właściwości, zastosowanie*, Kraków: Wydawnictwo ZG STOP, 1991.
- [7] X. Wang, W. Zang, B. Guo i W. Zhao, „The characteristics of microcrack initiation process in cast iron materials under thermal shock test,” *Materials Science and Engineering: A*, nr 609, pp. 310-317, 2014.
- [8] P. Lan i J. Zhang, „Strength, microstructure and chemistry of ingot mould grey iron after different cycles of low frequency high temperature loads,” *Materials & Design*, nr 54, pp. 112-120, 2014.
- [9] R. Casati, R. Faccin i M. Vedani, „Microstructural evolution and thermal fatigue resistance of grey cast iron,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, nr 41, pp. 99-110, 2017.
- [10] A. Oyetunji, B. C. Olowodaran, A. O. Alao, A. A. Barnabas, S. O. Omole i A. A. Babalola, „A review: thermo-mechanical fatigue of grey cast iron for automobile application and effects of alloying additions,” *International Journal of Engineering Applied Sciences and Technology*, tom 5, nr 4, pp. 17-25, 2020.
- [11] M. Drajewicz, P. Cichosz i S. Rudy, „Coupled Numerical Simulations of the SIMCENTER 3D for Casting Equipment Made of Grey Cast Iron,” *International Journal of Mechanical Engineering and Robotics Research*, tom 9, nr 10, pp. 1360-1364, Październik 2020.
- [12] R. I. Guthrie i M. M. Isac, „Continuous Casting Practices for Steel: Past, Present and Future,” *Metals*, tom 12(5), 2022.
- [13] M. Maj, J. Piekło, S. Pysz i W. Stachurski, „Optymalizacja konstrukcji grubościennego odlewu żeliwnego na przykładzie wlewnicy,” *Zeszyty Naukowe*

- Politechniki Poznańskiej. Budowa Maszyn i Zarządzanie Produkcją , nr 1, pp. 63-72, 2004.
- [14] J. Szajnar, T. Wróbel i P. Wróbel, „Investigation of thermal processes during test operation of ingot mould with composite surface layer,” Archives of Foundry Engineering, nr 8, pp. 163-166, 2008.
- [15] P. Mirek, J. Piekło i A. Garbacz-Klempka, „Experimental and Numerical Analysis of Thermal Fatigue of Grey Cast Iron Ingot Mould,” Materials, tom 17, nr 5735, 2024.
- [16] P. H. Dauby, „Continuous casting: make better steel and more of it,” Revue de Metallurgie, pp. 113-136, 2 Listopad 2012.
- [17] W. Stachurski, Kształtowanie wlewnic i płyt podwlewnicowych w świetle uproszczonej analizy wytrzymałościowej i badań modelowych, Kraków: Wydawnictwo AGH, 1994.
- [18] M. Maj, J. Łukasik i W. Stachurski, „Technical and economic aspects of the process of designing thermally loaded castings,” Hutnik Wiadomości Hutnicze : czasopismo naukowo-techniczne poświęcone zagadnieniom hutnictwa, tom 88, nr 1, pp. 22-25, 2021.
- [19] M. Gróza, Effect of surface defects on the fatigue life of nodular cast iron components, Budapeszt: PhD Thesis, 2020.
- [20] L. Ceschini, A. Morri i A. Morri, „Effects of Casting Size on Microstructure and Mechanical Properties of Spheroidal and Compacted Graphite Cast Irons: Experimental Results and Comparison with International Standards,” Journal of Materials Engineering and Performance, nr 26, pp. 2583-2592, 2017.
- [21] V. Zuch, G. Jacobs i J. Euler, „Component fatigue strength testing on a down-scaled cast iron wind turbine gearbox planet carrier,” Forsch Ingenieurwes, nr 89, 2025.
- [22] W. Albert, „Über Treibseile am Harz,” Arch Für Mineral Geognosie Bergbau Und Hüttenkd, tom 10, pp. 215-234, 1838.
- [23] W. Rankine, „On the causes of the unexpected breakage of the journals of railway axles; and on the mean of preventing such accidents by observing the law of continuity in their construction,” J Franklin Inst, 1843.
- [24] F. Braithwaite, „Discussion on the fatigue and consequent fracture of metals,” Minutes Proc Inst Civ Eng, 1954.
- [25] K. L. Richards, Design Engineer’s Handbook. vol. 1. First, Boca Raton: Taylor & Francis Group, LLC, 2013.
- [26] U. Krupp, Fatigue Crack Propagation in Metals and Alloys: Microstructural Aspects and Modelling Concepts, Weinheim: WILEY-VCH Verlag GmbH & Co., 2007.
- [27] J. Bauschinger, Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchung, Munchen: Mitteilungen des Mech. Lab. der Königlich Tech. Hochschule, 1886.

- [28] J. A. Ewing i J. C. Humfrey, „The Fracture of Metals under Repeated Alternations of Stress,” *Philos Trans R Soc*, nr 200, pp. 241-250, 1903.
- [29] O. H. Basquin, „The Exponential Law of Endurance Tests,” nr 10, pp. 625-630, 1910.
- [30] A. Palmgren, „Die Lebensdauer von Kugellagern,” *VDI-Zeitschrift*, 1924.
- [31] M. A. Miner, „Cumulative Damage in Fatigue,” *Transactions ASME - J Appl Mech*, p. 159, 1954.
- [32] C. E. Inglis, „Stresses in a Plate due to the Presence of Cracks and Sharp Corners,” *Trans Inst Nav Archit*, tom 55, nr 219, 1913.
- [33] A. A. Griffith, „The Phenomena of Rupture and Flow in Solids,” *Philos Trans A*, tom 221, 1920.
- [34] P. Paris i F. Erdogan, „A Critical Analysis of Crack Propagation Laws,” *J Basic Eng*, nr 85, pp. 528-533, 1963.
- [35] W. Elber, „The significance of fatigue crack closure,” *Damage Toler Aircr Struct*, pp. 230-242, 1971.
- [36] F. Gillemot, E. Czoboly i I. Havas, „Fracture mechanics applications of absorbed specific fracture energy: Notch and unnotched specimens,” *Theor Appl Fract Mech*, tom 4, pp. 39-45, 1985.
- [37] F. Gillemot, „Criterion of crack initiation and spreading,” *Eng Fract Mech*, tom 8, pp. 239-253, 1976.
- [38] E. Czoboly, I. Havas i J. Ginsztler, „Relation between low cycles fatigue data and the absorbed specific energy,” pp. 481-491, 1984.
- [39] J. C. Radon i E. Czoboly, „Aspects of fatigue crack growth under random load,” *Gepipari Tudomanyos Egyesulet*, pp. 231-233, 1986.
- [40] L. Riposan, M. Chisamera i S. Stan, „New developments in high quality grey cast Irons,” *China Foundry*, tom 11, pp. 351-364, 2014.
- [41] F. Langmayr, F. Zieher i M. Lampic, „The thermo-mechanics of cast iron for cylinder heads,” *MTZ Worldw*, nr 65, pp. 17-20, 2004.
- [42] R. Bertodo, „Grey cast irons for thermal-stress applications,” *J. Strain Anal.*, nr 5, pp. 98-109, 1970.
- [43] A. Weroński, *Zmęczenie cieplne*, Warszawa: Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1983.
- [44] Z. Orłoś, *Naprężenia cieplne*, Warszawa: Wydawnictwo naukowe PWN, 1991.
- [45] J. L. Lee i S. C. Lee, „Thermal Fracture Endurance of Cast Irons with Application Study of Pig Iron Ingot Molds,” *Metall. Mater. Tarns.*, nr 26, pp. 1431-1440, 1995.
- [46] „Krakodlew S.A.” [Online]. Available: <https://krakodlew.pl/category/produkty/wlewnice-i-akcesoria-pl/wlewnice/>. [Data uzyskania dostępu: 6 Kwiecień 2025].

- [47] X. Yang, Z. Zhang, J. Wang i L. Ren, „Investigation of nanomechanical properties and thermal fatigue resistance of gray cast iron processed by laser alloying,” *Journal of Alloys and Compounds*, nr 626, pp. 260-263, 2015.
- [48] K. Sękowski i J. Paskowski, *Atlas struktur znormalizowanych stopów odlewniczych*, Kraków: Instytut Odlewnictwa, 1990.
- [49] ISO-945-1:2009 , „Mikrostruktura żeliwa, Część 1: Klasyfikacja wydzieleni grafitu na podstawie analizy wizualnej,” *Polski Komitet Normalizacyjny*, pp. 1-25, 2009.
- [50] G. H. Wang i Y. X. Li, „Thermal conductivity of cast iron—A review,” *China Foundry*, nr 17, pp. 85-95, 2020.
- [51] J. Helsing i G. Grimvall, „Thermal conductivity of cast iron: Models and analysis of experiments.,” *J. Appl. Phys.*, nr 70, pp. 1198-1206, 1991.
- [52] M. Moonesan, A. Honarbakhsh raouf, F. Madah i A. Habibollah zadeh, „Effect of alloying elements on thermal shock resistance,” *J. Alloys Compd.*, nr 520, pp. 226–231, 2012.
- [53] S. Pan, F. Zeng, N. Su i Z. Xian, „The effect of niobium addition on the microstructure and properties of cast iron used in cylinder,” *J. Mater. Res. Technol.*, nr 9, p. 1509–1518, 2020.
- [54] X. Ding, H. Huang, W. Matthias, S. Huang, Y. Lu i Q. Feng, „Development of high performance cast iron with combination of improved mechanical and thermal properties through mo addition,” *Metall. Mater. Trans. A*, nr 49, pp. 3173–3177, 2018.
- [55] X. Ding, X. Li, H. Huang, W. Matthias, S. Huang i Q. Feng, „Effect of mo addition on as-cast microstructures and properties of grey cast irons,” *Mater. Sci. Eng. A*, nr 718, p. 483–491, 2018.
- [56] K. Przybyłowicz, *Metaloznawstwo*, Warszawa: Wydawnictwo Naukowo - Techniczne, 2007.
- [57] L. A. Dobrzeński, *Podstawy nauki o materiałach i metaloznawstwo: materiały inżynierskie z podstawami projektowania materiałowego*, Warszawa: Wydawnictwa Naukowo - Techniczne, 2002.
- [58] J. Rączka i W. Sakwa, „Żeliwo, Poradnik inżyniera. Odlewnictwo,” Warszawa, Wydawnictwa Naukowo - Techniczne, 1986, pp. 1-201.
- [59] R. Skoczylas, „Korzyści z matematycznego modelowania procesów odlewniczych,” *Przegląd Odlewnictwa*, tom 52, nr 12, pp. 439-442, 2002.
- [60] „Foundry-Lexicon,” [Online]. Available: <https://www.giessereilexikon.com/en/foundry-lexicon/Encyclopedia/show/graphite-classification-chart-3800/?cHash=83335e5457eafbfac507bf4150f62825>. [Data uzyskania dostępu: 5 Maj 2025].
- [61] S. M. Shelton, „Thermal conductivity of some irons and steels over the temperature range 100 to 500 C.,” *Standards Journal of Research*, nr 12, pp. 441-450, 1934.

- [62] I. Belov, V. Fourlakidis, B. Domeij, T. Matsushita i A. Dioszegi, „A thermal conductivity model for gray iron,” *International Journal of Metalcasting*, tom 18, nr 3, pp. 2107-2117, 2024.
- [63] D. Holmgren, „Review of thermal conductivity of cast iron,” *International Journal of Cast Metals Research*, tom 18, nr 6, pp. 331-345, 2005.
- [64] J. Helsing i G. Grimvall, „Thermal conductivity of cast iron: Models and analysis of experiments,” *Journal of Applied Physics*, tom 70, nr 3, pp. 1198-1206, 1991.
- [65] M. Bazdar, H. R. Abbasi, A. H. Yaghtin i J. Rassizadehghani, „Effect of sulfur on graphite aspect ratio and tensile properties in compacted graphite irons,” *J. Mater. Process. Technol.*, nr 209, pp. 1701-1705, 2009.
- [66] M. Górny i M. Kawalec, „Effects of titanium addition on microstructure and mechanical properties of Thin-Walled compacted graphite iron castings,” *J. Mater. Eng. Perform.*, nr 22, pp. 1519-1524, 2013.
- [67] G. H. Wang i Y. X. Li, „Thermal conductivity of cast iron -A review,” *China Foundry*, nr 17, pp. 85-95, 2020.
- [68] I. L. Svensson i D. Holmgren, „Thermal conductivity–structure relationships in grey cast iron,” pp. 321-330, 2005.
- [69] M. Selin, D. Holmgren i I. L. Svensson, „Influence of alloying additions on microstructure and thermal properties in compact graphite irons,” *Int. J. Cast Metal. Res.*, nr 22, pp. 283-285, 2009.
- [70] K. Jalava, K. Soivio, J. Laine i J. Orkas, „Effect of silicon and microstructure on spheroidal graphite cast iron thermal conductivity at elevated temperatures,” *Int. J. Met.*, nr 12, pp. 480-486, 2018.
- [71] T. Matsushita, A. G. Saro, L. Elmquist i A. E. W. Jarfors, „On the thermal conductivity of CGI and SGI cast irons,” *Int. J. Cast Metal. Res.*, pp. 135-143, 2017.
- [72] V. Fourlakidis, J. C. Hernando, D. Holmgren i A. Dioszegi, „Relationship Between Thermal Conductivity and Tensile Strength in Cast Irons,” *International Journal of Metalcasting*, nr 17, p. 2862–2867, 2023.
- [73] H. Fredriksson, P. Sunnerkrantz i P. Ljubinkovic, „Relationship between structure and thermal fatigue in cast iron,” *Mater. Sci. Technol.*, nr 4, pp. 222-226, 1988.
- [74] R. B. Gundlach, „Elevated temperature properties of alloyed gray irons for diesel engine components,” *AFS Trans.*, nr 86, pp. 55-64, 1978.
- [75] R. B. Gundlach, „Thermal fatigue resistance of alloyed gray irons for diesel engine components,” *AFS Trans.*, nr 87, pp. 351-360, 1979.
- [76] Y. Briol, „Response to thermal cycling of duplex-coated hot work tool steels at elevated temperatures,” *Materials Science and Engineering, A*, nr 528, pp. 8402-8409, 2011.
- [77] S. Lee, D. H. Kim, J. H. Ryu i K. Shin, „Correlation of Microstructure and Thermal Fatigue Property of Three Work Rolls,” *Metallurgical and Materials Transaction*, 2017.

- [78] „ZHY Casting,” [Online]. Available: <https://www.zhycasting.com/thermal-fatigue-properties-of-gray-cast-iron/>. [Data uzyskania dostępu: 04 lipiec 2025].
- [79] M. C. Rukadikar i G. P. Reddy, „Prediction of flake graphite cast irons thermal fatigue life,” AFS Trans., nr 95, pp. 217-226, 1987.
- [80] H. Zhang, Y. L. Lan, Z. Ju, S. Zhu, X. Liu, Y. Hao i G. Li, „Effect of Austenitizing on the Microstructure and Mechanical Properties of Gray Cast Iron,” Applied sciences, nr 15, 2025.
- [81] „The Engineering ToolBox,” [Online]. Available: [https://www.engineeringtoolbox.com/young-modulus-d\\_417.html](https://www.engineeringtoolbox.com/young-modulus-d_417.html). [Data uzyskania dostępu: 04 lipiec 2025].
- [82] Hasselman D. P. H., „Elastic Energy at Fracture and Surface Energy as Design Criteria for Thermal Shock,” J. Am. Ceram. Soc., nr 46, pp. 535-540, 1963.
- [83] G. Q. Wang, Z. L. Liu, Y. X. Li i X. Chen, „Different thermal fatigue behaviors between gray cast iron and vermicular graphite cast iron,” China Foundry, nr 19, pp. 245-252, 2022.
- [84] F. Zieher, F. Langmayr i A. Jelatancev, „Thermal mechanical fatigue simulation of cast iron cylinder heads,” SAE Tech. Pap., nr 25, pp. 641-645, 2005.
- [85] S. Y. Buni, N. Raman i S. Seshan, „The role of graphite morphology and matrix structure on low frequency thermal cycling of cast irons,” Sadhana, nr 29, pp. 117-127, 2004.
- [86] S. Y. Buni, N. Raman i S. Seshan, „Effect of structural features on erosion resistance of cast irons,” Tribology Letters, nr 2, pp. 99-111, 1996.
- [87] K. R. Ziegler i J. F. Wallace, „The effect of matrix structure and alloying on the properties of compacted graphite iron,” Am. Foundrymen’s Soc. Trans., nr 92, pp. 735-748, 1984.
- [88] S. C. Lee i S. C. Chen, „Thermal shock equation for cast iron and its experimental verification,” J. Mater. Sci., nr 21, pp. 210-223, 1989.
- [89] E. Nechtelberger, „Systematic Invenstigations to improve the quality of cylinder head cast iron with special reference to the tendency of crack formation,” Oesterreichishes Giesseti Inst., nr 22, pp. 733-738, 1975.
- [90] G. F. Ruff i J. F. Wallace, „Control of graphite structure and its effect on mechanical properties of gray iron,” Trans. Am. Foundry Soc., nr 84, pp. 705-728, 1976.
- [91] S. Lee i L. C. Weng, „On thermal shock resistance of austenitic cast irons,” Metall. Mater. Trans. A, nr 22, pp. 1821-1831, 1991.
- [92] K. Roehrig, „Thermal fatigue of gray and ductile irons,” AFS Trans, nr 86, pp. 75-88, 1978.
- [93] M. E. Fine, „Fatigue resistance of metals,” Metall. Mater. Trans. A, nr 11, pp. 365-379, 1980.
- [94] M. M. Shea, „Influence of composition and microstructure on thermal cracking of gray cast iron.,” AFS Trans., nr 86, pp. 23-30, 1978.

- [95] M. C. Rukadikar i G. P. Reddy, „Influence of chemical composition and microstructure on thermal conductivity of alloyed pearlitic flake graphite cast irons,” *J. Mater. Sci.*, nr 21, pp. 4403-4410, 1986.
- [96] M. C. Rukadikar i G. P. Reddy, „Thermal fatigue resistance of alloyed, pearlitic flake, graphite irons,” *Int. J. Fatigue*, nr 9, pp. 25-34, 1987.
- [97] M. C. Rukadikar i G. P. Reddy, „Elevated temperature strength and modulus of elasticity of alloyed pearlitic flake graphite cast irons,” *AFS Trans.*, nr 96, pp. 351-360, 1989.
- [98] A. Vadiraj, G. Balachandran i M. Kamaraj, „Effect of misch metal inoculation on microstructure, mechanical and wear properties of hypoeutectic gray cast irons,” *Mater. Des.*, nr 30, pp. 4488-4492, 2009.
- [99] A. Vadiraj, G. Balachandran, G. Kamaraj, B. Gopalakrishna i K. P. Rao, „Studies on mechanical and wear properties of alloyed hypereutectic gray cast irons in the as-cast pearlitic and austempered conditions,” *Mater. Des.*, nr 31, pp. 951-955, 2010.
- [100] A. Vadiraj, G. Balachandran, M. Kamaraj i E. Kazuya, „Mechanical and wear behavior of quenched and tempered alloyed hypereutectic gray cast iron,” *Mater. Des.*, nr 32, pp. 2438-2443, 2011.
- [101] G. Balachandran, A. Vadiraj, M. Kamaraj i E. Kazuya, „Mechanical and wear behavior of alloyed gray cast iron in the quenched and tempered and austempered conditions,” *Mater. Des.*, nr 32, p. 4042–4049, 2011.
- [102] L. C. Kumruoglu, „Mechanical and microstructure properties of chilled cast iron camshaft: Experimental and computer aided evaluation,” *Mater. Des.*, nr 30, pp. 927-938, 2009.
- [103] M. M. Hejazi, M. Divandari i E. Taghaddos, „Effect of copper insert on the microstructure of gray iron produced via lost foam casting,” *Mater. Des.*, nr 30, pp. 1085-1092, 2009.
- [104] Y. Tasgin, M. Kaplan i M. Yaz, „Investigation of effects of boron additives and heat treatment on carbides and phase transition of highly alloyed duplex cast iron,” *Mater. Des.*, nr 30, pp. 3174-3179, 2009.
- [105] J. Zych, *Zagadnienia zmęczenia cieplnego wybranych gatunków niskostopowego żeliwa stosowanego na formy metalowe.*, Kraków: Praca doktorska, 1986.
- [106] J. Wróbel, *Odporność na zmęczenie cieplne żeliwa ADI*, Kraków: Praca doktorska, 2013.
- [107] J. Kraft, A. Linn, M. Wachter, A. Esderts i M. Vormwald, „Multiaxial fatigue behavior and crack orientation prediction for steel and cast iron,” *International Journal of Fatigue*, nr 183, 2024.
- [108] T. Harada, H. Noguchi, D. Sasaki, Y. Minami, T. Yoshida i N. Sasaguri, „Fracture process analysis of notched brittle metal based on mesoscopic plastic information oriented to propose mechanism-based strength evaluation methods; Example of gray-cast iron FC200,” *Engineering Failure Analysis*, nr 179, 2025.

- [109] T. Mottitschka, G. Pusch, H. Biermann, L. Zybell i M. Kuna, „Influence of overloads on the fatigue crack growth in nodular cast iron: experiments and numerical simulation,” *Procedia Engineering*, tom 2, nr 1, pp. 1557-1567, 2010.
- [110] F. Iacoviello i V. Di Cocco, „Influence of the graphite elements morphology on the fatigue crack propagation mechanisms in a ferritic ductile cast iron,” *Engineering Fracture Mechanics*, nr 167, pp. 248-258, 2016.
- [111] D. J. Jones i P. Kurath, „Cyclic Fatigue Damage Characteristics Observed for Simple Loadings Extended to Multiaxial Life Prediction,” NASA Contractor Report, 1988.
- [112] „Fe-safe 2019. Fatigue Theory Reference Manual.,” Dassault Systems, nr 2, 2019.
- [113] E. John, J. Boxall, R. Collins, E. Bowman i L. Susmel, „Multiaxial fatigue of water pipe grey cast iron,” *International Journal of Fatigue*, nr 178, 2024.
- [114] M. Pavec, G. Oder, I. Potrc i M. Sraml, „Elevated temperature low cycle fatigue of grey cast iron used for automotive brake discs,” *Engineering Failure Analysis*, nr 42, pp. 221-230, 2014.
- [115] G. Gigan, V. Norman, J. Ahlstrom i T. Vernersson, „Thermomechanical fatigue of grey cast iron brake discs for heavy vehicles,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*, nr 233, pp. 453-467, 2017.
- [116] Y. J. Oh, W. J. Yang, J. G. Jung i W. D. Choi, „Thermomechanical fatigue behavior and lifetime prediction of niobium-bearing ferritic stainless steels,” *International Journal of Fatigue*, nr 40, pp. 36-42, 2012.
- [117] M. X. Zhang, J. C. Pang, Y. Qiu, S. X. Li, M. Wang i Z. Zhang, „Thermo-mechanical fatigue property and life prediction of vermicular graphite iron,” *Materials Science and Engineering*, nr 698, pp. 63-72, 2017.
- [118] X. Wu, „Microstructure-Fatigue Relationships for Cast Irons,” SAE Technical Paper, 2020.
- [119] C. L. Zou, J. C. Pang, L. J. Chen, S. X. Li i Z. F. Zhang, „The low-cycle fatigue property, damage mechanism and life prediction of compacted graphite iron: Influence of strain rate,” *International Journal of Fatigue*, nr 135, 2020.
- [120] C. L. Zou, J. C. Pang, M. X. Zhang, Y. Qui, S. X. Li, L. J. Chen, L. P. Li, Z. Yang i Z. F. Zhang, „The high cycle fatigue, deformation and fracture of compacted graphite iron: Influence of temperature,” *Materials Science and Engineering: A*, nr 724, pp. 606-615, 2018.
- [121] G. Gigan i in., „Disc brakes for heavy vehicles: An experimental study of temperatures and cracks,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*, nr 229, pp. 684-707, 2015.
- [122] P. J. Furman, „Fatigue behavior of gray cast iron under axial and bending loads,” Materials and Design Division, Chicago, 1985.
- [123] M. Ricotta, „Simple expressions to estimate the Manson–Coffin curves of ductile cast irons,” *International Journal of Fatigue*, nr 78, pp. 38-45, 2015.

- [124] M. Kreithner, A. Niederwanger i R. Lang, „Influence of the Ductility Exponent on the Fatigue of,” *Metals*, tom 13, nr 759, 2023.
- [125] R. Basan, M. Franulovic, I. Prebil i N. Crnjarić-Zić, „Analysis of strain-life fatigue parameters and behaviour of different groups of metallic materials,” *International Journal of Fatigue*, tom 3, nr 33, pp. 484-491, 2011.
- [126] Z. L. Kowalewski, T. Szymczak, J. Kraskowski i A. Chojnacki, „Mechanika pęknięcia na tropach awarii konstrukcji i defektów materiałowych,” w *XXIII Seminarium Nieniszczące badania materiałów*, Zakopane, 2017.
- [127] L. Gołaski i S. Pilcer, *Metody laboratoryjnych badań wytrzymałościowych. Część I. Mechanika pęknięcia.*, Wrocław: Wydawnictwo Politechniki Wrocławskiej, 1979.
- [128] L. Gołaski, *Elementy doświadczalnej mechaniki pęknięcia*, Kielce: Wyd. Politechniki Świętokrzyskiej, 1992.
- [129] A. Bochenek, *Elementy mechaniki pęknięcia*, Częstochowa: Wyd. Politechniki Częstochowskiej, 1998.
- [130] A. Neimitz, *Mechanika pęknięcia*, Warszawa: PWN, 1998.
- [131] A. Neimitz, *Ocena wytrzymałości elementów konstrukcyjnych zawierających pęknięcia (podstawowe elementy procedur SINTAP)*, Kielce: Politechnika Świętokrzyska, 2004.
- [132] Z. L. Kowalewski i J. Deputat, „Identyfikacja wad materiałowych w ujęciu mechaniki pęknięcia – podstawy teoretyczne,” *Dozór Techniczny*, nr 5, pp. 105-109, 2005.
- [133] Z. L. Kowalewski i J. Deputat, „Identyfikacja wad materiałowych w ujęciu mechaniki pęknięcia – podstawy teoretyczne,” *Dozór Techniczny*, nr 6, pp. 128-134, 2005.
- [134] Z. L. Kowalewski i J. Deputat, „Ocena wad materiałowych na podstawie mechaniki pęknięcia, Nieniszczące Badania Materiałów,” *Wykłady jedenastego seminarium szkoleniowego*, pp. 63-93, 2005.
- [135] Z. L. Kowalewski i J. Deputat, „Metody doświadczalne identyfikacji wad materiałowych na podstawie analizy parametrów mechaniki pęknięcia,” *Dozór Techniczny*, nr 2, pp. 26-31, 2006.
- [136] Z. L. Kowalewski, *Współczesne badania wytrzymałościowe – kierunki i perspektywy rozwoju*, Warszawa: Biuro Gamma, 2008.
- [137] Z. L. Kowalewski, *Kierunki i perspektywy rozwoju badań wytrzymałościowych*, Warszawa: Wydawnictwo ITS, 2008.
- [138] X. S. Wang i W. Z. Zhang, „Oxidation and thermal cracking behavior of compacted graphite iron under high temperature and thermal shock,” *Oxidation of Metals*, nr 87, pp. 179-188, 2017.
- [139] B. L. Karihaloo, *Fracture Mechanics and Structural Concrete*, Sydney: Longman Scientific & Technical, 1995.
- [140] G. R. Irwin, „Fracture,” *Springer Encyclopedia of Physics*, tom VI, p. 551, 1958.

- [141] ASTM E647-00, „Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates,” ASTM International, nr United States, 2000.
- [142] M. P. Wnuk, Podstawy mechaniki pękania, Kraków: Akademia Górniczo-Hutnicza, 1977.
- [143] J. C. Newman i I. S. Raju, „Stress-Intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies,” NASA Technical Memorandum 83200, 1981.
- [144] T. L. Anderson, „Fracture Mechanics Fundamentals and Applications,” 3rd ed. Boca Raton: Taylor & Francis Group, LLC, 2005.
- [145] G. R. Forman, V. E. Kearney i R. M. Engle, „Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures,” J Fluids Eng Trans ASME, nr 89, pp. 459-463, 1967.
- [146] R. G. Klesnil i P. Lukas, „Influence of strength and stress history on growth and stabilisation of fatigue cracks,” Eng Fract Mech, nr 4, pp. 77-92, 1972.
- [147] G. R. Forman i S. R. Mettu, Behavior of Surface and Corner Cracks Subjected to Tensile and Bending Loads in Ti-6Al-4V Alloy, Houston, 1990.
- [148] J. C. Newman, „A crack opening stress equation for fatigue crack growth,” Int J Fract, nr 24, pp. 131-135, 1984.
- [149] W. Elber, „Fatigue Crack Closure Under Cyclic Tension,” Eng Fract Mech, nr 2, pp. 37-45, 1970.
- [150] S. Suresh i R. O. Ritchie, „Propagation of short fatigue cracks,” Int Met Rev, nr 29, pp. 445-476, 1984.
- [151] Y. Murakami i M. Endo, „Quantitative evaluation of fatigue strength of metals containing various small defects or cracks,” Eng Fract Mech, nr 17, pp. 1-15, 1983.
- [152] Y. Murakami i M. Endo, „Effects of Defects, Inclusions and Inhomogeneities on Fatigue-Strength,” Int J Fatigue, nr 16, pp. 163-182, 1994.
- [153] Y. Murakami, Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions, Oxford: Ekevier Science Ltd., 2002.
- [154] Y. Yamashita i Y. Murakami, „Small crack growth model from low to very high cycle fatigue regime for internal fatigue failure of high strength steel,” Int J Fatigue, nr 93, pp. 406-414, 2016.
- [155] Y. Murakami, „Material defects as the basis of fatigue design,” Int J Fatigue, nr 41, pp. 2-10, 2012.
- [156] S. Beretta, A. Blarasin, M. Endo, T. Giunti i Y. Murakami, „Defect tolerant design of automotive components,” Int J Fatigue, nr 19, pp. 319-333, 1997.
- [157] Y. Murakami, „Inclusion Rating by Statistics of Extreme Values and Its Application to Fatigue Strength Prediction and Quality Control of Materials,” nr 99, pp. 345-351, 1994.
- [158] Y. Murakami, M. S. Ferdous i C. Makabe, „Low cycle fatigue damage and critical crack length affecting loss of fracture ductility,” Int J Fatigue, nr 82, pp. 89-97, 2016.

- [159] V. N. Shlyannikov, A. V. Tumanov i N. V. Boychenko, „A creep stress intensity factor approach to creep–fatigue crack growth,” *Engineering Fracture Mechanics*, nr 142, pp. 201-219, 2015.
- [160] J. JianPing, M. Guang, S. Yi i X. SongBo, „An effective continuum damage mechanics model for creep–fatigue life assessment of a steam turbine rotor,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, tom 6, nr 80, pp. 389-396, 2003.
- [161] J. Z. He, G. Z. Wang, S. T. Tu i F. Z. Xuan, „Prediction of creep crack initiation time based on constraint parameters in specimens with different geometries,” *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, nr 192, 2021.
- [162] PN-EN 1561:2000. Żeliwo szare, Polski Komitet Normalizacyjny, Warszawa, 2000.
- [163] PN-EN 1563:2000. Żeliwo sferoidalne, Polski Komitet Normalizacyjny, Warszawa, 2000.
- [164] ASTM E399-22, „Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials,” ASTM International, nr United States, 2022.
- [165] Simcenter 3D Nastran Numerical Methods User’s Guid, Hexagon AB. Sztokholm, Szwecja, 2019.
- [166] Simcenter 3D Nastran Thermal Analysis User’s Guide, Hexagon AB. Sztokholm, Szwecja, 2019.
- [167] S. S. Manson, *Thermal Stress and Low-Cycle Fatigue*, New York: McGraw-Hill, 1966.
- [168] ASM Handbook, *Fatigue and Fracture vol.19*, ASM International, 1996.
- [169] R. Mohammad i F. H. Muhammad, „Methods for estimating fatigue properties applied to JIS H3300 C1220 copper,” w *3rd International Conference On The Science And Engineering Of Materials*, Petaling Jaya, 2017.
- [170] S. Yang, L. Yang i Y. Wang, „Determining the fatigue parameters in total strain life equation of a material based on monotonic tensile mechanical properties,” *Engineering Fracture Mechanics*, nr 226, 2020.
- [171] P. Yadegari, C. Fallgren, H. T. Beier, M. Vormwald i A. Kleemann, „Extension of methods for estimating the fatigue strength of components made of ultra-high strength steels,” *International Journal of Fatigue*, nr 167, 2023.
- [172] PN-EN ISO 6892-2:2018-08, *Metale – Próba rozciągania – Część 2: Metoda badania w podwyższonej temperaturze*. Polski Komitet Normalizacyjny, Warszawa, 2018.
- [173] PN-EN ISO 12737:2006 *Metale. Określanie odporności na pękanie w płaskim stanie odkształcenia*, „Polski Komitet Normalizacyjny,” Warszawa, 2006.
- [174] PN-EN ISO 18265:2014 , „*Metale. Konwersja wartości twardości.*,” Warszawa, 2014.
- [175] R. Kwiatkowski, *Obróbka cieplna*, Kraków: Wydawnictwo Szkolne i Pedagogiczne, 1975.

- [176] Sorelmetal: o zeliwie sferoidalnym, Warszawa: Metals Minerals Sp. z o.o., 2006.
- [177] Simcenter 3D for Durability Simulation, Hexagon AB. Sztokholm, Szwecja, 2019.
- [178] Y. Nian, L. Zhang, C. Zhang, N. Ali, J. Chu, J. Li i X. Liu, „Application Status and Development Trend of Continuous Casting Reduction Technology: A Review,” *Processes*, tom 10, nr 2669, 12 Grudzień 2022.
- [179] M. Mazur, M. Bogacki, R. Oleniacz, A. Niedojadło i A. Łopata, „Technologia ciągłego odlewania stali i jej wpływ na ograniczenie emisji zanieczyszczeń z procesów hutniczych,” w POL-EMIS’2000. V Sympozjum "Ograniczanie emisji zanieczyszczeń do atmosfery", Szklarska Poręba, 2000.
- [180] A. Abootorabi, B. Korojy i M. A. Jabbareh, „Effect of mould design on the Niyama criteria during solidification of CH3C 80t ingot,” *Ironmak. Steelmak.*, nr 47, pp. 722-730, 2020.
- [181] H. Ge, F. Ren, J. Li, Q. Hu, M. Xia i J. Li, „Modelling of ingot size effects on macrosegregation in steel castings,” *J. Mater. Process. Technol.*, nr 252, pp. 362-369, 2018.
- [182] D. Cai, F. Ren, H. Ge, H. S. Kim, J. Li i J. Li, „Modelling of Inclusion Effects on Macroseggregation in Solidifying Steel Ingot with a Multi-phase Approach,” *Met. Mater. Trans. A*, nr 50, pp. 1323-1332, 2019.
- [183] S. Ghodrat, M. Janssen i L. Kastens, „Volume expansion of compacted graphite iron induced by pearlite decomposition and the effect of oxidation at elevated temperature,” *Oxidation*, nr 80, pp. 161-176, 2013.
- [184] L. Gołaski, *Elementy doświadczalnej mechaniki pęknięcia*, Kielce: Wydawnictwo Politechniki Świętokrzyskiej, 1992.