



Wydział
Inżynierii Mechanicznej
i Mechatroniki

KATEDRA MECHANIKI

Rozprawa doktorska

**Konstrukcyjno-eksploatacyjne czynniki procesu niszczenia
odlewów palet stosowanych w piecach do obróbki cieplnej**

mgr inż. Artur Bajwoluk

Dyscyplina naukowa: Budowa i eksploatacja maszyn

Promotor:

dr hab. inż. Paweł Gutowski, prof. ZUT

Szczecin, 2021

Oświadczenie autora

Oświadczam, że przedkładaną rozprawę doktorską pt. „Konstrukcyjno-eksploatacyjne czynniki procesu niszczenia odlewów palet stosowanych w piecach do obróbki cieplnej” napisałem samodzielnie. Oznacza to, że przy pisaniu pracy poza niezbędnymi konsultacjami, nie korzystałem z pomocy innych osób, a w szczególności nie zleciłem opracowania pracy lub jej części innym osobom oraz nie przypisałem autorstwa istotnego fragmentu lub innych elementów cudzego utworu lub ustalenia naukowego.

Załączona wersja elektroniczna rozprawy doktorskiej jest w pełni zgodna z wersją drukowaną.

Data

Podpis autora

Spis treści

Wykaz ważniejszych skrótów i oznaczeń	5
1. Wprowadzenie	7
2. Charakterystyka osprzętu pieców do obróbki cieplnej	10
2.1. Rodzaje osprzętu pieców do transportu wsadu	10
2.2. Warunki eksploatacji osprzętu pieców do obróbki cieplnej	14
3. Zmiany zachodzące w materiale oprzyrządowania pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej w trakcie eksploatacji	17
3.1. Charakterystyka staliw żarowytrzymałych	17
3.2. Degradacja staliwa podczas eksploatacji	21
4. Źródła naprężeń cieplnych w odlewach osprzętu technologicznego pieców do obróbki cieplnej	28
4.1. Naprężenia strukturalne	29
4.2. Naprężenia spowodowane gradientem temperatury	35
5. Zniszczenia elementów osprzętu technologicznego pieców	39
6. Wnioski wynikające z przeglądu literatury	46
7. Cel, teza i zakres pracy	49
8. Charakterystyka przedmiotu badań	51
8.1. Obiekt badań	51
8.2. Przyjęty model materiału palety	52
9. Badania kinetyki przepływu ciepła	54
9.1. Badania doświadczalne	56
9.1.1. Przyjęta metodologia i stanowisko badawcze	56
9.1.2. Wyniki badań doświadczalnych	57
9.2. Analizy symulacyjne kinetyki nagrzewania i chłodzenia żebra palety	60
9.3. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z wynikami badań doświadczalnych	65
10. Analiza mikronaprężeń strukturalnych wywołanych gwałtownymi zmianami temperatury	69
10.1. Naprężenia w otoczeniu kilku wydzielen węglików	71
10.2. Analiza naprężeń powstających w węglkach na granicy ziaren	74
10.3. Wpływ wielkości ziaren austenitu	78
10.4. Synergia mikronaprężeń strukturalnych i naprężeń wywołanych gradientem temperatury	80
11. Analiza makronaprężeń spowodowanych gradientem temperatury	87
11.1. Naprężenia na przekroju żebra pionowego palety	87
11.2. Analiza naprężeń w węzłach cieplnych odlewów palet	95
11.3. Analiza naprężeń w paletach obciążonych wsadem	108

11.4. Wpływ modyfikacji konstrukcji na naprężenia cieplne wywołane obecnością wsadu	118
12. Modernizacja konstrukcji kosza do transportu wsadu	122
12.1. Analizy powstających odkształceń.....	123
12.2. Modyfikacja konstrukcji kosza	127
13. Podsumowanie oraz wnioski i uwagi końcowe	129
Spis literatury	135
Streszczenie.....	142
Załącznik A.....	146
Załącznik B.....	147
Załącznik C.....	153

Wykaz ważniejszych skrótów i oznaczeń

σ – naprężenia normalne

σ_{red} – naprężenia zredukowane

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ – naprężenia normalne kierunkowe

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – naprężenia główne

σ_R – naprężenia promieniowe

σ_t – naprężenia obwodowe

α – współczynniki rozszerzalności cieplnej

α_a – współczynniki rozszerzalności cieplnej austenitu

α_c – współczynnik rozszerzalności cieplnej węgla M_7C_3

α_o – współczynnik rozszerzalności cieplnej tlenków Cr_2O_3

T – temperatura

T_M – temperatura przemiany w martenzyt

T_0 – temperatura wygrzewania

$T_d(t_i)$ – temperatura w badaniach doświadczalnych po czasie t_i

$T_s(t_i)$ – temperatura wyznaczona numerycznie po czasie t_i

ΔT – różnica temperatury

ΔT_{max} – maksymalna różnica temperatury

ΔT_{sr} – średnia różnica temperatury

t – czas

t_{max} – czas po którym różnica temperatury pomiędzy analizowanymi punktami jest najwyższa

t_0 – początek danego procesu

λ – przewodność cieplna

λ_a – przewodność cieplna staliwa

λ_p – przewodność cieplna płynu

U – współczynnik przenikania ciepła

C – ciepło właściwe

C_a – ciepło właściwe staliwa

C_p – ciepło właściwe płynu

ρ – gęstość

$\dot{Q}$ – strumień ciepła

η – współczynnik lepkości dynamicznej

A – pole powierzchni

d – grubość ścianki

D – średnica okręgu wpisanego w połączenie ścianek palety

r – promień

E – moduł Younga

E_a – moduł Younga staliwa

E_c – moduł Younga węglików

E_o – moduł Younga tlenku

ν_a – współczynnik Poissona staliwa

ν_c – współczynnik Poissona węglików

ν_o – współczynnik Poissona tlenku

R_e – granica plastyczności staliwa

g_o – grubość warstwy tlenków

g_c – głębokość warstwy węglików

l – odległość między środkami stref wydzielenia węglików

MES – metoda elementów skończonych

1. Wprowadzenie

Wśród zabiegów technologicznych, jakim poddawane są przedmioty wytwarzane ze stopów metali, bardzo szeroką grupę stanowią zabiegi obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, które poprzez zmianę struktury prowadzą do nadania obrabianym przedmiotom pożądanych właściwości mechanicznych. W procesach tych można wyróżnić trzy główne fazy ich przebiegu. Są to: nagrzewanie, wygrzewanie oraz chłodzenie.

W warunkach produkcji przemysłowej zabiegi obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej realizowane są na specjalnie do tego celu przygotowanych stanowiskach. Centralną część tych stanowisk stanowi piec, w którym prowadzone są procesy nagrzewania i wygrzewania obrabianych elementów. Powszechność stosowania pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej w wielu gałęziach przemysłu powoduje, iż zwiększanie ich niezawodności oraz sprawności jest przedmiotem ciągłego zainteresowania ich producentów, użytkowników oraz ośrodków naukowo-badawczych [1-11].

W znacznej mierze o niezawodności i ciągłości pracy pieców stanowi trwałość elementów ich oprzyrządowania. Cena jego wytworzenia oraz późniejszej wymiany może mieć istotny wpływ na całkowite koszty inwestycji potrzebnej do uruchomienia i prowadzenia produkcji. Znaczący udział kosztu osprzętu pieców w całkowitych kosztach eksploatacji linii do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej uzasadnia prowadzenie badań i analiz mających na celu zwiększanie jego trwałości.

Przykładem oprzyrządowania powszechnie stosowanego w liniach przemysłowych do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej są odlewy palet do transportu wsadu [1, 5-10, 12-15]. Oprzyrządowanie tego typu narażone jest w trakcie eksploatacji na oddziaływanie wielu niekorzystnych czynników związanych z prowadzonymi procesami obróbki. Z uwagi na charakter pracy pieców w warunkach przemysłowych, czynniki te oddziałują na palety w sposób cykliczny, co sprzyja powstawaniu niekorzystnych zmian w strukturze materiału na skutek zachodzących w nim procesów zmęzeniowych.

Z uwagi na zmęczenie cieplne, w osprzęcie pieców z czasem dochodzi do pęknięć i deformacji, które mogą powodować konieczność jego regeneracji lub wręcz wycofania z dalszego użytkowania. Ponieważ w praktyce przemysłowej najważniejszym parametrem służącym do oceny

jakości danego oprzyrządowania jest okres jego niezawodnej i bezpiecznej pracy, wszystkie jego modyfikacje powinny być prowadzone pod kątem wydłużenia tego okresu.

Powstające zniszczenia są ściśle powiązane z warunkami w jakich dany osprzęt pieców jest eksploatowany. Ponieważ warunki te zależą od technologii przeprowadzanego procesu obróbki cieplnej i dla danego procesu są ściśle określone, nie ma realnej możliwości, aby poprzez ich zmianę zmniejszać natężenie szkodliwych czynników, a tym samym wpływać na spowolnienie tempa narastania zniszczeń, gdyż zmiana tych warunków wiązałaby się z koniecznością zmiany technologii procesu. Podobnie dobór składu chemicznego stopu jest ograniczony przez wymogi stawiane materiałom metalicznym eksploatowanym w warunkach wysokiej temperatury. Problem ten został szeroko opisany m. in. w pracach [7, 8, 16].

Elementem, na który realny wpływ ma konstruktor oprzyrządowania pieców, jest geometria zastosowanych rozwiązań konstrukcyjnych. Praktyka, dostępne dane literaturowe oraz badania własne autora niniejszej rozprawy [17-22] wskazują, iż poprzez odpowiednie projektowanie nowych rozwiązań konstrukcyjnych lub też wprowadzenie odpowiednich zmian w konstrukcjach już istniejących, można w istotny sposób wpływać na trwałość oprzyrządowania do transportu wsadu. Optymalne projektowanie nowych konstrukcji nie jest jednak możliwe bez poznania i zrozumienia mechanizmów odpowiedzialnych za powstawanie uszkodzeń.

W dostępnej literaturze brak jest jednak publikacji przedstawiających projektowanie tego typu odlewów wraz ze wskazaniem różnic ilościowych pomiędzy trwałością zamiennych rozwiązań konstrukcyjnych. Co prawda, w publikacjach takich jak np. [23-25] podane są pewne faworyzowane pod kątem stosowanej geometrii rozwiązania, jednak wskazania te nie są poparte analizami rozkładów naprężeń, jakie w poszczególnych rozwiązaniach konstrukcyjnych występują. Już jakościowe analizy różnic rozkładów naprężeń powstających w poszczególnych wariantach konstrukcji, mogłyby dostarczyć przydatnych danych, stanowiących podstawę do oceny zasadności stosowania danego rozwiązania.

Obliczenia analityczne naprężeń powstających w czasie eksploatacji w oprzyrządowaniu technologicznym pieców, z uwagi na skomplikowany kształt tego oprzyrządowania, są zagadnieniem złożonym, a często wręcz niemożliwym do przeprowadzenia. Również doświadczalny pomiar tych naprężeń nie jest zagadnieniem łatwym do praktycznego zrealizowania. Główną przeszkodą jest wysoka temperatura, w której przebiegają procesy obróbki cieplnej. Dodatkowo złożoność czynników oddziałujących na oprzyrządowanie do transportu wsadu w czasie cyklu pracy powoduje, iż prowadzony na powierzchni elementu pomiar naprężeń z wykorzystaniem tensometrów nie

dostarczyłby wystarczającej ilości danych, na podstawie których można by wnioskować o rzeczywistym rozkładzie naprężeń i jego chwilowych zmianach w całej analizowanej konstrukcji.

Z uwagi na trudności w przeprowadzeniu zarówno obliczeń analitycznych, jak i badań doświadczalnych, szerokim uznaniem w tego typu analizach cieszą się różnego rodzaju metody numeryczne, w tym w szczególności metoda elementów skończonych (MES). Zastosowanie w niej odpowiednio zagęszczonej siatki elementów skończonych, pozwala dokonywać, z wystarczającą dokładnością, obliczeń poszukiwanych wartości w całej objętości danego układu. Analizowany ośrodek ciągły jest reprezentowany przez te „uśredniające” stan fizyczny ciała elementy. Szukane funkcje, będące rozwiązaniami równań różniczkowych cząstkowych, aproksymuje się lokalnie w każdym elemencie skończonym za pomocą specjalnych funkcji próbnych ciągłych (tzw. funkcji kształtu) określonych jednoznacznie przez ich wartości w pewnych punktach zwanych węzłami [26]. Dzięki podziałom na proste elementy, możliwe jest dokonywanie obliczeń dla obiektów o dużych rozmiarach i skomplikowanych kształtach.

W ramach niniejszej rozprawy analizie poddano wpływ eksploatacyjnych oraz konstrukcyjnych czynników na niszczenie elementów oprzyrządowania pieców jakimi są odlewy palet do transportu wsadu, w tym w szczególności na powstawanie i rozkłady mikro i makronaprężeń powstających w trakcie ich cyklu cieplnego. Do ilościowej i jakościowej oceny tego wpływu opracowano własną metodykę postępowania, w której jednym z kluczowych elementów jest opracowanie numerycznych modeli przepływu ciepła przez ścianki palety w kolejnych etapach nagrzewania i chłodzenia w realizowanym procesie cieplnym, a następnie wykorzystanie tych modeli do obliczeń numerycznych rozkładów temperatury. Pozyskane dane dotyczące zmian temperatury w badanych konstrukcjach w trakcie eksploatacji stanowią podstawę do analizy naprężeń cieplnych wywołanych gradientem temperatury. W przypadku mikronaprężeń uwzględniono dodatkowo zarówno wpływ zmiany mikrostruktury rozwijającej się w głąb materiału warstwy nawęglonej, jak i wpływ warstwy tlenków narastającej w kolejnych cyklach na powierzchni odlewu.

Zaproponowaną metodykę obliczeniową wykorzystano do modyfikacji rzeczywistej konstrukcji odlewów, wprowadzonych do eksploatacji w warunkach przemysłowych. Na podstawie wykonanych badań określono czynniki sprzyjające powstawaniu trwałych deformacji i pęknięć palet oraz omówiono konstrukcyjne możliwości zwiększania ich trwałości.

2. Charakterystyka osprzętu pieców do obróbki cieplnej

2.1. Rodzaje osprzętu pieców do transportu wsadu

Wsad przeznaczony do obróbki cieplnej lub cieplno-chemicznej prowadzonej w piecach jest układany, a następnie transportowany na specjalnie do tego celu zaprojektowanym oprzyrządowaniu technologicznym. Oprzyrządowanie takie może składać się z kilku do kilkudziesięciu elementów pracujących ze sobą w zestawach. Aby zapewnić sprawną pracę linii przemysłowej, powinno się ono wykazywać odpowiednio długim okresem bezawaryjnej eksploatacji zwanym dalej trwałością. Niska trwałość elementów wyposażenia pieców wiąże się z częstszą koniecznością ich wymiany, a to z kolei skutkuje wzrostem całkowitych kosztów eksploatacji danej instalacji. Ponieważ oprzyrządowanie technologiczne pieców charakteryzuje się mniejszą trwałością [6-8] niż oprzyrządowanie konstrukcyjne takie jak np.: tory rolkowe, elementy oddzielające (tygle, mufle, retorty) czy elementy osłaniające (np. rury promieniujące), czas jego bezawaryjnej pracy ma istotny wpływ na ciągłość realizowanych na danej linii procesów obróbki.

Rodzaj stosowanego oprzyrządowania technologicznego zależy od kilku czynników. Do najważniejszych z nich należy zaliczyć:

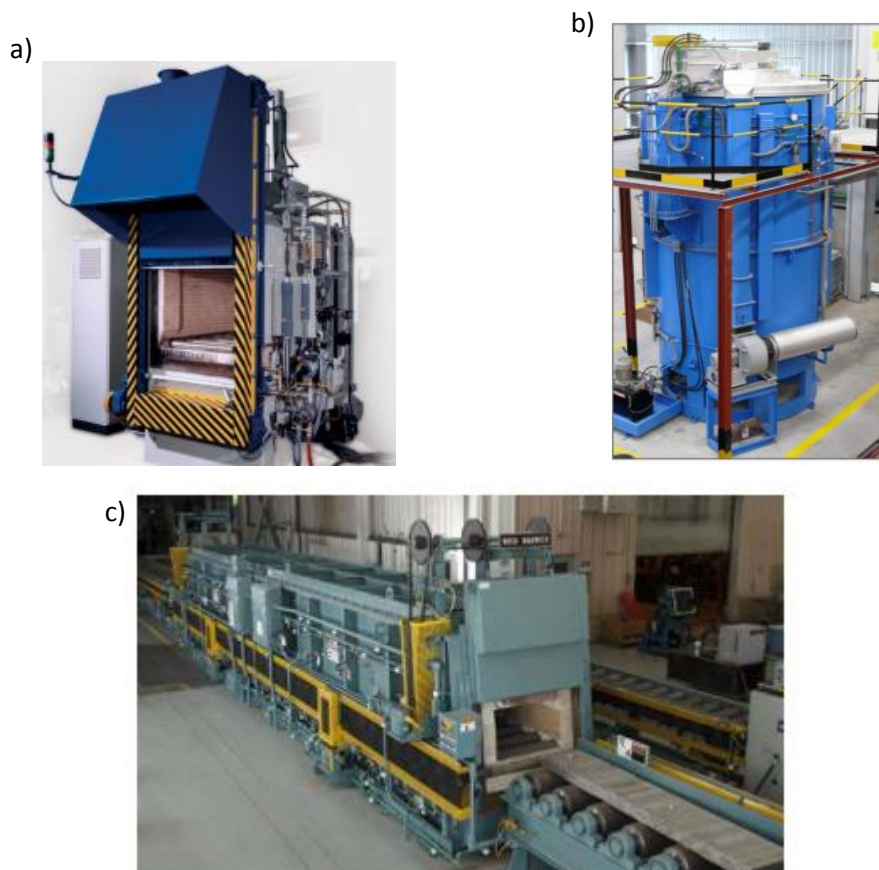
- rodzaj i konstrukcję pieca, w którym dane oprzyrządowanie ma być użytkowane,
- rodzaj przeprowadzanego procesu obróbki cieplnej lub cieplno-chemicznej,
- ilość, rodzaj oraz sposób załadunku i rozładunku obrabianego wsadu.

Z czynników uzależnionych od konstrukcji pieca szczególne znaczenie na dobór rozwiązania konstrukcyjnego oprzyrządowania technologicznego mają: wymiary geometryczne pieca, jego tryb pracy oraz sposób realizacji przemieszczania wsadu. Powszechność procesów obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej w przemyśle, a tym samym mnogość różnych detali im poddawanych powoduje, że w praktyce wykorzystywane są piece o różnej budowie.

Z uwagi na cykl pracy możemy wyróżnić piece do pracy okresowej, ciągłej i półciągłej. Do pieców pracujących okresowo zaliczają się piece komorowe, wannowe, wgłębne, bębnowe, tyglowe i elewatorowe. Z kolei wśród pieców do pracy ciągłej, ze względu na konstrukcję, można wyróżnić

piece przepychowe, taśmowe, rolkowe, wózkowe, karuzelowe i bębnowe. Wśród pieców do pracy półautomatycznej można wymienić m. in. piece z wysuwającym trzonem.

Powyższy podział pieców do obróbki cieplnej jest tylko jednym z możliwych. Oprócz cyklu pracy, przy klasyfikacji pieców można kierować się również podziałem ze względu na ośrodek grzewczy, rodzaj energii grzewczej, maksymalną temperaturę pracy, czy też stopień mechanizacji pracy [4, 6, 8, 27].



Rys. 2.1. Przykłady pieców do obróbki cieplnej: a) piec komorowy do wysokiego odpuszczania, b) piec wglębny, c) piec rolkowy [28]

Na rodzaj materiału stosowanego do wytworzenia oprzyrządowania decydujący wpływ ma specyfika procesu obróbki, któremu poddawany są elementy obrabiane cieplnie na danej linii produkcyjnej. Przyjmuje się, że maksymalna temperatura pracy dla oprzyrządowania technologicznego do transportu wsadu, wykonanego z materiałów metalicznych wynosi 1250 °C [1, 812, 13], przy czym nie wszystkie stopy zaklasyfikowane jako żarowytrzymałe mogą bezpiecznie pracować w tej temperaturze. Maksymalne temperatury pracy ciągłej dla stopów żarowytrzymałych są określone w normie PN-EN 10295:2004 „Odlewy ze staliwa żaroodpornego” [29]. Oprócz maksymalnej temperatury pracy na dobór stopu na elementy oprzyrządowania pieców do obróbki

cieplnej i cieplno-chemicznej istotnie wpływa rodzaj atmosfery technicznej wewnątrz komory pieca, a w szczególności jej potencjał węglowy lub fakt, że dany proces odbywa się w piecu próżniowym.

Poza konstrukcją pieca, która w głównej mierze determinuje wymiary gabarytowe oprzyrządowania technologicznego, na sposób wykonania danego oprzyrządowania wpływ ma rodzaj oraz ilość transportowanego wsadu, przy czym najważniejszym z parametrów jest masa wsadu. Z jednej strony, w celu maksymalizacji zysków, oprzyrządowanie powinno zapewnić jak najpełniejsze wykorzystanie komory pieca, z drugiej zaś całkowita masa wsadu wraz z masą oprzyrządowania, stanowiącą zazwyczaj od 30% do 50% masy transportowanego wsadu [6, 8], nie może przekraczać wartości dopuszczalnej podanej w specyfikacji pieca lub układu transportującego. Oprócz maksymalnej masy, na konstrukcję oprzyrządowania wpływ ma sposób rozmieszczenia obrabianych elementów oraz wymagania specyficzne dla danego procesu obróbki np. zapewnienie braku kontaktu oraz odpowiednich odległości między powierzchniami podlegającymi nawęglaniu.

Wszystkie te czynniki powodują, że oprzyrządowanie technologiczne do transportu wsadu produkowane jest w bardzo wielu wariantach i każdorazowo powinno być dostosowane do specyfiki warunków w jakich będzie eksploatowane. Oznacza to, że oprócz rozwiązań standardowych, które mogą być produkowane wielkoseryjnie, istnieje także duży segment rynku z zapotrzebowaniem na produkcję jednostkową, która pozwala na lepsze przystosowanie do konkretnych procesów technologicznych w sytuacjach, gdy w danej linii produkcyjnej, nie można zastosować rozwiązań standardowych.

Oprzyrządowanie do transportu wsadu stanowią zazwyczaj odlewy o ażurowej konstrukcji, która ma za zadanie zapewnić wymagane właściwości mechaniczne, przy możliwie małej masie własnej. Jest ono wytwarzane w bardzo wielu wariantach. Jego najczęściej spotykane rodzaje to: palety pracujące pojedynczo, zestawy wielopoziomowe i kosze oraz, w sytuacjach tego wymagających, oprzyrządowanie specjalne [5-10, 12-13, 23-25, 30].

Paleta podstawowa (rys. 2.2a) jest częścią oprzyrządowania pracującą samodzielnie lub stanowiącą spodnią część większego zestawu. W czasie procesów obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej ma ona za zadanie przenosić obciążenia pochodzące zarówno od transportowanego wsadu, jak i od wyższych pięter zestawów, których jest częścią składową. Obrys zewnętrzny palety jest dostosowany do komory użytkowej pieca, w którym jest ona użytkowana oraz do mechanizmu transportującego.

Konstrukcjami bardzo podobnymi do palety podstawowej są przekładki. Używa się ich do formowania wyższych pięter w zestawach wielopoziomowych, w przypadku, gdy piętra te nie są w znaczący sposób obciążone mechanicznie. Ich konstrukcja bardzo często przypomina paletę

podstawową, jednak z uwagi na zmniejszone obciążenia mechaniczne, charakteryzuje się ona mniejszą wysokością.

a)



b)



Rys. 2.2. Przykłady oprzyrządowania do transportu wsadu: a) odlew palety, b) zestaw wielopoziomowy

Palety podstawowe wraz z przekładkami stanowią części współtworzące zestawy wielopoziomowe (rys. 2.2b). Zestawy takie wykorzystywane są do pełniejszego zagospodarowania przestrzeni roboczej pieca, pozwalając na jednoczesną obróbkę cieplną większej ilości elementów, rozłożonych na poszczególnych poziomach lub też na bardziej stabilne pozycjonowanie długich obrabianych cieplnie elementów, takich jak np. wały. Poza paletami i przekładkami w skład zestawów wielopoziomowych mogą wchodzić słupy centralne, słupy obrożowe oraz współpracujące z nimi drobne elementy, takie jak: kołnierze do pozycjonowania przekładek, przetyczki, zawlecзки, uchwyty itp. W sytuacjach, kiedy ma to uzasadnienie zestawy wielopoziomowe wyposażone są w siatkę zabezpieczającą przed wypadnięciem transportowanych przedmiotów.

Kosze są konstrukcjami składającymi się z podstawy i połączonych z nią ścian bocznych. Wykorzystywane są zazwyczaj do obróbki cieplnej drobnych elementów. Z uwagi na wysoką sprawność procesów załadunku i wyładunku są one również chętnie wykorzystywane przy obróbce elementów, kiedy sposób ich rozłożenia nie ma znaczącego wpływu na efekt końcowy obróbki [8]. Podobnie jak zestawy wielopoziomowe, kosze mogą być wyposażone w siatkę (wykonaną np. z drutu chromowo-niklowego), lub słupy znajdujące się w ich środku, umożliwiające tworzenie struktur wielopoziomowych.

W przypadku, w którym konstrukcja pieca lub kształt przedmiotów obrabianych nie pozwala na wykorzystanie oprzyrządowania technologicznego standardowego typu, wymagane jest wykorzystanie oprzyrządowania specjalnego charakteryzującego się nietypowymi rozwiązaniami konstrukcyjnymi. Potrzeba wykorzystania takiego oprzyrządowania może wynikać między innymi

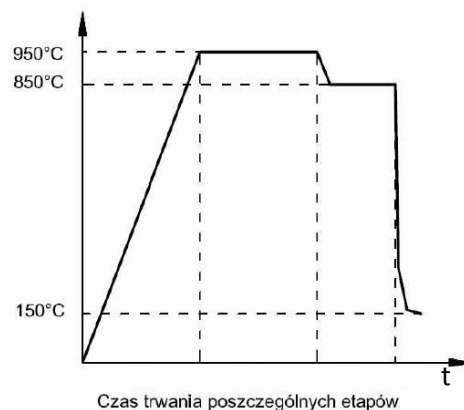
ze szczególnych warunków przeprowadzanego procesu obróbki, kształtu i rozmiarów obrabianych elementów lub innych czynników.

2.2. Warunki eksploatacji osprzętu pieców do obróbki cieplnej

Trwałość oprzyrządowania pieców ściśle zależy od warunków, w których jest ono eksploatowane. W zależności od specyfiki danego procesu, różne są czynniki, które w krytyczny sposób wpływają na długość bezawaryjnego czasu pracy.

Procesy obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej charakteryzują się tym, że przeprowadzane są w ściśle określonych cyklach, zależnych od pożądanej struktury i właściwości elementu obrabianego. Oprzyrządowanie technologiczne pieców, które w zamierzeniu powinno służyć do wielokrotnego transportu wsadu z i do pieców oraz w ich wnętrzu, w każdym cyklu swojej eksploatacji poddawane jest działaniu tych samych czynników co przenoszony wsad. Czynniki te, oddziałując w sposób cykliczny sprzyjają rozwojowi procesów zmęzeniowych. Zmiany zachodzące w materiale doprowadzają do zarodkowania i rozwoju pęknięć prowadzących ostatecznie do zniszczenia osprzętu [8, 9, 16-21, 30-34].

Na rys. 2.3 przedstawiono przykładowy cykl cieplny pracy palety przeznaczonej do transportu wsadu podczas procesu obróbki cieplnej. Z jego przebiegu widać, iż podczas jednego cyklu osprzęt pieców poddawany jest bardzo dużym, gwałtownym zmianom temperatury sięgającym nawet kilkuset stopni Celsjusza. Zmiany te występują, zarówno podczas procesu nagrzewania, kiedy załadowane tace trafiają do rozgrzanej komory pieca, jak i podczas chłodzenia, kiedy osprzęt wraz z wsadem opuszcza komorę pieca i trafia do medium chłodzącego. Z uwagi na stosowane chłodziwa, procesy chłodzenia przebiegają zwykle znacznie bardziej dynamicznie niż procesy nagrzewania.



Rys. 2.3. Przykładowy cykl eksploatacji osprzętu do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej [35]

Ponieważ nie jest możliwa równoczesna, jednakowa zmiana temperatury w całej objętości chłodzonego lub nagrzewanego elementu, każde jej zmiany związane z nagrzewaniem lub chłodzeniem powodują powstanie naprężeń cieplnych występujących na kierunkach, na których tworzy się gradient temperatury. Naprężenia te mogą osiągać wartości prowadzące bezpośrednio do powstania odkształceń plastycznych, których pojawienie się może skutkować pojawieniem się naprężeń własnych w dalszym etapie procesu zmiany temperatury. Nawet w przypadku, w którym naprężenia te nie powodują odkształceń trwałych podczas pojedynczego cyklu obróbki cieplnej, ich obecność może przyspieszać zmiany zachodzące w materiale osprzętu na skutek zmęczenia.

Źródłem naprężeń cieplnych mogą być także czynniki takie jak nierównomierny rozkład temperatury w komorze pieca [36], czy też sama obecność transportowanego wsadu. Ponieważ wsad jest zazwyczaj bardziej masywny niż cienkościenne odlewy służące do jego transportu, w czasie nagrzewania i chłodzenia ulega on znacznie wolniejszym zmianom temperatury spowalniając lokalnie kinetykę zmiany temperatury tych części osprzętu, które są z nim w bezpośrednim kontakcie. Powoduje to powstanie różnic temperatury pomiędzy różnymi częściami osprzętu, a tym samym powstanie gradientu temperatury.

Obecność wsadu wprowadza do konstrukcji oprzyrządowania pieców również naprężenia mechaniczne, wywołane jego masą oraz dynamicznym oddziaływaniem podczas transportu. W podwyższonej temperaturze, jaka panuje wewnątrz komory pieca, właściwości mechaniczne, takie jak wytrzymałość na rozciąganie czy granica plastyczności materiałów, z których wykonywane jest oprzyrządowanie są znacznie niższe niż w temperaturze pokojowej [30, 37]. Oddziaływanie w takich warunkach naprężeń mechanicznych, wzmocnione przez nierówności oparcia samego oprzyrządowania wewnątrz komory pieca skutkuje nierównomiernym rozłożeniem obciążenia, co sprzyja postępowi procesów pełzania.

Kolejnym istotnym czynnikiem, wpływającym na trwałość osprzętu pieców do obróbki cieplnej, jest atmosfera, w której dany proces jest przeprowadzany. W zależności od procesu atmosfera techniczna pieca może reagować z materiałem, z którego wykonywane jest jego oprzyrządowanie, prowadząc do istotnych zmian strukturalnych, a tym samym do zmiany właściwości mechanicznych odlewów. Powstałe z czasem użytkowania niemetaliczne wydzielения mogą stanowić również dodatkowe źródła naprężeń oraz potencjalne punkty inicjacji pęknięć, przyczyniając się do zwiększonego tempa zużycia osprzętu [8, 31-33].

W związku z warunkami w jakich eksploatowane jest oprzyrządowanie pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, dla zapewnienia jego odpowiedniej, zadowalającej użytkowników trwałości, musi ono spełniać szereg kryteriów zarówno materiałowych, jak i konstrukcyjnych.

Niespełnienie ich będzie skutkowało, w najlepszym przypadku, przedwczesnym zużyciem oprzyrządowania pieców, a w przypadkach poważniejszych uszkodzeniem obrabianych przedmiotów lub wręcz awarią całej linii produkcyjnej.

3. Zmiany zachodzące w materiale oprzyrządowania pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej w trakcie eksploatacji

3.1. Charakterystyka staliw żarowytrzymałych

Na podstawie przeglądu czynników, które oddziałują na oprzyrządowanie pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej podczas eksploatacji, można stwierdzić, iż materiał stosowany do produkcji tego oprzyrządowania musi spełniać szereg kryteriów, które można sprowadzić do dwóch kluczowych: dobrych właściwości wytrzymałościowych w podwyższonych i wysokich temperaturach oraz wysokiej odporności na oddziaływanie środowiska panującego wewnątrz komory pieców. W szczególności, dla możliwie dobrej pracy, wymagane jest aby materiały przeznaczone do produkcji oprzyrządowania technologicznego pieców charakteryzowały się [8, 38]:

- wysoką granicą plastyczności w podwyższonej temperaturze,
- dobrą wytrzymałością na zmęczenie cieplne i cieplno-mechaniczne,
- dobrą wytrzymałością na pękanie,
- dobrymi właściwościami plastycznymi,
- wysoką wartością współczynnika przewodności cieplnej i małą współczynnika rozszerzalności cieplnej,
- dobrą żaroodpornością oraz odpornością korozyjną w atmosferach utleniających oraz w różnych atmosferach technologicznych.

Wymagania te w znacznej mierze spełniają stopy należące do grupy stopów żarowytrzymałych. Skład stosowanych w przemyśle stopów żarowytrzymałych określa norma EN-10295:2002 wprowadzona do Polski przez wspomnianą już normę PN-EN 10295:2004 „Odlewy ze staliwa żaroodpornego” [29]. W tabeli 3.1 przedstawiono zawartości podstawowych dodatków stopowych wybranych stopów żarowytrzymałych zawartych w tych normach. Pełne składy chemiczne wybranych stopów umieszczono w tabeli w załączniku A. Z kolei w tabeli 3.2 dla poszczególnych stopów zestawiono podane przez normy maksymalne temperatury ciągłej pracy.

Do produkcji oprzyrządowania technologicznego pieców do obróbki cieplnej wykorzystuje się głównie stopy na bazie żelaza i niklu. W przypadku stopów na bazie żelaza istotne znaczenie mają staliwa austenityczne niklowo-chromowe oraz chromowo-niklowe. Zawartości podstawowych dodatków stopowych mieszczą się w nich w przedziałach: Ni – 18÷39%, Cr – 15÷26%, Si – do 2,5% oraz C – 0÷0,6 % [8, 29, 38]. Przy eksploatacji w wyższych temperaturach (powyżej 1050 °C) stosowane są stopy na osnowie niklu.

Tabela 3.1. Zawartość wybranych dodatków stopowych w stopach żarowytrzymałych (w procentach masowych) [29]

Oznaczenie		C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	Nb
Symbol	Numer							
GX40NiCrSi38-19	1.4865	0,3 do 0,5	1,0 do 2,5	max 2,0	18,0 do 21,0	max 0,50	36,0 do 39,0	-
GX40NiCrSi25-20	1.4848	0,3 do 0,5	1,0 do 2,5	max 2,0	24,0 do 27,0	max 0,50	19,0 do 22,0	-
GX40NiCrSiNb38-19	1.4849	0,3 do 0,5	1,0 do 2,5	max 2,0	18,0 do 21,0	max 0,5	36,0 do 39,0	1,2 do 1,8
GX50NiCrCo20-20-20	1.4874	0,35 do 0,65	max 1,0	max 2,0	19,0 do 22,0	2,5 do 3,0	18,0 do 22,0	0,75 do 1,25
G-NiCr28W	2.4879	0,35 do 0,55	1,0 do 2,0	max 1,5	27,0 do 30,0	max 0,5	47,0 do 50,0	-

Tabela 3.2. Maksymalna temperatura pracy wybranych stopów żarowytrzymałych zgodnie z [29]

Oznaczenie		Maksymalna temperatura eksploatacji [°C]
Symbol	Numer	
GX40NiCrSi38-19	1.4865	1 020
GX40NiCrSi25-20	1.4848	1 100
GX40NiCrSiNb38-19	1.4849	1 020
GX50NiCrCo20-20-20	1.4874	1 150
G-NiCr28W	2.4879	1 150

Podwyższona zawartość niklu w staliwach żarowytrzymałych zapewnia im stabilną, austenityczną strukturę zarówno w podwyższonej temperaturze panującej wewnątrz komory pieca, jak i po ochłodzeniu w temperaturze pokojowej [38-40]. Dzięki zastosowaniu staliwa o stabilnej strukturze austenitycznej w całym przekroju temperaturowym pracy oprzyrządowania pieców, w trakcie eksploatacji nie zachodzą w nim podczas zmian temperatury przemiany żelaza α w żelazo γ i odwrotne, co eliminuje powstawanie naprężeń strukturalnych powodowanych tymi przemianami.

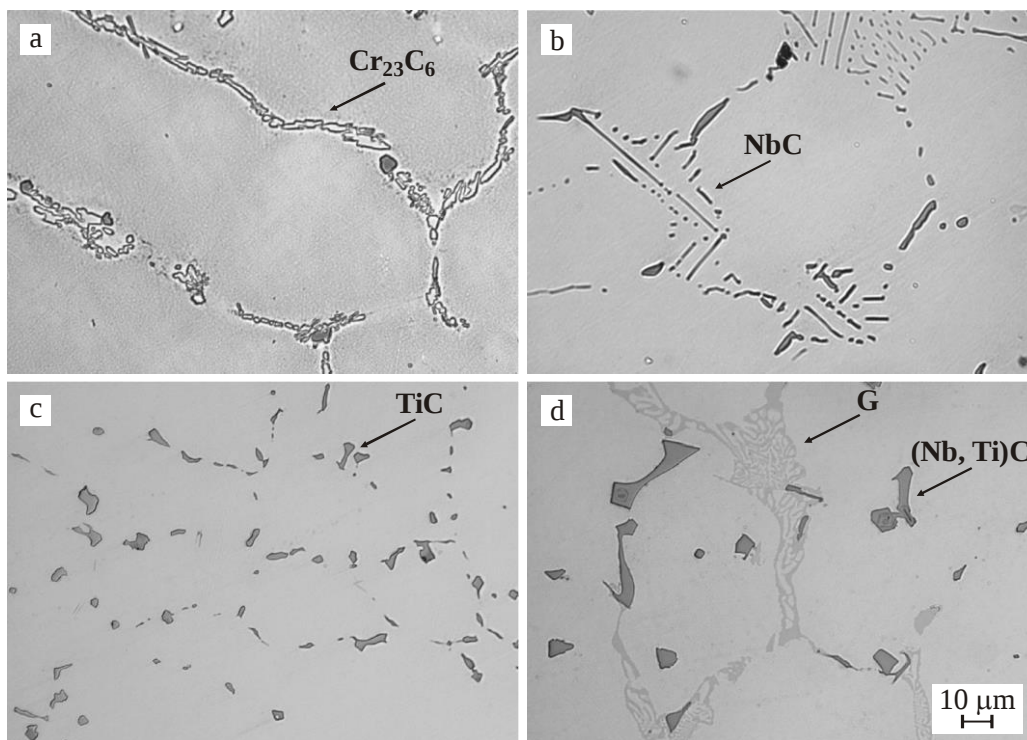
Kolejnym po żelazie i niklu istotnym składnikiem stopowym, który w znacznych ilościach znajduje się w staliwach żarowytrzymałych jest chrom. Obecność chromu zapewnia żaroodporność stopu [8, 39, 41], a więc zwiększa odporność na działanie korozji wysokotemperaturowej, na którą narażone są odlewy eksploatowane wewnątrz komory pieca. Oprócz wymienionych pierwiastków do staliwa wprowadzane są także takie pierwiastki stopowe jak: mangan, niob, molibden, wolfram i kobalt [1, 8, 39].

Mikrostrukturę staliwa w stanie lanym (rys. 3.1) o średniej zawartości węgla (0,35%) cechuje występowanie eutektyki (austenit + węgliki) rozmieszczonej głównie w potrójnych granicach ziarn, natomiast dla niskiej zawartości węgla – pojedynczych węglików na granicach ziarn. Rodzaj, liczba i rozmiar węglików w odlewie zależą od zawartości węgla i pierwiastków węglilotwórczych oraz od prędkości krystalizacji i chłodzenia odlewu w formie [8]. W strukturze austenitycznych stopów niklowo-chromowych oraz chromowo-niklowych występują węgliki M_7C_3 , $M_{23}C_6$, M_6C oraz MC [8, 39, 42], przy czym najpowszechniejsze są węgliki chromu.

Z uwagi na ich powszechną obecność najdokładniej przebadane zostały węgliki $M_{23}C_6$ [39]. Występują one w mikrostrukturze wszystkich gatunków staliwa. Wydzielają się na granicach ziaren w procesie krystalizacji i chłodzenia staliwa w formie. Najczęściej mają postać nieregularnych słupków oraz płytek, walców i wieloboków o różnych rozmiarach, przy czym na ich kształt wpływ ma miejsce ich wydzielenia [8, 39, 42-44]. W pracy [45] przedstawiono wyniki, w których na podstawie skaningowej kalorymetrii różnicowej odkryto, iż wydzielanie się węglików $M_{23}C_6$, poprzedzone jest formowaniem się na granicach ziarn i dyslokacjach niezidentyfikowanych płytkopodobnych wydzielen mierzących tylko kilka płaszczyzn atomowych. Z kolei wyniki badań przedstawione w pracy [46] ujawniły, że formowanie się węglików rozpoczyna się asocjacją atomów węgla z grupami wakansów.

Istnieje silna zależność pomiędzy przebiegiem granic ziarn, a kształtem i liczebnością formujących się wydzielen węglików $M_{23}C_6$. W pracy [47] przedstawione są wyniki, w których stwierdzono silną zależność ząbkowania granic ziaren na formowanie się tych wydzielen w staliwach austenitycznych. Zgodnie z przedstawionymi w niej wynikami węgliki wydzielające się na płaskich

granicach ziarn mają zwykle trójkątne kształty oraz są liczniejsze, natomiast węgliki formujące się na ząbkowaniu (serration) granic ziarn są płaskie oraz mniej liczne. Ponieważ wydzielania zbliżone kształtem do trójkątów są bardziej narażone na zniszczenia w wyniku współdziałania pełzania i zmęczenia [48-50], jest to forma mniej pożądana w stopach.



Rys. 3.1. Mikrostruktura staliwa 0,3%C-30%Ni-18%Cr z dodatkami krzemu, niobu i tytanu w stanie lanym [7, 8]: a) – 1,69%Si, 0,03%Nb i 0,03%Ti, b) – 1,82%Si, 1,84%Nb i 0,05%Ti, c) – 1,69%Si, 1,75%Nb i 0,83%Ti, d) – 4,26%Si, 1,59%Nb i 1,07%Ti

Sposobem na zahamowanie procesu wydzielania się węglików $M_{23}C_6$ jest dodatek takich pierwiastków jak V, Nb, Ti, Ta, Zr czy Hf [8, 38, 39]. Są to silnie węglikotwórcze pierwiastki, których wprowadzenie do staliwa faworyzuje formowanie się węglików MC względem węglików $M_{23}C_6$. Dodatkowo, ponieważ są to pierwiastki silniej węglikotwórcze niż chrom, ich dodatek w stopie zmniejsza ilość wydzieleni węglików chromu, co spowalnia powstawanie stref zubożonych w zawartość tego pierwiastka, a tym samym poprawia odporność korozyjną. Co więcej badania [51] wykazały również, że przy starzeniu staliwa austenitycznego w przedziale temperatury 600 °C do 800 °C, tempo rozrostu węglików MC jest niższe niż węglików $M_{23}C_6$. Węgliki MC charakteryzują się ponadto niższą energią międzyfazową, co ma pozytywny wpływ na właściwości mechaniczne takie jak np. odporność na pełzanie [52], przy czym poprawę właściwości mechanicznych staliwa obserwuje się przy występowaniu drobnych wydzieleni MC. Obecność wydzieleni MC o większych rozmiarach obniża takie właściwości, jak wytrzymałość na pełzanie [53], czy też wytrzymałość na

rozciąganie [54]. Z tego też powodu, przy wzbogacaniu stopu o wymienione pierwiastki węglotwórcze, dąży się do uzyskania struktury, w której węgliki MC występują w formie drobnych wydzielen. W wyniku długiego czasu wyżarzania węgliki MC mogą przekształcać się w węgliki $M_{23}C_6$ [55-57]

Węgliki M_6C występują w staliwach austenitycznych zawierających molibden i azot [39, 58, 59]. Występują one również w mikrostrukturze staliwa stabilizowanego niobem, zarówno w stanie lanym, jak i po procesie wyżarzania [8,60].

W staliwach o średniej i dużej zawartości węgla występują węgliki M_7C_3 o strukturze pseudo-heksagonalnej. W mikrostrukturze staliwa austenitycznego mają one kształt listew rozmieszczonych wzdłuż granic ziaren [8, 39, 60, 61]. W trakcie eksploatacji odlewów w wysokiej temperaturze węgliki M_7C_3 ulegają przemianom w węgliki $M_{23}C_6$. Podwyższoną zawartość węglków M_7C_3 w warstwie przypowierzchniowej obserwuje się w odlewach eksploatowanych w atmosferach nawęglających [7]. Przy bardzo wysokim nasyceniu węglem w strukturze staliwa austenitycznego mogą formować się również węgliki typu M_5C_2 (węgliki Hägga) [39].

3.2. Degradacja staliwa podczas eksploatacji

W wyniku eksploatacji, w staliwie, z którego wytwarzane jest oprzyrządowanie technologiczne pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, zachodzą zmiany mające bezpośredni wpływ na właściwości odlewu. Wśród procesów odpowiedzialnych za postępującą degradację staliwa należy wymienić starzenie się materiału, korozję wysokotemperaturową, pełzanie oraz będące sumą wielu współdziałających czynników procesy zmęczenia cieplnego [5-9, 16, 30-34, 39]. W wyniku ich synergicznego działania, z czasem dochodzi do spadku właściwości użytkowych materiału, który staje się bardziej podatny na powstawanie zniszczeń skutkujących koniecznością wycofania wykonanych z niego elementów z dalszej eksploatacji. Przykładowe analizy zniszczeń powstałych w elementach wyposażenia pieców można znaleźć w dostępnej literaturze [8, 20, 22, 31, 34, 62-68].

W wyniku eksploatacji w podwyższonych temperaturach, na skutek starzenia, w odlewach wykonanych z żarowytrzymałych staliw austenitycznych dochodzi do przemian fazowych, procesów wydzieleniowych/rozpuszczania oraz koagulacji cząstek faz międzymetalicznych. Zmiany te prowadzą do pogorszenia ich początkowych, dobrych właściwości użytkowych [7, 8, 12].

Na skutek starzenia, w staliwach dochodzi do wydzielania węglków $M_{23}C_6$, M_6C , MC (przy składzie stopu zawierającym pierwiastki sprzyjające powstawaniu tych węglków) oraz cząstek faz międzymetalicznych G i σ [8, 39]. W staliwie po starzeniu występują również węgliki M_7C_3 , przy

czym procesy wyżarzania powodują spadek ich zawartości. Procesy wydzieleniowe zachodzące w początkowym okresie starzenia odlewów wykonanych ze staliw żarowytrzymałych korzystnie wpływają na ich właściwości poprzez umocnienie staliwa (większa wytrzymałość na rozciąganie i wyższa umowna granica plastyczności w temperaturze do 700 °C) oraz wzrost wydłużenia w zakresie temperatury 700-900 °C. Dłuższe wygrzewanie powoduje znaczne obniżenie właściwości eksploatacyjnych staliwa [31, 69]. Szczególnie istotnie obniżeniu ulegają właściwości takie jak udurowienie oraz wydłużenie przy zerwaniu. Co także ma duże znaczenie użytkowe, w wyniku procesów starzenia sama osnowa stopu może ulegać zubożeniu w zawartość chromu, co z kolei prowadzi do spadku odporności materiału na korozję.

Długotrwała, cykliczna eksploatacja w atmosferze panującej wewnątrz komory pieca, w podwyższonej temperaturze, sprzyja postępowi korozji wysokotemperaturowej. W jej wyniku dochodzi do istotnego pogorszenia początkowo dobrych właściwości mechanicznych i użytkowych staliwa, z którego wykonywane są odlewy osprzętu pieców. Zmiany te mogą następować na skutek reakcji chemicznych przebiegających pomiędzy materiałem odlewów a atmosferą panującą w piecu lub w wyniku wnikania składników atmosfery w głąb materiału [7, 8, 41, 70, 71]. W pierwszym przypadku produkty reakcji przechodzą do atmosfery lub zajmują miejsce pierwotnego materiału znajdującego się w warstwie przypowierzchniowej. W drugim zaś dochodzi do dyfuzji atomów składników atmosfery do warstwy przypowierzchniowej staliwa oraz ich dalszego przenikania w głąb materiału, czego skutkiem są zmiany właściwości fizycznych i chemicznych warstwy dotkniętej tym procesem.

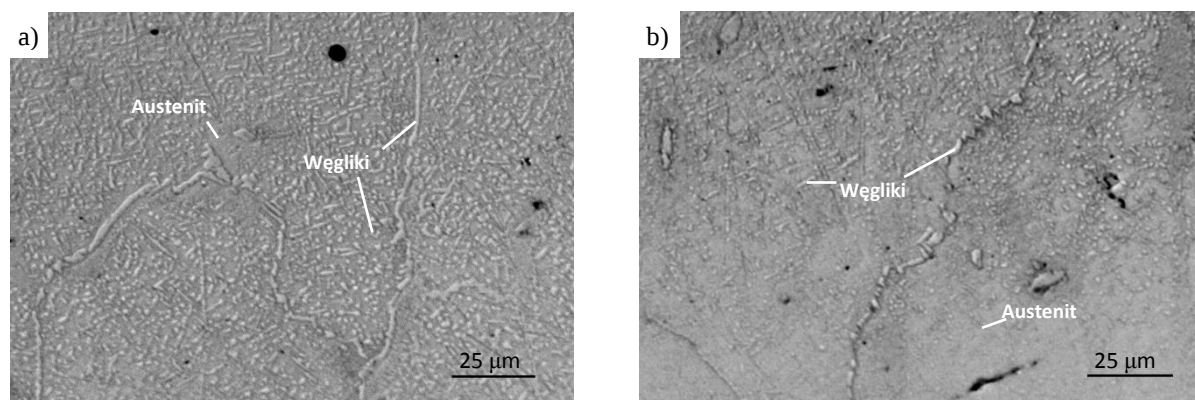
Dobra odporność na korozję (żaroodporność), jaką wykazują żarowytrzymałe stopy wykorzystywane do produkcji osprzętu technologicznego pieców, powiązana jest z tworzeniem się na ich powierzchni zgorzeliny, która blokuje utlenianie się staliwa oraz dyfuzję składników atmosfery w głąb materiału. Składa się ona głównie z tlenków Cr_2O_3 , przy czym jej skuteczność ochronna wynika także z zawartości w składzie chemicznym stopu innych dodatków stopowych, których tlenki są bardziej stabilne niż tlenki Cr_2O_3 [7, 8, 30, 39, 72, 73]. Zwarta warstwa tlenków Cr_2O_3 pełni skutecznie swoją ochronną rolę w temperaturze do 1050 °C. Powyżej tej temperatury tlenek chromu ulega przemianie w węgliki Cr_3C_2 lub Cr_7C_3 , przez co zgorzelina nie spełnia już swojej ochronnej funkcji. W temperaturze powyżej 1000 °C lepsze właściwości ochronne przed korozją zapewnia ciągła warstwa tlenków SiO_2 , cechujących się wyższą temperaturą rozpadu niż tlenek Cr_2O_3 [8, 74, 75]. Obecność tej warstwy stwierdzono w odlewach o zawartości krzemu powyżej 2,5-3,0% [76]. Obok krzemu, dodatkiem stopowym, który w praktyce jest wykorzystywany do poprawy żaroodporności jest niob. Jego obecność w roztworze stałym austenitu ułatwia powstawanie

ochronnej warstwy tlenków chromu, oraz z uwagi na lepsze powinowactwo węgla do tworzenia węglików niobu, zapobiega zubożeniu austenitu w chrom [77-79].

Korozja wysokotemperaturowa zachodzi szczególnie intensywnie przy procesach obróbki cieplno-chemicznej. Przeprowadzane są one w specjalnie dostosowanej atmosferze, będącej mieszaniną gazów, których atomy wnikają do warstwy wierzchniej obrabianych elementów. Podobnie przenikają one również do warstwy wierzchniej stalownego wyposażenia pieców. W tym przypadku jest to jednak zjawisko niepożądane, prowadzące do pogorszenia właściwości użytkowych.

Najpowszechniej stosowanym procesem obróbki cieplno-chemicznej jest proces nawęglania. W wyniku eksploatacji w atmosferach nawęglających, w stalowych elementach wyposażenia pieców dochodzi do tworzenia się przypowierzchniowej warstwy nawęglonej (rys. 3.2), która może sięgać kilka milimetrów w głąb materiału [31, 80]. Warstwę tę cechuje wyższa zawartość węglików niż w rdzeniu oraz zubożona w chrom osnowa o malej odporności na korozję [7, 31-33, 81]. Proces rozrostu warstwy nawęglonej kontrolowany jest dordzeniową dyfuzją węgla przebiegającą w następujący sposób [71]:

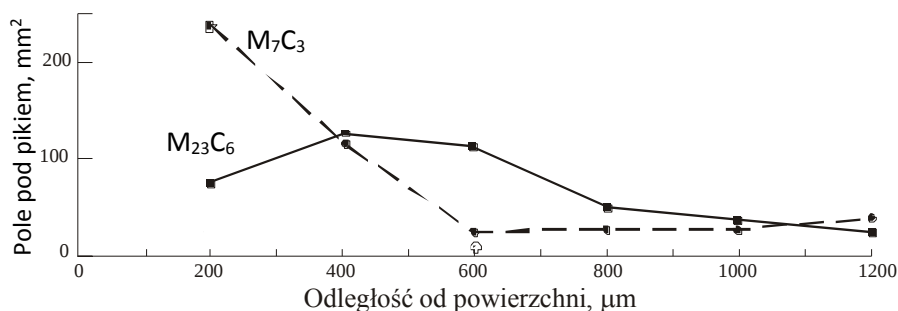
- adsorpcja wolnych atomów węgla na powierzchni podłoża,
- dyfuzja węgla w głąb podłoża i rozpuszczanie się w osnowie,
- wydzielanie się węglików $M_{23}C_6$ z przesyconego roztworu stałego i ich wzrost,
- przemiana węglików $M_{23}C_6$ w M_7C_3 zachodząca przy podwyższonym stężeniu węgla,
- przesunięcie frontu dyfuzji w głąb materiału.



Rys. 3.2. Mikrostruktura warstwy nawęglonej staliwa 1.4849 po 340 godzinach nawęglania: a) w pobliżu powierzchni, b) na granicy warstwy nawęglonej i nienawęglonego rdzenia

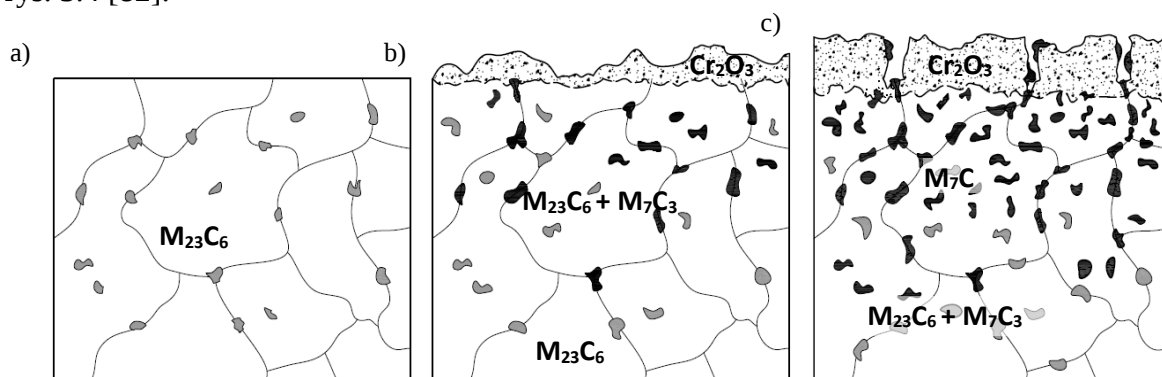
W strefie zewnętrznej nawęglonej warstwy stopów austenitycznych dominują węgliki M_7C_3 , natomiast im dalej w głąb tej strefy, tym zwiększa się objętościowy udział węglików $M_{23}C_6$. Przykładowy rozkład udziału objętościowego węglików w zależności od odległości od powierzchni

dla stopu o zawartości 0,05% C, 41% Ni, 26,5% Cr po 500 godzinach nawęglania w temperaturze 900 °C [7] przedstawiono na rys. 3.3.



Rys. 3.3. Udział objętościowy poszczególnych węglków chromu w przekroju warstwy staliwa 0,05%C-41%Ni-26,5%Cr po 500 godzinach procesu nawęglania w temperaturze 900 °C [7]

Proces nawęglania stopu hamowany jest tworzącą się na jego powierzchni ochronną warstwą tlenków. W przypadku żarowytrzymałych staliw o wysokiej zawartości chromu, ochronna warstwa tlenków Cr_2O_3 tworzy się nawet przy atmosferach gazowych o niskiej aktywności tlenu. W warunkach zapewniających stabilność tlenkom Cr_2O_3 , ciągła ich warstwa stanowi dobrą ochronę przed postępującym nawęglaniem. Z uwagi na swoją kruchość jest ona jednak narażona na spękanie. W przypadku elementów oprzyrządowania pieców, które z uwagi na warunki eksploatacji narażone jest na cykliczne oddziaływanie powstających naprężeń, w warstwie tej mogą pojawić się nieciągłości oraz pęknięcia. W takim przypadku jej ochronne właściwości ulegają znacznemu pogorszeniu, a proces nawęglania stopu jest kontynuowany. Zmiany zachodzące w sposób ciągły w strukturze warstwy przypowierzchniowej w trakcie nawęglania stopu Fe-Ni-Cr przedstawiono schematycznie na rys. 3.4 [82].



Rys. 3.4. Schemat procesu nawęglania staliwa austenitycznego [82]

Kolejnym negatywnym zjawiskiem, na jakie narażone są podczas eksploatacji elementy do transportu wsadu w piecach jest pełzanie. Podczas powtarzających się procesów obróbki cieplnej, oprzyrządowanie pieców długotrwale przebywa w podwyższonej temperaturze, przenosząc przy tym obciążenia mechaniczne wynikające z masy własnej oraz masy transportowanego wsadu. Dodatkowo

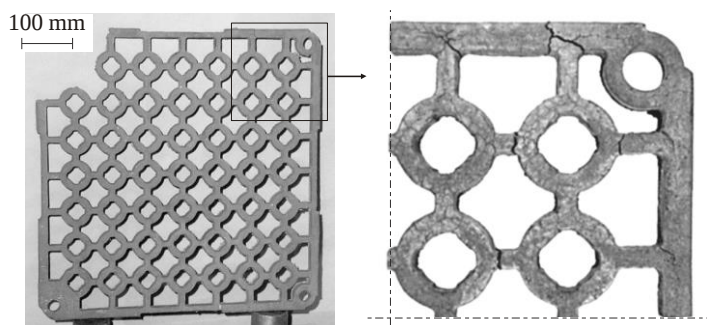
fakt, iż palety oraz podstawy zestawów wielopoziomowych bardzo często nie są równomierne podparte na trzonie wewnątrz komory pieca lub w ramach wielopoziomowego zestawu, może przyspieszać powstawanie deformacji w warunkach sprzyjających pełzaniu.

Pełzanie po granicach ziaren na jakie narażone jest staliwo austenityczne eksploatowane w wysokich temperaturach można, podobnie jak klasyczne deformacje plastyczne, podzielić na trzy etapy [83]:

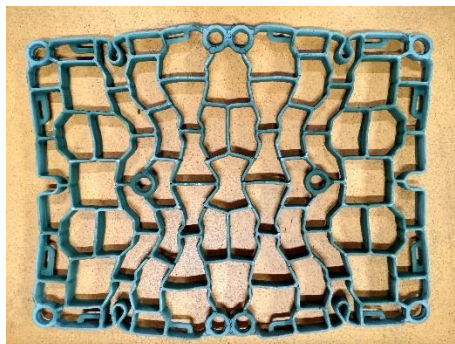
- zarodkowanie mikropustek, które w wysokich temperaturach tłumaczy się głównie kondensacją wakansów przemieszczających się poprzez dyfuzję,
- rozrost istniejących przerw, którego szybkość jest funkcją złożoną sprzężenia dwóch czynników: odkształceń sprężystych otaczających ziarna oraz dyfuzji wakansów wzdłuż granic ziaren;
- pęknięcia granic ziaren przy koalescencji pustych przestrzeni.

Istotny wpływ na właściwości użytkowe zjawiska pełzania odlewów wykonanych ze staliwo austenitycznych, wykorzystywanych w warunkach podwyższonej temperatury powoduje, że produkcja stopów zapewniających zarówno dobre właściwości antykorozyjne, jak i dobrą odporność na pełzanie stanowi jeden z istotnych celów w dziedzinie rozwoju współczesnych materiałów przeznaczonych do pracy w podwyższonej temperaturze [39, 84-89]. Wyższą odporność na pełzanie osiąga się między innymi poprzez zastosowanie takich dodatków stopowych jak Nb, Ti czy V. Dodatki te sprzyjają formowaniu się drobnych węglików MC, wpływających korzystnie na odporność na pełzanie. Prace [90-92] wskazują również że dodatek itru, którego węgliki tworzą się bardzo szybko podczas procesu krzepnięcia, sprzyja fragmentaryzacji siatki węglików chromu, co również wpływa pozytywnie na odporność staliwa na pełzanie.

Oprzyrządowanie pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej z reguły pracuje w sposób cykliczny. W kolejnych cyklach pracy poddawane jest ono działaniu czynników ściśle związanych z rodzajem przeprowadzanego procesu obróbki. Taki rodzaj użytkowania sprzyja postępowi procesów zmęczeniowych. Z uwagi na to, że wraz z czasem eksploatacji pogorszeniu ulegają m.in. właściwości użytkowe staliwa, w wyniku postępujących zmian zmęczeniowych łatwiej dochodzi do uszkodzeń eliminujących oprzyrządowanie z dalszej eksploatacji. Najczęstszymi przyczynami wycofywania oprzyrządowania technologicznego pieców z dalszego użytkowania są pęknięcia (rys. 3.5) oraz zbyt duża zmiana wymiarów geometrycznych spowodowana postępującymi odkształceniami plastycznymi (rys. 3.6) [8-10, 12-22].



Rys. 3.5. Pęknięcie naroży palety przy stosunkowo małych deformacjach palety



Rys. 3.6. Widoczne duże deformacje konstrukcji palety wycofanej z dalszego użytkowania

W pojedynczym cyklu pracy oprzyrządowanie do transportu wsadu w piecach narażone jest na działanie obciążeń zarówno mechanicznych, jak i obciążeń natury termicznej. Głównym źródłem obciążeń mechanicznych jest transportowany wsad. Jego masa jest z reguły kilkakrotnie wyższa niż masa samego oprzyrządowania. Jednak przy statycznym załadunku, nawet w warunkach podwyższonej temperatury, masa wsadu nie powinna wywoływać naprężeń powodujących powstanie w materiale odkształceń plastycznych. Znacznie trudniejszymi są warunki, w których transportowany wsad jest załadowywany lub rozładowywany w sposób dynamiczny (np. podczas załadunku/rozładunku drobnego wsadu z koszy). Asymetryczne, chwilowe obciążenie może powodować powstawanie naprężeń znacznie wyższych niż przy statycznym załadowywaniu wsadu o takiej samej masie. Przy cyklicznym oddziaływaniu może to skutkować narastającymi deformacjami ścianek.

Literatura [5, 8, 14, 16, 19, 22, 31-33] wskazuje jednak, że znacznie większe znaczenie w procesach zmęczeniowych elementów oprzyrządowania technologicznego pieców mają naprężenia natury cieplnej. W trakcie jednego cyklu pracy oprzyrządowanie to narażone jest na oddziaływanie skrajnych, gwałtownie zmieniających się temperatur. Jest to szczególnie wyraźnie podczas procesów chłodzenia, w których nagrzwany wsad, a tym samym oprzyrządowanie do jego transportu, trafia do chłodziwa o znacznie niższej temperaturze. Warunki takie powodują, że w konstrukcji

oprzyrządowania pieców mogą powstawać bardzo wysokie naprężenia, przyczyniające się do zarodkowania i propagacji mikropęknięć, zmniejszających właściwości użytkowe odlewu.

Z uwagi na istotę zjawiska, odporność na zmęczenie cieplne stanowi ważny parametr determinujący przydatność danego oprzyrządowania technologicznego pieców do użytkowania w warunkach narzuconych przez rodzaj przeprowadzanego procesu obróbki. Ma na nią wpływ wiele czynników, które można ująć w następujące grupy [8, 93-95]:

- czynniki charakteryzujące wymianę ciepła między elementami wyposażenia i atmosferą technologiczną pieca – wartość ciepła właściwego i gęstości oraz współczynników wymiany ciepła, cieplnej rozszerzalności liniowej i przewodnictwa cieplnego;
- czynniki geometryczne – wymiary i kształt elementów, stan powierzchni oraz proporcja pola ich powierzchni do objętości;
- czynniki materiałowe – skład chemiczny i mikrostruktura staliwa oraz jego właściwości mechaniczne.

Na część z tych czynników można wpływać w istotny sposób, poprawiając tym samym odporność odlewów na zmęczenie cieplne. Jednak do modyfikacji odlewów, w taki sposób, aby zwiększeniu uległa ich trwałość, a więc rzeczywisty czas eksploatacji, bardzo ważnym jest zrozumienie mechanizmów odpowiedzialnych za powstawanie zniszczeń.

4. Źródła naprężeń cieplnych w odlewach osprzętu technologicznego pieców do obróbki cieplnej

Specyfika pracy oprzyrządowania pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej powoduje, że w czasie kolejnych cykli eksploatacji elementy oprzyrządowania technologicznego narażone są na powtarzające się zmiany temperatury. Zachodzą one podczas etapów procesu, w których oprzyrządowanie wraz ze znajdującym się na nim wsadem przenoszone jest z jednego ośrodka do drugiego, o innych warunkach termicznych. W zależności od rodzaju medium, zmiany te w warstwie przypowierzchniowej odlewu mogą przebiegać bardzo gwałtownie osiągając szybkość kilkuset stopni na sekundę. Konsekwencją poddania odlewu działaniu takich zmian są powstające w nim naprężenia, które mogą powodować m. in. inicjację i dalszą propagację pęknięć w głąb materiału, deformację znacznych fragmentów konstrukcji lub też mogą pozostawać w materiale w formie naprężeń własnych [8, 16, 31-33, 96-105].

Zgodnie z klasyfikacją naprężeń opartą na wielkości obszaru, w którym równoważą się naprężenia danego rodzaju oraz ich wpływie na obraz dyfrakcyjny uzyskany w wyniku dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego o ustalonej długości fali na płaszczyznach sieciowych, powstające naprężenia można podzielić na trzy zasadnicze grupy [106-109]:

- makronaprężenia – równoważące się w elementach objętościowych o wymiarach porównywalnych co do wielkości z wymiarami zewnętrznymi ciała (naprężenia I rodzaju),
- mikronaprężenia – równoważące się w obszarach rzędu wielkości kilku ziaren krystalicznych (naprężenia II rodzaju),
- submikronaprężenia – równoważące się w obszarach kilku komórek elementarnych, będące wynikiem drgań cieplnych atomów oraz ich przesunięć z położenia równowagi (naprężenia III rodzaju).

Submikronaprężenia wyróżniono w latach sześćdziesiątych ubiegłego wieku, jednak dalej są one stosunkowo często pomijane jako osobna grupa naprężeń, a zamiast tego zaliczane są wraz z naprężeniami II rodzaju do mikronaprężeń. Z uwagi na ich stosunkowo znikomy udział w powstawaniu rzeczywistych zniszczeń powodujących konieczność wycofywania odlewów

oprzyrządowania pieców z eksploatacji, w dalszej części analiz prowadzonych w niniejszej pracy, naprężenia te zostaną pominięte.

W trakcie użytkowania oprzyrządowania technologicznego pieców powstają w nim zarówno naprężenia pierwszego, jak i drugiego rodzaju. W rzeczywistych układach naprężenia te nie występują oddzielnie, a ich skutki nakładają się na siebie. Na wypadkowy stan naprężeń spowodowanych obciążeniem cieplnym wpływ ma wiele czynników. Wśród nich należy wyróżnić [5, 8, 31, 82, 95, 105]:

- szybkość zmian temperatury,
- wielkość przekroju elementu,
- mikrostrukturę,
- właściwości termiczne stopu, takie jak: współczynnik rozszerzalności liniowej i współczynnik przewodnictwa cieplnego,
- parametry charakteryzujące właściwości sprężyste i wytrzymałościowe występujących w stopie faz, wydzielen i wtrąceń.

Z uwagi na przyczynę powstawania naprężeń w przypadku elementów staliwnych wykorzystywanych w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej należy wyróżnić naprężenia cieplne spowodowane zmianami zachodzącymi w strukturze materiału oraz naprężenia spowodowane tworzącym się na przekroju elementu gradientem temperatury.

4.1. Naprężenia strukturalne

Odlewy staliwne eksploatowane w warunkach szybko zmieniającej się temperatury narażone są na działanie naprężeń spowodowanych zachodzącymi w nich przemianami fazowymi. Przemiany te wiążą się ze zmianami objętości właściwej towarzyszącymi tworzeniu się nowych faz. Wartości objętości właściwej dla wybranych struktur występujących w stalach węglowych przedstawiono w tabeli 4.1 [110].

Składnikiem strukturalnym o najmniejszej objętości właściwej jest austenit. Z tego też powodu przemianie perlitu w austenit towarzyszy jej spadek, natomiast przemianie austenitu w martenzyt wzrost i to w stosunku przeważającym. Ostatecznie po zabiegach obróbki cieplnej, takich jak np. hartowanie, w materiale pozostaną naprężenia, tym wyższe im wyższa jest zawartość węgla.

Tabela 4.1. Objętość właściwa składników strukturalnych występujących w stalach węglowych [110]

Składniki strukturalne	Zawartość węgla [%]	Objętość właściwa w 20 °C [cm ³ /g]
Austenit	0÷2	0,1212+0,0033*C
Ferryt	0÷0,02	0,1271
Perlit	0÷2	0,1271±0,0005
Martenzyt	0÷2	0,1271+0,0025*C
Cementyt	6,7±0,2	0,130±0,001
Węgliki	8,5±0,7	0,140±0,002
Grafit	100	0,151

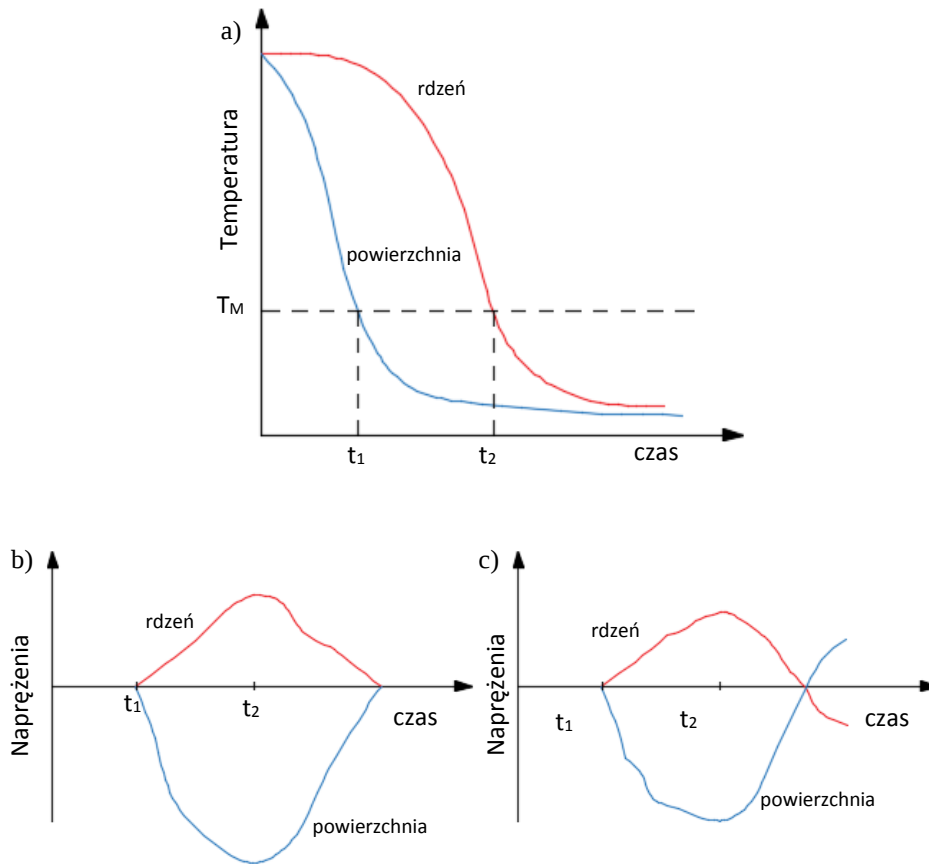
Schematycznie proces powstawania naprężeń spowodowanych przemianami fazowymi (dokładniej przemianą austenitu w martenzyt) przedstawiono na rys. 4.1 [111]. Na przedstawionych wykresach, dla uproszczenia, pominięte zostały naprężenia związane ze zmianą objętości wraz ze spadkiem temperatury, co w rzeczywistości byłoby prawdziwe jedynie w sytuacji, w której współczynnik rozszerzalności cieplnej wynosi zero. Na podstawie przebiegów temperatury (rys. 4.1a) widoczne jest, że powierzchnia osiąga temperaturę przemiany w martenzyt T_m po czasie t_1 natomiast rdzeń materiału z opóźnieniem po czasie t_2 . W związku z tym po czasie t_1 w materiale zaczynają powstawać naprężenia związane ze zmianami objętości spowodowanymi zachodzącymi przemianami fazowymi. Na powierzchni w takim przypadku powstaną naprężenia ściskające, natomiast w rdzeniu naprężenia rozciągające. Zarówno naprężenia w rdzeniu, jak i na powierzchni osiągną swoje maksimum dla czasu t_2 . Jeżeli w wyniku działania naprężeń pomiędzy czasem t_1 a czasem t_2 nie dojdzie do odkształceń plastycznych, to po przemianie martenzytu w całej objętości naprężenia spadną do zera (rys. 4.1.b). Jeżeli jednak w przedziale czasowym między t_1 a t_2 dojdzie do częściowej relaksacji naprężeń na skutek odkształceń plastycznych, to w dalszym etapie chłodzenia pozostaną w materiale naprężenia własne przeciwnego znaku (rys. 4.1c).

Naprężenia wywołane przemianami fazowymi mogą osiągać wysokie wartości i oddziałując cyklicznie prowadzą do osłabienia materiału oraz powstawania pęknięć. Aby zminimalizować wpływ naprężeń wywołanych przemianami fazowymi, do produkcji osprzętu technologicznego pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej stosowane są stopy o stabilnej strukturze austenitycznej w całym zakresie temperaturowym pracy. Aby to zapewnić skład stopu musi mieć odpowiednio wysoki ekwiwalent niklu. W zależności od literatury postać wzoru na ekwiwalent niklu w stopie może się różnić [112-114]. Przykładowo według [112] wzór ma postać:

$$Ni_{eq} = \%Ni + 0,65\%Cr + 0,98\%Mo + 1,05\%Mn + 0,35\%Si + 12,6\%C \quad (4.1)$$

Z kolei w pracy [113] zasugerowano następującą postać tego wzoru:

$$Ni_{eq} = \%Ni + 0,6\%Mn + 0,18\%Cr + 9,69(\%C + \%N) - 0,11\%Si^2 \quad (4.2)$$



Rys. 4.1. Schemat powstawania naprężeń przy przemianach fazowych: a) zmiana temperatury na powierzchni i w rdzeniu materiału, b) zmiana naprężeń przy braku odkształceń plastycznych, c) zmiana naprężeń przy częściowej relaksacji naprężeń poprzez odkształcenia plastyczne [111]

Jak widać dwie przytoczone na podstawie danych literaturowych zależności różnią się od siebie, przy czym największa różnica dotyczy wpływu krzemu. Warto jednak zauważyć iż również nowsze prace [114] potwierdzają, iż zawartość krzemu ma pozytywny wpływ na stabilność fazy austenicznej, co jest zgodne z pierwszym z przytoczonych wzorów. Niezależnie od tego, dzięki wysokiej zawartości pierwiastków takich jak nikiel i chrom, stopy żarowytrzymałe spełniają wymóg stabilnej struktury austenicznej [8, 39, 40].

Nie oznacza to jednak, że odlewy osprzętu pieców w czasie kolejnych cykli pracy nie są narażone na naprężenia natury strukturalnej. Zgodnie z literaturą i obserwacjami własnymi rzeczywistych zniszczeń można stwierdzić, iż w procesach niszczenia rozpatrywanych odlewów, istotną rolę odgrywają naprężenia spowodowane różną rozszerzalnością cieplną występujących faz, wydzielen i wtrąceń [8, 31-33, 82, 96-98, 101, 104]. Różnice te są szczególnie duże pomiędzy osnową stopu a niemetalicznymi wtrąceniami i wydzieleniami. Oznacza to, że szczególnie na ten rodzaj naprężeń narażony jest osprzęt pieców wykorzystywany do transportu wsadu w procesach obróbki cieplno-chemicznej takich jak nawęglanie.

Już w 1978 r. A. Schnaas [70] wskazał, że źródłem wysokich naprężeń w elementach z nawęgloną warstwą wierzchnią podczas zmiany temperatury są różnice w rozszerzalności cieplnej węglików i otaczającej je osnowy. Różnice te są znacznie większe niż przy rozpatrywaniu elementu nawęglonego jako „kompozytu” składającego się z dwóch materiałów: warstwy nawęglonej i nienawęglonego rdzenia, jak to przedstawiano m. in. w pracach [115-117].

Podczas jakiegokolwiek zmiany temperatury, w zależności od wartości tej zmiany oraz różnicy we współczynnikach rozszerzalności cieplnej, w węglikach i otaczającej je osnowie powstają naprężenia. W odlewach eksploatowanych przy obróbce cieplno-chemicznej, zjawisko to jest szczególnie intensywne podczas procesów chłodzenia, z uwagi na znaczną szybkość przebiegu tego procesu.

Wzór podany przez Laszlo [118] na naprężenia wywołane różną rozszerzalnością składników strukturalnych, mający zastosowanie w zakresie odkształceń sprężystych ma następującą postać:

$$\sigma = \pm \phi(\alpha_i - \alpha_j) \cdot \Delta T \quad (4.3)$$

gdzie:

α_i, α_j – współczynniki rozszerzalności cieplnej wydzielen (wtrąceń) i osnowy,

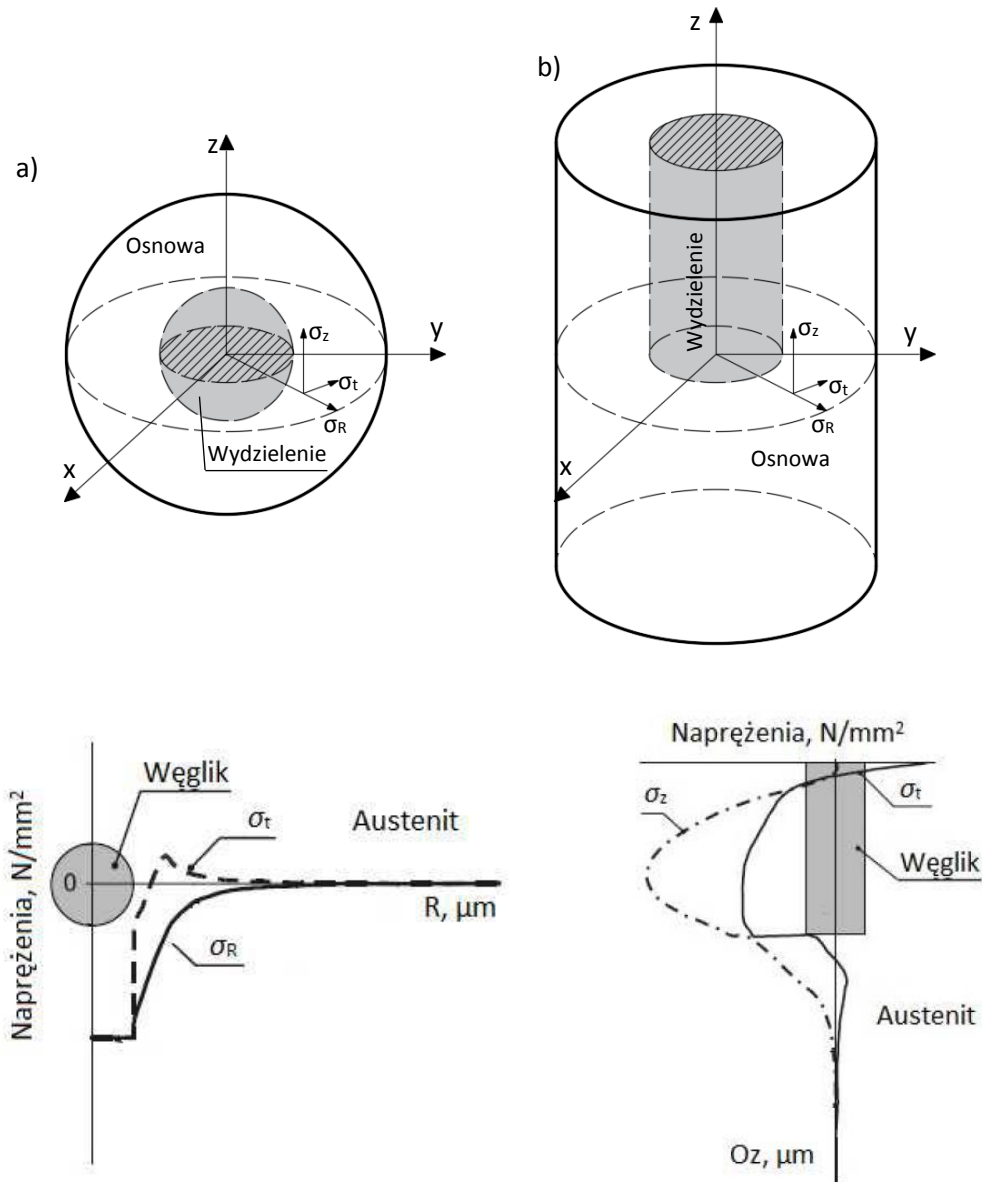
ΔT – zmiana temperatury,

Φ – funkcja zależna od wartości modułów Younga i liczby Poissona wydzielen (wtrąceń) i osnowy oraz ich kształtu, wymiarów i rozkładu w osnowie.

Zgodnie z pracami [31-33, 96-98] istotny wpływ na wartość naprężeń wywołanych różną rozszerzalnością cieplną składników strukturalnych mają kształt oraz umiejscowienie wydzielen i wtrąceń. Z uwagi na umiejscowienie można wyróżnić ich dwie zasadnicze grupy:

- w całości otoczone osnową,
- dochodzące do powierzchni stopu.

Analizy numeryczne wykazały, że w zależności od przyjętego umiejscowienia wydzielenia otrzymuje się różny rozkład naprężeń powstających podczas nagrzewania lub gwałtownego chłodzenia takiego układu. Przykładowe rozkłady naprężeń przy chłodzeniu dla prostych osiowosymetrycznych modeli odzwierciedlających obydwa wyżej wymienione położenia przedstawiono na rys. 4.2 [31].

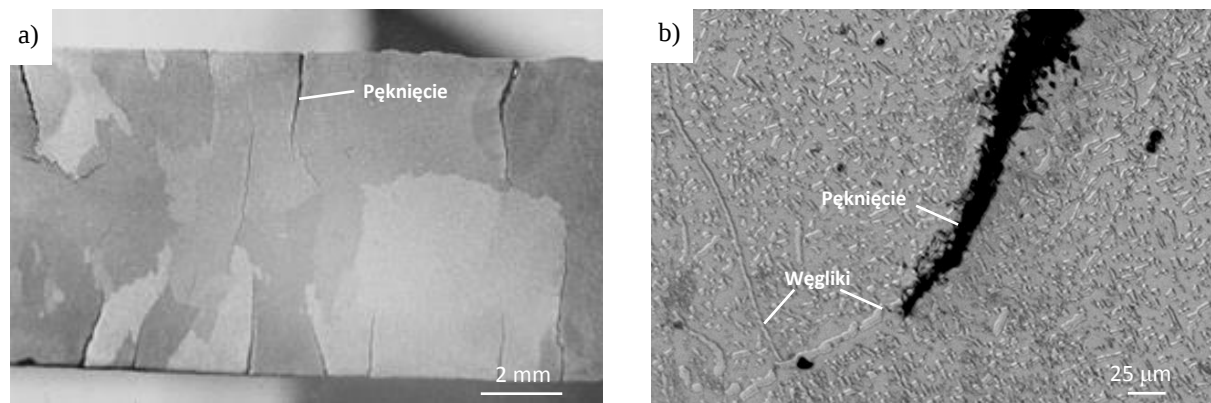


Rys. 4.2. Rozkład naprężeń wywołanych różnymi współczynnikami rozszerzalności cieplnej wydzielenia i osnowy powstałych przy gwałtownym chłodzeniu: a) dla modelu kulistego węglika całkowicie otoczonego osnową austenityczną, b) dla modelu węglika walcowego wychodzącego podstawą na powierzchnię stopu [31]

W przypadku wydzielenia w całości otoczonego austenitem, zarówno obliczenia analityczne [119], jak i numeryczne [31, 33] wykazują, że w samym wydzieleniu powstają naprężenia ściskające, natomiast w otaczającej go austenitycznej osnowie silne naprężenia rozciągające mogące przekraczać jej granicę plastyczności. Ponieważ węgliki zaliczają się do materiałów kruchych, charakteryzujących się znacznie wyższą wytrzymałością na ściskanie niż na rozciąganie, natomiast osnowa austenityczna jest materiałem sprężysto-plastycznym, który w wyniku lokalnych mikronaprężeń będzie poddawał się deformacjom plastycznym, taki rozkład naprężeń nie sprzyja powstawaniu kruchych pęknięć obserwowanych w rzeczywistych odlewach. Inaczej wyglądają

rozkłady naprężeń wyznaczone dla modelu węglik walcowego dochodzącego do powierzchni stopu. W tym przypadku przeprowadzone analizy numeryczne wykazały, że na powierzchni węglik i w jego warstwie przypowierzchniowej występują naprężenia rozciągające, przekraczające jego wytrzymałość na rozciąganie [31-33].

Przy takim rozkładzie naprężeń należy się spodziewać, że obszary, w których węgliki dochodzą do powierzchni stopu mogą stać się punktami inicjacji pęknięć rozchodzących się w głąb materiału. Obliczenia te zdają się znajdować potwierdzenie w rzeczywistych pęknięciach. Na rys. 4.3 przedstawiono zdjęcia pęknięć powstałych w skutek gwałtownego chłodzenia nawęglonego stopu austenitycznego. Pęknięcia te rozchodzą się od powierzchni (rys. 4.3a) wzdłuż granicy ziaren, na której znajduje się duża koncentracja wydzieliń węglików (rys. 4.3b).



Rys. 4.3. Pęknięcie na granicy ziaren austenitu: a) na przekroju żebra palety, b) w skali mikro

Przedstawione na rys. 4.2 wyniki obliczeń rozkładów naprężeń uzyskano dla stosunkowo prostych modeli wydzieliń. Występujące w rzeczywistości wydzielenia węglików nie mają tak prostych kształtów, co też oznacza, że krzywizna granicy międzyfazowej (austenit-węglik) jest zmienna. W zależności od jej przebiegu stwierdzono, że krzywizna dodatnia (wypukła) wydzieliń będzie zwiększać naprężenia rozciągające w otaczającej je osnowie, natomiast krzywizna ujemna (wklęsła) powoduje ich zmniejszenie, a także zmniejszenie naprężeń ściskających w obszarze przewężenia w samym wydzieleniu [120].

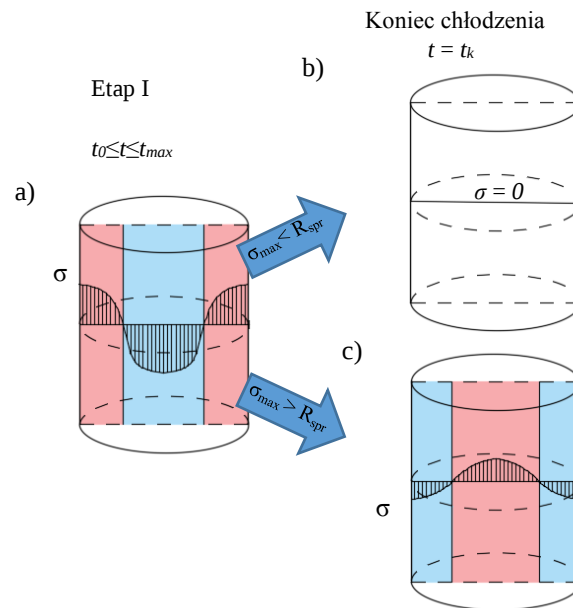
W modelach wtrąceń i wydzieliń, przy wykorzystaniu których prowadzono analizy przedstawione w cytowanej literaturze pominięto również inne istotne czynniki. Przedstawione w tych pracach obliczenia przeprowadzono dla pojedynczych wydzieliń o niewielkich rozmiarach, podczas gdy w rzeczywistości obserwowane pęknięcia występują w skupiskach węglików o dużej koncentracji. W obliczeniach pominięto także warstwę tlenków tworzącą się na powierzchni stopu. Luki te częściowo uzupełniono w rozdziale dziesiątym niniejszej rozprawy doktorskiej poświęconym

analizie numerycznej mikronaprężeń powstających w gwałtownie chłodzonych, nawęglonych stopach austenitycznych.

4.2 Naprężenia spowodowane gradientem temperatury

W rzeczywistych układach naprężenia strukturalne spowodowane szybkimi zmianami temperatury nie występują nigdy samodzielnie. Towarzyszą im naprężenia spowodowane gradientem temperatury tworzącym się na przekroju nagrzewanego lub chłodzonego elementu. Ponieważ transfer ciepła podczas procesów nagrzewania lub chłodzenia nie może nastąpić w nieskończenie krótkim czasie, na jego przekroju tworzy się gradient temperatury. W obszarach, w których temperatura ulega szybszej zmianie, następuje szybsza zmiana objętości, która jest blokowana przez obszary, których temperatura ulega wolniejszym zmianom. O ile powstający gradient temperatury jest niewielki, wywołane nim naprężenia będą stosunkowo małe i znikną z ciała po ustaleniu się jednakowej temperatury w całej jego objętości. Natomiast jeżeli powstałe różnice temperatury będą wystarczająco wysokie, mogą indukować naprężenia przekraczające granicę sprężystości materiału, wywołując tym samym odkształcenia plastyczne.

Proces powstawania tego rodzaju naprężeń cieplnych (z pominięciem przemian fazowych zachodzących w materiale) można stosunkowo prosto przedstawić na przykładzie chłodzonego metalicznego wałka [121]. W pierwszym etapie chłodzenia temperatura jego powierzchni ulega znacznie szybszej zmianie niż w rdzeniu. Oznacza to, że strefa przypowierzchniowa bardziej zmniejsza swoje wymiary, powodując powstanie w rdzeniu naprężeń ściskających. Z kolei wolniej kurczący się rdzeń materiału blokuje zmniejszanie objętości powierzchni powodując powstanie w niej naprężeń rozciągających (rys. 4.4a). W przypadku kiedy naprężenia te nie będą na tyle wysokie, aby wywołać odkształcenia plastyczne, osiągną swoje maksimum w czasie t_{max} , dla którego różnica temperatury ΔT między powierzchnią a rdzeniem będzie najwyższa. Po osiągnięciu tego punktu temperatura rdzenia będzie spadać z wyższą prędkością niż temperatura powierzchni, a więc naprężenia będą maleć aż do zera, co zostanie osiągnięte dla stanu jednakowej temperatury w całej objętości materiału. Jeżeli jednak w pierwszym etapie chłodzenia (dla $t < t_{max}$) w chłodzonym przekroju dojdzie do odkształceń plastycznych, w drugim etapie naprężenia nie zatrzymają się na zerze, lecz pozostaną w materiale jako naprężenia własne ze zmienionym znakiem – na powierzchni ściskające, a w rdzeniu rozciągające.



Rys. 4.4. Naprężenia spowodowane gradientem temperatury powstające podczas chłodzenia metalicznego wałka, w którym nie zachodzą żadne przemiany fazowe: a) rozkład naprężeń dla $t \leq t_{max}$, b) i c) końcowy rozkład naprężeń w przypadku, w którym: b) w I etapie nie została przekroczona granica sprężystości, c) w I etapie przekroczona została granica sprężystości

W przypadku osprzętu do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, podczas każdego cyklu pracy, pojawiają się etapy, w których w konstrukcji tworzy się wysoki gradient temperatury. Występują one podczas procesów nagrzewania i chłodzenia, w czasie gdy oprzyrządowanie to wraz z transportowanym wsadem przeniesione jest do nowego ośrodka (komora pieca, wanna z chłodziwem) o innych warunkach termicznych, co powoduje silne zaburzenie rozkładu temperatury, a tym samym wzrost przepływu ciepła zarówno między ośrodkiem a oprzyrządowaniem, jak i wewnątrz samych odlewów. Ponieważ transfer ten odbywa się w niezerowym czasie, podczas tych procesów na przekroju konstrukcji pojawiają się różnice temperatury. Mogą być one zwiększane przez nierównomierny rozkład temperatury w samym ośrodku (np. wewnątrz komory pieca), w którym odlewy się znajdują.

Oprzyrządowanie technologiczne pieców wytwarzane jest z reguły w postaci odlewów palet o ażurowej konstrukcji, w której grubość ścianki jest stosunkowo mała i zazwyczaj mieści się w przedziale 6÷12 mm. Jej przekrój jest więc elementarnym przekrojem, w którym podczas procesów nagrzewania i chłodzenia powstaje wysoki gradient temperatury. Szczególnie wysokie różnice temperatury pomiędzy strefą przypowierzchniową a rdzeniem ścianki mogą powstawać podczas pierwszych sekund procesów chłodzenia przebiegających z dużą intensywnością [99, 100, 105]. Różnice te przekładają się na naprężenia powstające na tym kierunku.

Wartość naprężeń spowodowanych gradientem temperatury tworzącym się na przekroju ścianki palety zależna jest od wielu czynników, takich jak:

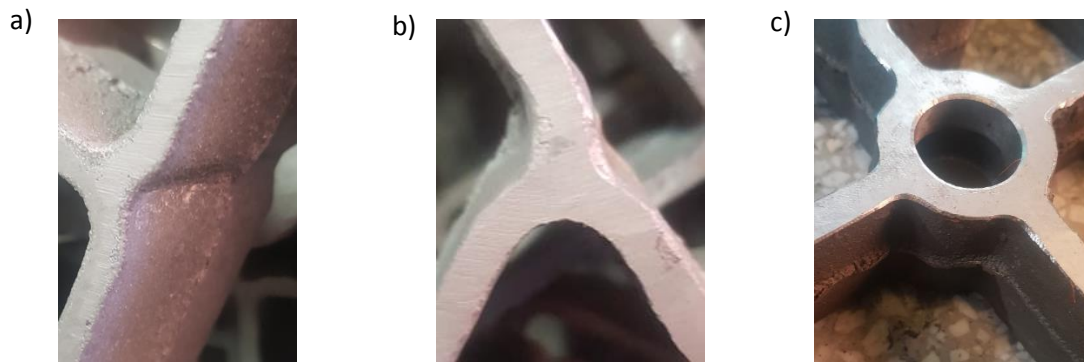
- temperatura początkowa procesu,
- temperatura medium, do którego przenoszony jest wsad wraz z oprzyrządowaniem,
- rodzaj tego medium – współczynnik przewodzenia ciepła pomiędzy nim a oprzyrządowaniem,
- sposób realizacji obiegu medium – konwekcja wymuszona lub swobodna,
- współczynnik przewodzenia ciepła staliwa, z którego wykonane jest oprzyrządowanie oraz ciepło właściwe tego materiału,
- grubość ścianki odlewu.

Obszarami palet szczególnie narażonymi na powstawanie wysokich naprężeń związanych z gradientem temperatury są miejsca połączeń ścianek (rys. 4.5). Występuje w nich zwiększenie grubości odlewu, co z kolei powoduje, że w czasie kolejnych cykli nagrzewania i chłodzenia tworzą się w nich tzw. węzły cieplne. Są to obszary, które ulegają wolniejszym zmianom temperatury w stosunku do łączonych ścianek. Należy przy tym dodać, że są to miejsca podatne na tworzenie się różnego rodzaju wad odlewniczych, takich jak pustki czy rzadzizny, co dodatkowo powoduje, że połączenia ścianek są miejscami szczególnie podatnymi na działanie procesów zmęczeniowych.

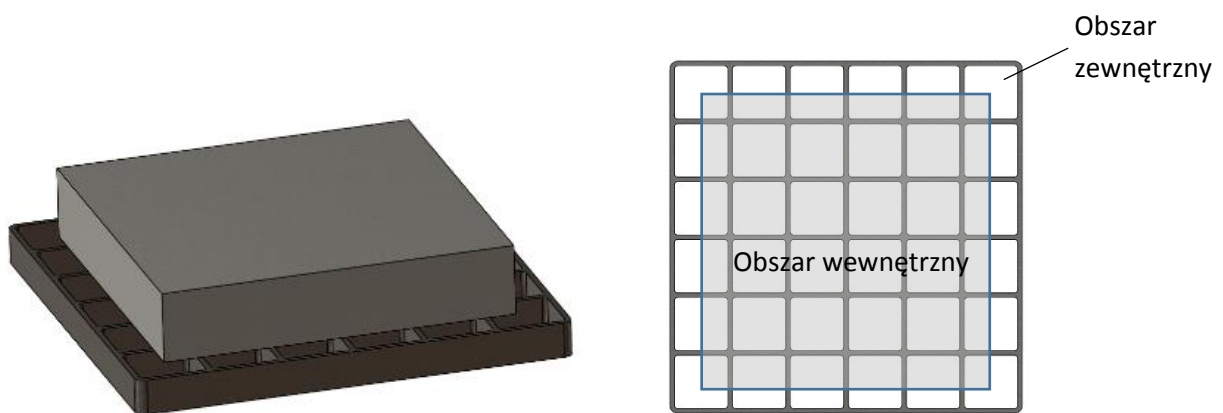
W literaturze [25] można znaleźć porównanie różnego rodzaju połączeń ścianek stosowanych w paletach ze względu na wprowadzane przez nie lokalne zwiększenie grubości odlewu. Są to jednak tylko porównania jakościowe bez podania ilościowych różnic wpływu geometrii poszczególnych połączeń na rzeczywisty rozkład temperatury i naprężeń. Wyniki takich analiz przedstawiono w niniejszej rozprawie w rozdziale jedenastym.

Poza gradientem temperatury powstającym na przekroju ścianki w czasie cyklu nagrzewania i chłodzenia, duże różnice temperatury mogą powstawać pomiędzy różnymi obszarami konstrukcji w wyniku ich różnego obciążenia cieplnego [8, 25]. Na rysunku 4.6 przedstawiono przykładową paletę do transportu wsadu podzieloną na dwie strefy: zewnętrzną oraz wewnętrzną. Strefa wewnętrzna podczas cyklu pracy obciążona jest wsadem, który bezpośrednio na niej spoczywa. Oprócz obciążeń mechanicznych, wsad ten stanowi dla palety także obciążenie cieplne. Ponieważ z reguły wsad stanowią elementy o większej grubości niż ażurowe konstrukcje palet, jest on czynnikiem zmniejszającym intensywność zmiany temperatury w konstrukcji, na której jest umieszczony. Jego obecność spowalnia zatem zmiany temperatury części wewnętrznej palety względem jej części zewnętrznej. W związku z tym obrzeże palety ulega szybszym zmianom wymiarów niż jej obszar wewnętrzny, a to powoduje powstawanie dodatkowych naprężeń na granicy tych dwóch obszarów. Co więcej obecność wolniej nagrzewanego/stygającego wsadu wprowadza

także gradient temperatury na kierunku prostopadłym do powierzchni palety, na której jest on umieszczony.



Rys. 4.5. Przykłady połączeń ścianek palety: a), b) połączenia trzech ścianek, b) połączenie czterech ścianek



Rys. 4.6. Podział palety obciążonej wsadem na strefy jego oddziaływania

Z uwagi na obecność opisanych źródeł naprężeń powstających w każdym kolejnym cyklu eksploatacji oprzyrządowania technologicznego pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, z czasem w odlewach dochodzi do zniszczeń. W kolejnym rozdziale opisano najczęściej obserwowane w praktyce rodzaje zniszczeń jakim ulegają analizowane odlewy oprzyrządowania pieców.

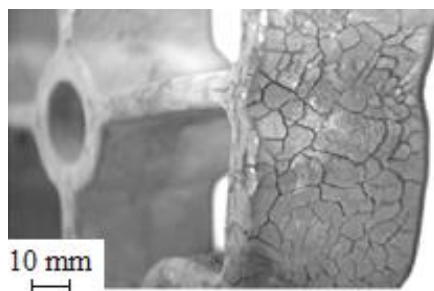
5. Zniszczenia elementów osprzętu technologicznego pieców

Środowisko w którym eksploatowany jest osprzęt do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej przyczynia się do rozwoju procesów, w wyniku których dochodzi w nim zarówno do zmian w strukturze materiału, jak i do makroskopowych zmian geometrycznych obserwowalnych gołym okiem. Na skutek długotrwałej eksploatacji procesy te mogą prowadzić do uszkodzeń, które ostatecznie wykluczają dany element z dalszego użytkowania. Ponieważ wartość osprzętu technologicznego do transportu wsadu w piecach stanowi zazwyczaj istotną część kosztów całej instalacji do danego procesu obróbki, każda jego naprawa lub wymiana niesie za sobą wzrost kosztów całej inwestycji.

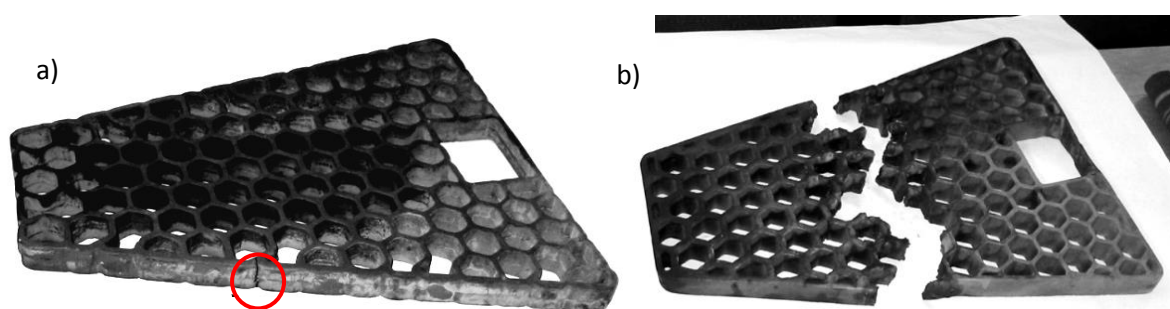
Chociaż dane oprzyrządowanie pieca, w zależności od tego w jakim procesie technologicznym jest wykorzystywane, poddane jest działaniu różnych czynników, podobieństwa między procesami obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej takie jak wysoka temperatura i cykliczny tryb pracy powodują, że znaczna część zniszczeń obserwowana jest powszechnie w oprzyrządowaniu technologicznym użytkowanym w różnych instalacjach. W przypadku większości odlewów wycofanych z dalszego użytkowania, bezpośrednią przyczyną uznania ich za nienadające się do dalszej pracy było wystąpienie pęknięć przechodzących na wskroś ścianek odlewów lub pojawienie się zbyt dużych, względem konstrukcji wyjściowej, deformacji geometrycznych.

W przypadku odlewów eksploatowanych cyklicznie w wysokiej temperaturze jedną z charakterystycznych, obserwowaną na wczesnym etapie niszczenia odlewów, zmian jest powstawanie siatki pęknięć w strefie przypowierzchniowej (rys. 5.1). Siatka ta powstaje prawdopodobnie z powodu naprężeń wywołanych różną rozszerzalnością cieplną składników strukturalnych staliwa. Powstanie siatki pęknięć dodatkowo osłabia odlew, którego właściwości mechaniczne są już często obniżone w wyniku zmian korozyjnych. Powstałe pęknięcia zmniejszają czynny przekrój ścianek odlewów, a więc zmniejszają ich wytrzymałość mechaniczną. Co więcej pęknięcia mogą stanowić miejsce zarodkowania i propagacji makropęknięć, rozwijających się na

skutek powtarzających się obciążeń cieplnych, prowadzących do zniszczenia większego fragmentu odlewu (rys. 5.2).

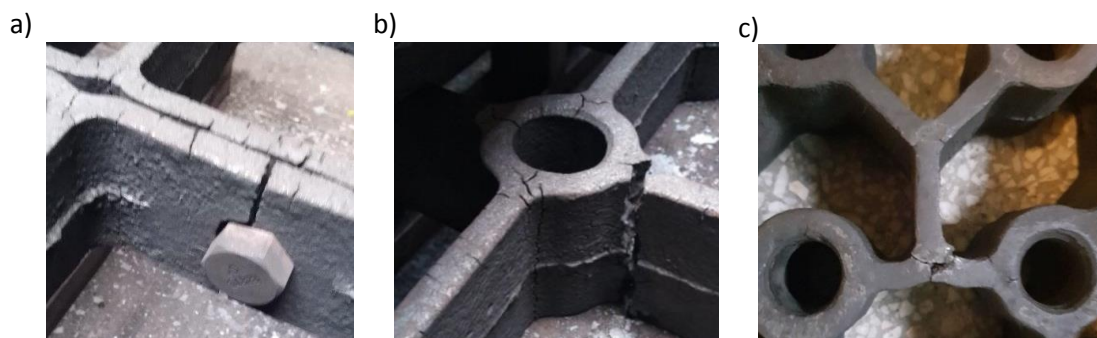


Rys. 5.1. Siatka pęknięć powstała w odlewach palet do transportu wsadu w warunkach sprzyjających postępowi korozji wysokotemperaturowej [8]



Rys. 5.2. Skutki korozji wysokotemperaturowej w palecie stanowiącej część zestawu oprzyrządowania pieca wglębnego: a) pęknięcie powstałe w obszarze o większym stopniu uszkodzenia korozyjnego – 5 miesięcy eksploatacji, b) pęknięcie palety po 8 miesiącach [8]

Przykłady pęknięć powstałych na ścianach odlewów palet wycofanych z dalszego użytkowania przedstawiono na rys. 5.3. Pęknięcia takie są charakterystyczne dla odlewów eksploatowanych w warunkach cyklicznych, gwałtownych zmian temperatury. Na ich powstanie narażone jest szczególnie oprzyrządowanie wykorzystywane w procesach, w których odlew poddany działaniu wysokiej temperatury podczas procesu wygrzewania, przenoszony jest do ośrodka chłodzącego charakteryzującego się wysoką szybkością odprowadzania ciepła jak np. woda (rys. 5.3a i 5.3b). Pęknięcia te bardzo często lokują się na krawędziach ścianek, a więc w obszarach, których temperatura zmienia się najszybciej, co wiąże się z powstaniem wysokiego gradientu temperatury. Mają one charakter kruchy, przy czym fakt, czy po pęknięciu fragmenty żeber przystają do siebie (rys. 5.3a), czy są względem siebie przesunięte (rys. 5.3b) jest źródłem informacji o dodatkowych czynnikach determinujących zniszczenie palety.



Rys. 5.3. Pęknięcia spowodowane eksploatacją palet w warunkach gwałtownego chłodzenia: a), b) pęknięcia w ściankach palety; b), c) pęknięcia w połączeniach ścianek

Praktyka wskazuje, że istnieje wyraźny związek pomiędzy grubością ścianki odlewu oprzyrządowania, a powstającymi pęknięciami. Problem ten w dużej mierze dotyczy rodzimego rynku obróbki cieplnej. W naszych warunkach bardzo często stosowane są stosunkowo stare piece. Ich oprzyrządowanie, nieraz wykonywane zgodnie z projektem zatwierdzonym jeszcze przed latami 90-tymi ubiegłego wieku, cechuje się tym, że często jest znacznie przewymiarowane. Pogrubienie ścianek, chociaż skutkuje podwyższeniem parametrów wytrzymałościowych, jak chociażby wskaźnik wytrzymałości na zginanie przekroju, powoduje również zwiększenie maksymalnej różnicy temperatury, jaka powstaje na ich przekrojach w pierwszych sekundach procesów nagrzewania i chłodzenia. Z tego też powodu w takich odlewach znacznie wcześniej niż w ich późniejszych, zmodernizowanych wersjach o cieńszych ściankach i zoptymalizowanych połączeniach obserwuje się powstawanie pęknięć (rys. 5.4).



Rys. 5.4. Pęknięcia powstałe w odlewie w obszarze połączenia ścianek palety o dużej grubości

Na rys. 5.3b można zauważyć, że chociaż w palecie powstały pęknięcia umiejscowione także w ściankach o stałej grubości, największe ich zagęszczenie występuje w miejscu połączeń ścianek.

Są to charakterystyczne obszary, w których występuje lokalne zwiększenie grubości przekroju. Obszary te szczególnie sprzyjają zniszczeniom powodowanym działaniem gradientu temperatury. Z uwagi na trwałość konstrukcji oprzyrządowania pieców są to bardzo istotne miejsca. Z jednej strony połączenia ścianek narażone są na powstawanie w nich wad odlewniczych, z drugiej zaś procesy zmian temperatury przebiegają w nich wolniej niż w łączonych ściankach. Z tego też powodu odpowiednie, gwarantujące uzyskiwanie optymalnych rozkładów naprężeń, rozwiązania konstrukcyjne połączeń ścianek oraz ich rozmieszczenie w projekcie oprzyrządowania, powinno być jednym z głównych celów konstruktora osprzętu pieców.

Poza pęknięciami, na skutek cyklicznie pojawiających się naprężeń, w konstrukcjach osprzętu technologicznego pieców dochodzi również do powstawania trwałych, widocznych odkształceń. W przeciwieństwie do dużych pęknięć, pojawienie się widocznych deformacji, nie jest jednoznaczne z koniecznością wycofania odlewów z dalszej eksploatacji. Dochodzi do tego dopiero, kiedy w wyniku ich narastania, przekroczone zostaną pewne dopuszczalne granice wymiarowe.

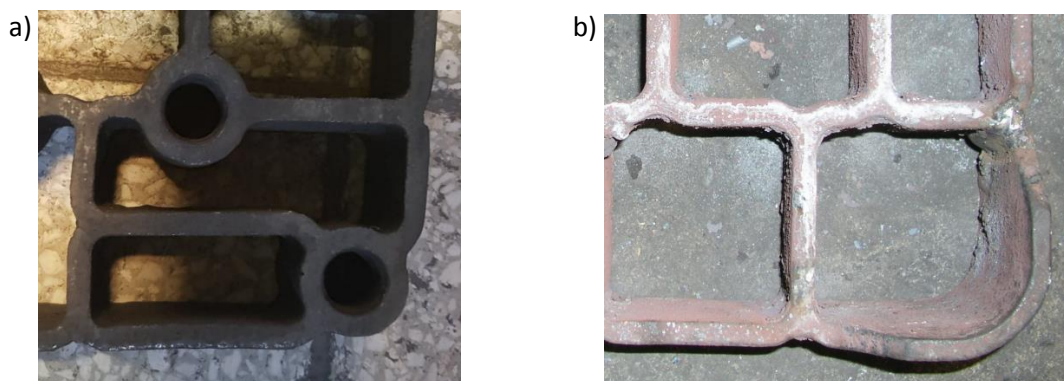
Deformacje geometryczne zachodzące w paletach mogą dotyczyć ich obszarów o różnej wielkości. Te mniejsze mogą obejmować odchylenia pojedynczych ścian lub gniazd. Jeżeli powstają w miejscach niepełniących istotnej roli, nie przeszkadzają w poprawnym funkcjonowaniu palety. Sytuacja wygląda inaczej jeżeli obszary, które uległy deformacjom, pełnią istotną rolę z punktu widzenia funkcjonalności całego oprzyrządowania. Do takich sytuacji dochodzi, gdy dane obszary:

- służą do pozycjonowania wsadu,
- współpracują z innymi elementami oprzyrządowania – np. gniazda na zamocowanie słupów w zestawach wielopoziomowych,
- są wykorzystywane przez mechanizm transportowy pieca do wykrywania palety i jej pozycjonowania.

W takich przypadkach deformacja nawet niewielkich obszarów palety może skutkować potrzebą regeneracji lub wręcz wycofania danego oprzyrządowania. Co więcej, lokalne deformacje ścian palety mogą nakładać się ze skutkami lokalnych pęknięć powstałych przez działanie gradientu temperatury, prowadząc do szybszego rozrostu tych pęknięć.

Szczególnym przykładem obszarów palet służących do transportu wsadu, który podlega charakterystycznym deformacjom jest otoczenie ich naroży. Otoczenia naroży są obszarami, w których kumulują się odkształcenia spowodowane różnicami w zmianach wymiarów wywołanych rozszerzalnością cieplną obszarów zewnętrznych palety i obszarów wewnętrznych obciążonych cieplnie wsadem. Typową deformacją naroży jaką można zaobserwować jest ich charakterystyczne „wypychanie” na zewnątrz. Przykłady tego typu uszkodzenia przedstawiono na zdjęciach na rys. 5.5.

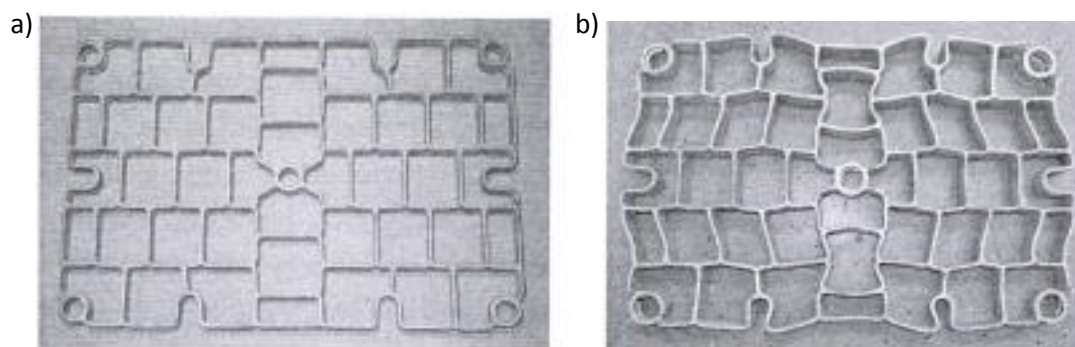
Zbyt duże odkształcenia tych miejsc są szczególnie niepożądane ponieważ bardzo często w obszarach tych znajdują się gniazda służące do posadowienia słupów, a krawędzie tych obszarów mogą być wykorzystywane przez optyczne systemy pozycjonowania, w które są wyposażone zautomatyzowane linie produkcyjne.



Rys. 5.5. Odkształcenia naroży palety: a) zmiana wzajemnego położenia ścian, b) wypchnięte naroże

W przypadku, gdy dochodzi do kumulacji lokalnych deformacji różnych obszarów palet do transportu wsadu, dużym odkształceniom plastycznym może ulegać cała konstrukcja. Do tak znacznych zmian dochodzi zazwyczaj wtedy, kiedy dane oprzyrządowanie jest wykorzystywane przez długi czas i jest poddane działaniu wielu cykli eksploatacyjnych. Zmiany geometryczne obejmujące wymiary porównywalne z konstrukcją osprzętu mogą pozbawić ją funkcjonalności, którą miała pierwotnie spełniać, np. zapewnienia odpowiedniej odległości między obrabianymi, transportowanymi detalami. Oprócz zagrożeń dotyczących odkształceń niewielkich obszarów, przy deformacjach całych konstrukcji odlewów wchodzących w skład zestawów osprzętu pieców, zachodzi ryzyko przekroczenia granicznych wymiarów gabarytowych, a tym samym brak możliwości dalszej współpracy z daną komorą pieca.

Na rysunku 5.6 przedstawiono nową paletę do transportu wsadu (rys. 5.6a) oraz tę samą konstrukcję w momencie wycofania jej z eksploatacji (rys. 5.6b). Była ona w użyciu ponad 5 lat, co dla elementów oprzyrządowania pieców do obróbki cieplnej stanowi bardzo długi okres użytkowania, znacząco przewyższający założoną trwałość. Co istotne, w konstrukcji tej, pomimo tak długiego czasu użytkowania, nie doszło do powstania pęknięć ani w ściankach o stałej grubości, ani w węzłach cieplnych na połączeniach ścianek. Widoczne za to są duże deformacje ścian palety oraz gniazd przez nie tworzonych. Chociaż odlew ten uwzględniając jedynie jego wytrzymałość mógłby być dalej w użyciu, zbyt duża kumulacja odkształceń spowodowała, że przekroczone zostały dopuszczane wymiary zewnętrzne.



Rys. 5.6. Widoczne deformacje konstrukcji palety: a) konstrukcja wyjściowa, b) konstrukcja po pięciu latach użytkowania

Innym przykładem osprzętu pieców, który ulega charakterystycznym deformacjom większych obszarów są kosze do transportu wsadu. W przeciwieństwie do palet, kosze nie są konstrukcją płaską, a przestrzenną. W znacznej części przypadków są one tworzone przez połączenie odlewów stanowiących ich podstawę oraz ściany boczne. Na rysunku 5.7 przedstawiono przykład deformacji jakie zachodzą w koszach poddanych cyklicznej eksploatacji. Widoczne jest, że wszystkie ścianki przedstawionego kosza są w części środkowej wyraźnie przesunięte ku jego centrum. Odchylenie to wynosi kilkadziesiąt milimetrów. Tak duże deformacje nie są obojętne dla funkcjonalności danego oprzyrządowania i powodują konieczność jego naprawy lub wycofania z procesu produkcyjnego. Opisane deformacje ścian są obserwowane powszechnie w różnych konstrukcjach koszy, które są eksploatowane w warunkach sprzyjających cyklicznemu powstawaniu naprężeń cieplnych. W zależności od specyfiki warunków pracy, wielkość tych deformacji jest różna, jednak charakter obserwowanych deformacji w odlewach wykorzystywanych w wielu zakładach produkcyjnych jest taki sam.



Rys. 5.7. Odkształcenia ścian kosza do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej

Przedstawione typowe zniszczenia odlewów eksploatowanych jako oprzyrządowanie pieców do obróbki cieplnej nie wyczerpują w całości tego zagadnienia. Zmęczenie cieplne, które w głównej mierze odpowiada za niszczenie tych odlewów, jest zjawiskiem złożonym, na którego przebieg ma

wpływ wiele czynników. W praktyce nigdy na daną konstrukcję nie oddziałują pojedyncze negatywne czynniki. Postępująca destrukcja osprzętu jest wynikiem kumulacji negatywnego oddziaływania wielu przyczyn.

Na podstawie widocznych i postępujących zniszczeń można wnioskować, które czynniki lub jakie grupy czynników miały decydujący wpływ na postać powstających deformacji lub pęknięć. Dzięki takim informacjom możliwe jest pełniejsze zrozumienie mechanizmu powstawania zniszczeń, a tym samym podejmowanie, już na etapie projektowania, decyzji wpływających na zwiększenie trwałości nowych odlewów.

6. Wnioski wynikające z przeglądu literatury

Z uwagi na konieczność zapewnienia długotrwałej, stabilnej i bezawaryjnej pracy pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, zrozumienie procesów odpowiedzialnych za niszczenie stosunkowo mało trwałych elementów ich osprzętu do transportu wsadu ma istotne, praktyczne znaczenie w przemyśle. Procesy te generowane są m. in. przez takie czynniki, jak: wysoka temperatura pracy i gwałtowne jej zmiany oraz obciążenie wsadem. Istotne znaczenie ma przy tym rodzaj atmosfery technicznej wewnątrz komory pieca, czas wygrzewania w wysokiej temperaturze oraz parametry stosowanego chłodziwa. Wpływ tych czynników, potęgowany przez cykliczny charakter pracy w piecach, powoduje, iż z czasem użytkowania, w osprzęcie pieców dochodzi do zmian strukturalnych powodujących degradację własności mechanicznych materiału, z którego jest on wykonywany oraz do zmian zmęczeniowych prowadzących zarówno do trwałych deformacji, jak i do zarodkowania i rozwoju pęknięć powodujących konieczność jego wymiany.

Do produkcji odlewów oprzyrządowania pieców stosowane są przeważnie staliwa żarowytrzymałe o wysokiej zawartości niklu i chromu. Materiały te mają stabilną strukturę austenityczną, zapewniają stosunkowo wysoką wytrzymałość mechaniczną w podwyższonej temperaturze i są odporne na korozję. Pomimo doboru materiałów spełniających kryteria stawiane stopom żarowytrzymałym i żaroodpornym, na skutek procesów takich jak starzenie się, korozja wysokotemperaturowa, pełzanie, czy zmiany zmęczeniowe, odlewy eksploatowane w piecach tracą z czasem swoje dobre właściwości użytkowe i stają się bardziej podatne na powstawanie pęknięć.

Szczególnie znaczący wpływ na trwałość osprzętu technologicznego pieców mają naprężenia pojawiające się w każdym cyklu jego użytkowania. Źródłem tych naprężeń są zarówno obciążenia mechaniczne pochodzące od transportowanego wsadu, jak i obciążenia cieplne pojawiające się w każdym cyklu obróbki podczas zmian temperatury. Powstające w konstrukcji naprężenia przyczyniają się do rozwoju procesów zmęczeniowych, powodujących jej niszczenie.

Głównymi przyczynami eliminującymi osprzęt technologiczny pieców z eksploatacji są powstające pęknięcia oraz znaczne deformacje. Zniszczenia te są skutkiem jednoczesnego działania wielu czynników, wśród których istotną rolę odgrywają powstające naprężenia cieplne. Na ich rozkład w konstrukcji w trakcie cyklu pracy wpływ mają zarówno mikronaprężenia spowodowane

różną rozszerzalnością cieplną występujących w materiale składników strukturalnych, jak i makronapężenia wywołane gradientem temperatury tworzącym się na przekroju chłodzonego lub nagrzewanego elementu. W obydwóch przypadkach za powstanie naprężeń w konstrukcji odpowiadają zmiany objętościowe w materiale towarzyszące każdej zmianie temperatury.

Czynniki mające wpływ na kształtowanie się naprężeń podczas cyklu pracy staliwnych odlewów stanowiących oprzyrządowanie pieców można podzielić na trzy główne grupy: czynniki eksploatacyjne związane z warunkami pracy, czynniki konstrukcyjne związane bezpośrednio z samą konstrukcją odlewów oraz procesem ich wytwarzania oraz właściwości użytkowe materiału osprzętu, które ulegają degradacji wraz z czasem eksploatacji.

Do czynników eksploatacyjnych zaliczają się:

- temperatura wygrzewania,
- temperatura, rodzaj i sposób obiegu chłodziwa,
- rodzaj atmosfery technologicznej pieca,
- masa, rozmiar oraz inne uwarunkowania związane z transportowanym wsadem,
- sposób realizacji rozłożenia wsadu,

Do czynników konstrukcyjnych należą:

- wymiary gabarytowe,
- grubość ścianek oprzyrządowania,
- występowanie węzłów cieplnych w oprzyrządowaniu i ich wielkość,
- połączenia pomiędzy różnymi elementami zestawów.

Do czynników materiałowych można zaliczyć:

- właściwości mechaniczne i termiczne staliwa w całym zakresie temperatury pracy,
- głębokość i strukturę warstwy nawęglonej,
- obecność i szczelność powłok ochronnych,

Na znaczną część tych czynników konstruktor oprzyrządowania nie ma wpływu. Czynniki związane z przeprowadzaniem w danej instalacji procesem obróbki są narzucane z góry, natomiast dobór materiału determinowany jest głównie przez maksymalną temperaturę oraz rodzaj atmosfery technicznej w komorze pieca.

Na etapie projektowania można jednak wpływać na znaczną część czynników konstrukcyjnych. O ile pewne warunki, jak np. wielkość oprzyrządowania lub odległości między obrabianymi detalami, stanowią warunki wstępne, o tyle wiele cech geometrii samego oprzyrządowania zależy w dużej mierze od jego projektanta. Poprzez odpowiedni dobór kształtu i wymiarów ścianek, rodzaju ich połączeń i odpowiednie umiejscowienie w konstrukcji, już na etapie

projektowania można wprowadzać rozwiązania konstrukcyjne minimalizujące powstające w trakcie eksploatacji naprężenia, co powinno skutkować zwiększeniem trwałości projektowanego osprzętu. Poprawne wprowadzenie takich zmian nie jest jednak możliwe bez poznania i zrozumienia mechanizmów determinujących kształtowanie się naprężeń w konstrukcji w każdym etapie jej eksploatacji.

Do oceny zasadności różnych stosowanych rozwiązań konstrukcyjnych należy przyjąć określone kryteria porównawcze. W pracy [25] przedstawione są porównania różnych rozwiązań konstrukcyjnych stosowanych w praktyce przemysłowej. Są to jednak porównania jakościowe, oparte w głównej mierze na doświadczeniu praktycznym autorów. Z uwagi na złożoność kształtów wielu odlewów oprzyrządowania pieców, nie jest także możliwe proste przełożenie wniosków dotyczących lokalnych rozwiązań np. stosowanych połączeń ścianek, na rozkłady naprężeń uzyskiwane w całych konstrukcjach. W literaturze poza nielicznymi wyjątkami [5] brak jest publikacji, w których prowadzone byłyby analizy rozkładów naprężeń cieplnych powstających podczas eksploatacji palet w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej.

Z uwagi na warunki użytkowania, a w głównej mierze na wysoką temperaturę pracy i jej gwałtowne zmiany oraz złożoną konstrukcję oprzyrządowania, pozyskanie tych danych na drodze badań doświadczalnych jest zadaniem trudnym do przeprowadzenia już dla pojedynczych rozwiązań, natomiast praktycznie niemożliwym do wprowadzenia przy większej ilości nowo powstających konstrukcji. Z kolei brak danych ilościowych dotyczących naprężeń powstających w konstrukcjach palet, podczas ich cyklu eksploatacji, znacznie utrudnia opracowanie metodyki porównawczej różnych rozwiązań konstrukcyjnych w nich stosowanych.

Takich informacji mogą dostarczyć analizy symulacyjne z wykorzystaniem metod numerycznych. Aby z nich skorzystać potrzebne jest jednak wcześniejsze opracowanie odpowiednich modeli obliczeniowych odzwierciedlających rozwiązania konstrukcyjne całego elementu i jego części składowych oraz uwzględniających zmienność parametrów wpływających na powstające i zmieniające się w każdym cyklu obróbki rozkłady naprężeń. W szczególności modele te muszą uwzględniać zmienne rozkłady temperatury w poszczególnych przekrojach nagrzewanego lub chłodzonego elementu, a także zmieniające się wraz z temperaturą oraz czasem eksploatacji właściwości wytrzymałościowe i termiczne materiału, z którego wykonane są analizowane elementy oraz zależne od temperatury parametry ośrodka, w którym przeprowadzany jest proces chłodzenia lub nagrzewania.

7. Cel, teza i zakres pracy

Celem badań zrealizowanych w ramach niniejszej pracy było poznanie mechanizmów niszczenia palet stanowiących osprzęt pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, określenie zasad poprawnego projektowania tych palet oraz zaproponowanie metodyki mającej na celu ocenę porównawczą różnych rozwiązań konstrukcyjnych. Do realizacji tak postawionych celów konieczne było określenie czynników determinujących procesy niszczenia odlewów palet, opracowanie modeli przepływu ciepła przez konstrukcje palet podczas gwałtownych zmian temperatury, opracowanie modeli obliczeniowych do analizy rozkładów naprężeń cieplnych powstających w konstrukcjach badanych palet w czasie ich gwałtownego chłodzenia i nagrzewania oraz przeprowadzenie, z wykorzystaniem opracowanych modeli obliczeniowych, oceny wpływu zmian konstrukcyjnych na zmniejszenie negatywnych skutków tych procesów.

Na podstawie dokonanego przeglądu literatury oraz wykonanych badań własnych postawiono tezę, **iż możliwe jest wprowadzenie takich zmian konstrukcyjnych palet, które istotnie zmniejszą naprężenia cieplne w czasie każdego cyklu pracy, skutkiem czego będzie znaczące podwyższenie ich trwałości.** Oznacza to, iż pomimo braku możliwości wyeliminowania wielu negatywnych czynników eksploatacyjnych związanych z pracą w środowisku pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, możliwe jest znaczące wydłużenie czasu bezawaryjnej pracy palet stanowiących ich osprzęt, które można osiągnąć dzięki zmianom konstrukcyjnym wprowadzanym na podstawie analiz porównawczych rozkładów naprężeń powstających w paletach podczas eksploatacji.

Udowodnienie tak postawionej tezy wymagało sformułowania i rozwiązania wielu zagadnień składowych, z których najważniejszym było opracowanie odpowiednich modeli obliczeniowych umożliwiających odzwierciedlenie zmieniającej się w czasie nagrzewania lub chłodzenia palet kinetyki przepływu ciepła i spowodowanych nią zmian temperatury stanowiących źródło naprężeń cieplnych powstających w odlewie w każdym cyklu pracy, a następnie numeryczne wyznaczenie tych naprężeń dla różnych rozwiązań konstrukcyjnych palet, przy różnych warunkach nagrzewania i chłodzenia.

Wiarygodność wyników obliczeń naprężeń uzyskiwanych w analizach symulacyjnych zależy od poprawnego zamodelowania ich źródła, tj. rozkładów temperatury w odlewie zgodnych z

rozkładami w warunkach rzeczywistych. Zatem niezbędne było przeprowadzenie badań doświadczalnych, mających na celu uzyskanie informacji o kinetyce zmian temperatury w przekrojach ścianek palet podczas ich nagrzewania i chłodzenia w różnych mediach. Uzyskane na drodze eksperymentu rozkłady temperatury wykorzystano do opracowania modeli numerycznych przepływu ciepła.

Modele te wykorzystano do analiz symulacyjnych, które dostarczyły dane ilościowe o rozkładzie naprężeń powstających podczas cyklu eksploatacji palet. W obliczeniach uwzględniono zarówno naprężenia wywołane różną rozszerzalnością cieplną składników strukturalnych występujących w nawęglonym staliwie austenitycznym, jak i naprężenia spowodowane gradientem temperatury. W szczególności, w ramach rozprawy przeprowadzono:

- analizy naprężeń strukturalnych wywoływanych przy każdej zmianie temperatury przez wydzielania węglików na granicy ziaren austenitu, przy uwzględnieniu tworzącej się na powierzchni odlewu warstwy tlenków,
- analizy tych naprężeń przy obecności większej liczby ziaren,
- analizy synergii naprężeń strukturalnych wywołanych różną rozszerzalnością cieplną faz i naprężeń wywołanych gradientem temperatury.

Zbudowano stanowisko badawcze do wielokanałowego pomiaru temperatury w nagrzewanych i chłodzonych próbkach. Na stanowisku tym przeprowadzono pomiary kinetyki nagrzewania i chłodzenia wybranych elementów palet (żeber) w różnych mediach chłodzących i przy różnej temperaturze wygrzewania. Uzyskane wyniki wykorzystano w analizach symulacyjnych wpływu grubości ścianek palety na rozkład naprężeń wywołanych gradientem temperatury. Ponadto wykonano analizy porównawcze wpływu różnych rozwiązań konstrukcyjnych połączeń ścianek palety na powstające różnice temperatury i wywoływane nimi naprężenia oraz analizy naprężeń powstających w całych konstrukcjach palet z uwzględnieniem oddziaływania cieplnego spoczywającego na nich wsadu.

Do weryfikacji opracowanych modeli numerycznych oraz przyjętej w badaniach metodyki wyznaczania rozkładów naprężeń dokonano analizy odkształceń rzeczywistego odlewu kosza do transportu wsadu w piecach i na jej podstawie zaproponowano zmiany konstrukcyjne mające na celu zwiększenie jego trwałości. Zmiany te zostały wprowadzone w rzeczywistych odlewach, a analizy przeprowadzono przy współpracy z firmą Polcast zajmującą się produkcją oprzyrządowania pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej.

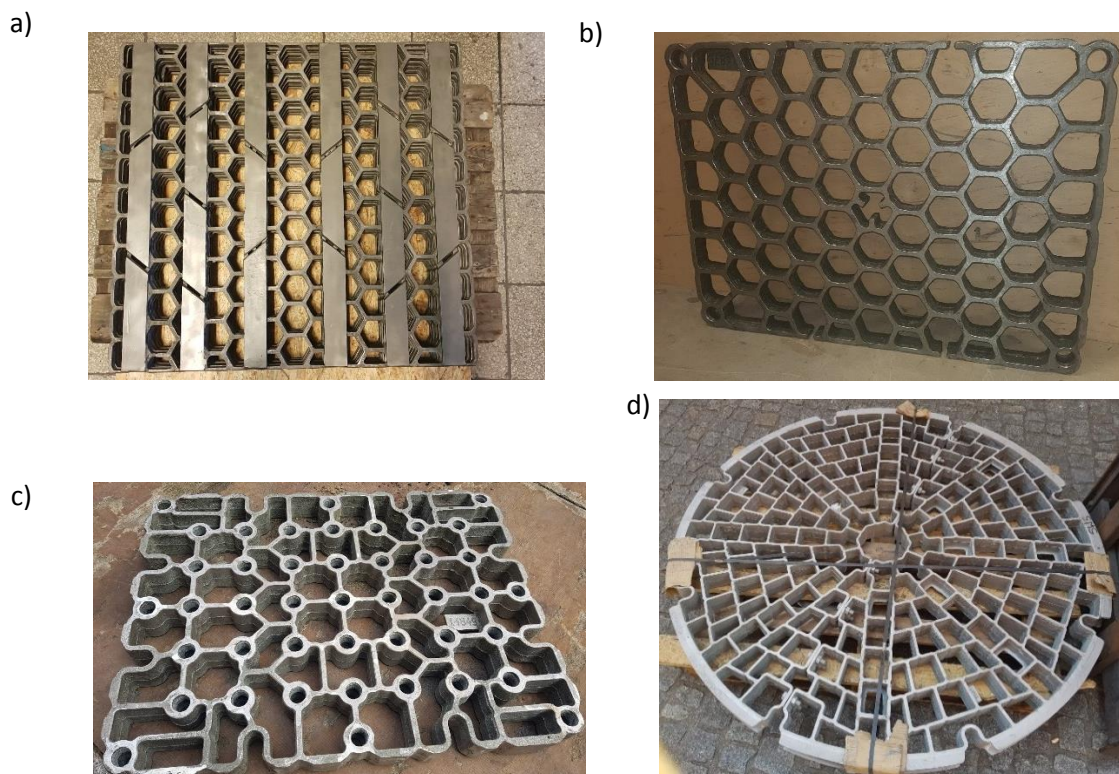
8. Charakterystyka przedmiotu badań

8.1 Obiekt badań

Przedmiotem badań wykonanych w ramach niniejszej rozprawy doktorskiej są odlewy palet stosowanych w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej. Jak zostało już podane w części literaturowej, palety są częścią oprzyrządowania technologicznego do transportu wsadu w piecach. Zazwyczaj są one elementami odlewanych o ażurowej, cienkościennej konstrukcji. Masa pojedynczych odlewów mieści się przeważnie w zakresie 8÷90 kg, przy czym w razie potrzeby są one łączone w większe zestawy [8].

Palety te wykonywane są w różnych wariantach zależnych od warunków w jakich mają być eksploatowane. W zależności od rodzaju pieca, w którym pracują oraz rodzaju transportowanego wsadu mogą różnić się zarówno kształtem zewnętrznym, jak i konstrukcją obszaru nośnego (rys. 8.1). Najczęściej wytwarzane są w kształcie prostokąta, kwadratu lub okręgu. Wypełnienie palet składające się w przeważającej części ze ścianek (zeber pionowych) i ich połączeń może przyjmować bardzo różne formy. W praktycznej eksploatacji używane są zarówno palety z bardzo prostym wypełnieniem, np. w postaci kraty z żebrami łączącymi się pod kątem prostym lub w kształcie plastra miodu, jak i palety o wypełnieniu znacznie bardziej złożonym, zapewniającym ich dłuższą eksploatację oraz celowo dostosowanym do geometrii i rozłożenia transportowanego wsadu. Wysokość ścianek analizowanych palet zapewniająca odpowiedni wskaźnik wytrzymałości przekroju na zginanie mieści się w przedziale 30÷70 mm i uwarunkowana jest masą transportowanego wsadu.

Czas pracy odlewów palet jest bardzo różny i w dużej mierze warunkują go parametry cieplne oraz rodzaj atmosfery technicznej procesów obróbki przeprowadzanych w piecach, w których są eksploatowane. Na rynku krajowym od większości osprzętu pieców wymaga się, aby był on w stanie zapewnić przynajmniej rok bezawaryjnej pracy. W rzeczywistości spotykane są jednak odlewy, których czas pracy wynosi nawet kilka lat, jak i odlewy, które ulegają krytycznym zniszczeniom znacznie wcześniej, nawet już po kilku miesiącach użytkowania, co stanowi problem zarówno dla ich użytkownika, jak i producenta [8-10, 12-14, 19, 22].



Rys. 8.1. Przykłady odlewów palet do transportu wsadu: a), b), c) palety prostokątne, d) paleta okrągła

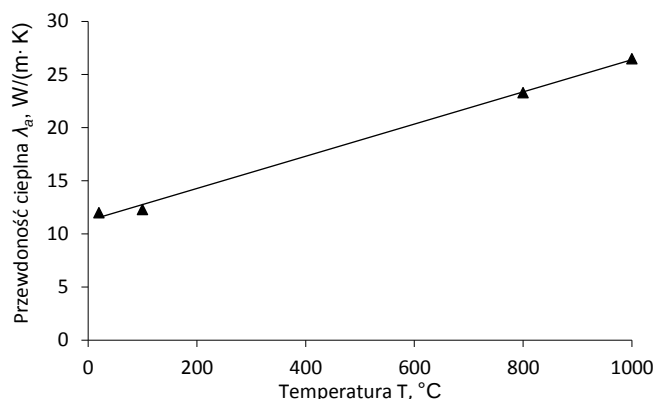
Z uwagi na postawiony cel pracy przedmiotem badań nie jest jedna konkretna konstrukcja palety, a różne rozwiązania konstrukcyjne palet stosowane lub możliwe do zastosowania w osprzęcie pieców do transportu wsadu. Przeprowadzone w ramach pracy analizy dotyczą zarówno małych wycinków ścianek palety, samych ścianek i ich połączeń, jak i całych konstrukcji.

8.2. Przyjęty model materiału palety

Będąc przedmiotem prowadzonych w pracy analiz palety wykonywane są z różnych stopów żarowytrzymałych. W obliczeniach przeprowadzonych w ramach pracy przyjęto, że badane palety wykonane są ze stopu 1.4849 [29] o składzie zgodnym z podanym w załączniku A. Stop ten jest materiałem, z którego najczęściej wykonywane jest oprzyrządowanie przeznaczone do eksploatacji w piecach, w których prowadzony jest proces nawęglania. W obliczeniach przyjęto zatem właściwości materiałowe zarówno termiczne, jak i mechaniczne dla tego staliwa. Zgodnie z normą [29] przyjęto, że ciepło właściwe staliwa wynosi $C_a = 500 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$, natomiast przewodność cieplną λ_a zamodelowano funkcją zależną od temperatury (rys. 8.2):

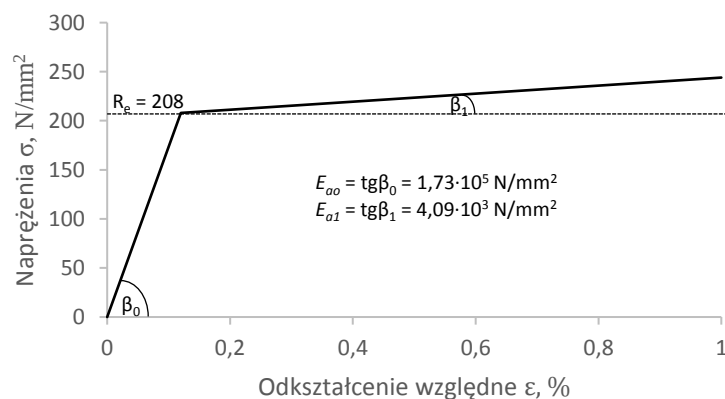
$$\lambda_a(T) = 0,0152T + 11,3 \quad (8.1)$$

utworzoną na podstawie danych zawartych w tej normie.



Rys. 8.2. Przyjęta w obliczeniach funkcja zależności przewodności cieplnej λ_a staliwa 1.4849 od temperatury

W analizach naprężeń dla badanego staliwa przyjęto sprężysto-plastyczny model austenitu z umocnieniem nieliniowym, w którym rzeczywistą krzywą rozciągania aproksymowano kilkoma odcinkami prostymi o różnych modułach umocnienia E_{ai} . W obliczeniach przyjęto następujące właściwości mechaniczne austenitu wyznaczone doświadczalnie [31]: współczynnik rozszerzalności cieplnej $\alpha_a = 17,7 \cdot 10^{-6}$ 1/K, liczba Poissona $\nu_a = 0,253$, moduł Younga $E_a = 1,73 \cdot 10^5$ N/mm², granica plastyczności $R_e = 208$ N/mm² oraz moduł umocnienia po jej przekroczeniu $E_{a1} = 4,09 \cdot 10^3$ N/mm² (rys. 8.3).



Rys. 8.3. Przyjęty w analizach wykres rozciągania austenitu

9. Badania kinetyki przepływu ciepła

Powstawanie naprężeń cieplnych w każdym cyklu eksploatacji analizowanych palet jest nierozdzielnie związane ze zmianami temperatury jakie powstają w ich konstrukcji w czasie trwania procesu technologicznego. Rozkłady oraz wartości tych naprężeń zależą w głównej mierze od przebiegu kinetyki chłodzenia lub nagrzewania. Znajomość tej kinetyki jest więc niezbędna do poprawnego wyznaczenia rozkładów naprężeń cieplnych powstających podczas zmiany temperatury analizowanego elementu.

W przypadku procesów obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej przepływ ciepła w czasie ich trwania przebiega ze zmienną intensywnością. Zmienność ta utrudnia, a dla elementów o skomplikowanym kształcie geometrycznym wręcz uniemożliwia, wyznaczenie tego przepływu za pomocą wzorów analitycznych, co z kolei przekłada się na problemy z oszacowaniem powstających w danym elemencie naprężeń cieplnych.

Wyznaczenie kinetyki przepływu ciepła z wykorzystaniem metod numerycznych wymaga znajomości wielu danych wejściowych. Są to warunki brzegowe rozkładu temperatury w elemencie przed rozpoczęciem analizowanego procesu, właściwości termiczne materiału oraz parametry związane z dynamiką wymiany ciepła pomiędzy odlewem a otoczeniem.

Przybliżone wartości właściwości termicznych, takich jak współczynnik przewodzenia cieplnego λ , czy też ciepło właściwe C stosowanych materiałów, można znaleźć w odpowiednich normach. W przypadku staliw żarowytrzymałych dane te można znaleźć w przytoczonej wcześniej normie [29]. Znacznie większe trudności występują przy opisie procesu wymiany ciepła z otoczeniem. Przenikanie ciepła z otoczenia przez ściankę, tzw. przegrodę, odbywa się zgodnie z zależnością [122]:

$$\dot{Q} = UA(T_1 - T_2) \quad (9.1)$$

gdzie:

$\dot{Q}$ – strumień wnikaącego ciepła,

U – współczynnik przenikania ciepła,

A – pole powierzchni wymiany ciepła,

$T_1 - T_2$ – różnica temperatury pomiędzy elementem a otoczeniem.

Występujący w tym wzorze współczynnik przenikania ciepła U może się zmieniać w bardzo szerokim zakresie. Jest on funkcją wielu zmiennych, z których wymienić można: wartości temperatur T_1 i T_2 elementu i otoczenia, prędkość płynu przy ścianie w , współczynnik przewodzenia ciepła dla płynu λ_p , ciepło właściwe płynu C_p , gęstość ρ i współczynnik lepkości dynamicznej płynu η , kształt powierzchni ściany określony pewną funkcją Φ , charakterystyczne wymiary liniowe $l_1, l_2 \dots$ itp. Można, więc zapisać [122]:

$$U = U(w, T_1, T_2, \lambda_p, C_p, \rho, \eta, \phi, l_1, l_2, \dots) \quad (9.2)$$

Współczynnik przenikania ciepła jest więc, przy nieustalonym przepływie ciepła parametrem, którego wartość jest zmienna w czasie. Co więcej, w przypadku chłodzenia wsadu podlegającego obróbce cieplnej, np. w wodzie, w pierwszym etapie tego procesu medium chłodzące należy traktować jako ciecz wrząco-parującą. Dla takiego przypadku wartość tego współczynnika jest znacznie wyższa niż dla cieczy (tab. 9.1) [122, 123]. Wpływ tak wielu czynników powoduje, iż trudno jest ustalić rzeczywistą wartość współczynnika przenikania ciepła tylko na podstawie informacji o realizowanym procesie cieplnym i danych literaturowych, a jest to parametr niezbędny do wyznaczenia rozkładu temperatury w modelu MES analizowanego elementu.

Tabela 9.1. Wartość współczynnika przenikania ciepła dla wybranych ośrodków [122, 123]

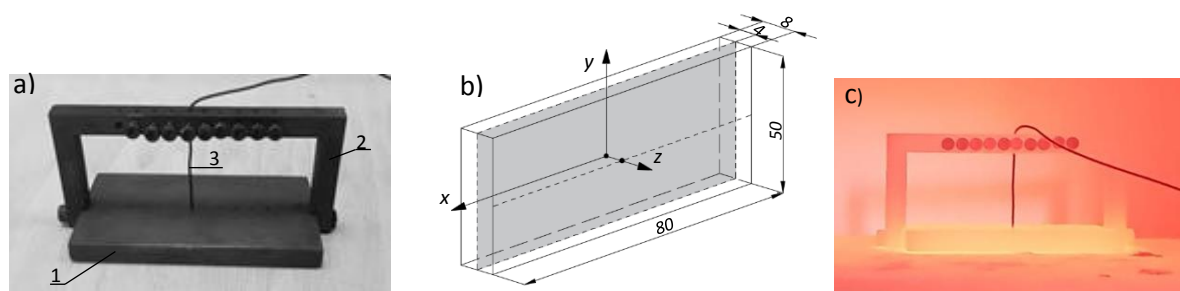
Rodzaj ośrodka	Współczynnik przenikania ciepła U [W/m ² ·K]
gazy	0,1 – 100 000
ciecze	500 – 10 000
ciecze w stanie wrzenia	1600 – 50 000
kondensujące się pary	30 – 100 000

Stąd też, w celu opracowania modelu MES kinetyki przepływu ciepła w badanych elementach, koniecznym było przeprowadzenie badań doświadczalnych zmian temperatury w wybranych punktach tych elementów w czasie ich nagrzewania i chłodzenia, które stanowiłyby odniesienie dla stosowanego w badaniach modelu przepływu ciepła.

9.1. Badania doświadczalne

9.1.1. Przyjęta metodologia i stanowisko badawcze

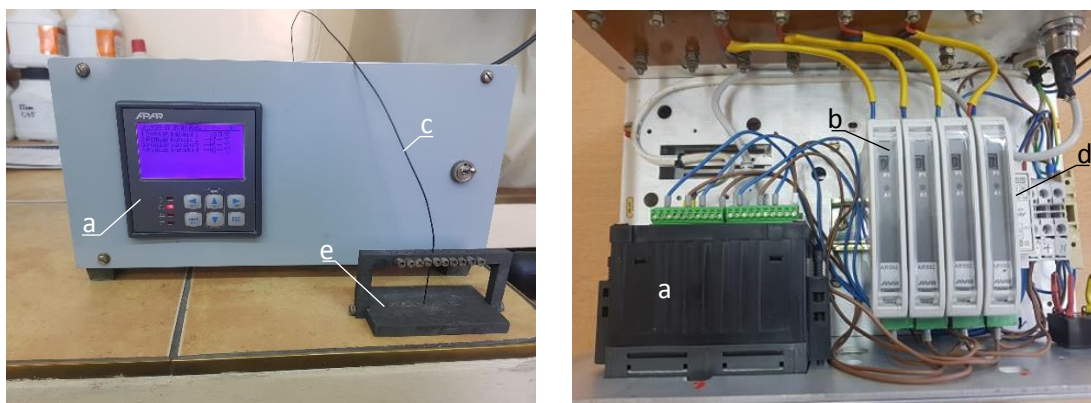
Do przeprowadzenia badań doświadczalnych kinetyki nagrzewania i chłodzenia wybranych elementów utworzono stanowisko badawcze umożliwiające wielokanałowy pomiar temperatury wewnątrz badanych próbek. Próbki te (rys. 9.1) swoim kształtem odzwierciedlały podstawowy element większości palet do transportu wsadu w piecach, a więc żebro pionowe. Miały one prostopadłościenny kształt o wymiarach 80x50x8 mm i zostały odlane ze staliwa 1.4849. W próbkach wywiercono na głębokość 4 mm (połowa grubości) otwory o średnicy $\phi = 1$ mm, w których podczas kolejnych cykli pomiarowych umieszczone były termopary. Do badanej próbki, w celu uniknięcia niekontrolowanego przemieszczania się termopar podczas czynności związanych z jej przenoszeniem, przymocowano specjalny uchwyt, dzięki któremu termopary były stabilizowane w wybranym położeniu.



Rys. 9. 1. Badana próbka: a) zdjęcie próbki przygotowanej do badań: 1 – próbka, 2 – uchwyt, 3 – termopara, b) wymiary użytych próbek, c) próbka umieszczona w piecu w trakcie pomiaru

Nagrzewanie próbki podczas badań odbywało się w piecu komorowym Snol 8,2/1100, w którym atmosferę techniczną stanowiło powietrze. Rejestrację temperatury przeprowadzono za pomocą układu przedstawionego na rys. 9.2. W jego skład wchodziły następujące moduły:

- rejestrator temperatury AR205 firmy Apar umożliwiający rejestrację i zapis mierzonych parametrów na czterech kanałach jednocześnie. W przeprowadzonych badaniach wykorzystano wejście prądowe 4...20 mA. Zakres temperatury pracy ustawiono na 0÷1000 °C,
- separator galwaniczny AR592 umożliwiający pomiar na kilku kanałach jednocześnie w przypadku próbek wykonanych z materiałów przewodzących. W zastosowanym układzie sygnałem wejściowym separatora jest napięcie uzyskane na termoparach, natomiast sygnałem wyjściowym jest prąd o natężeniu od 4 do 20 mA, proporcjonalnie do sygnału wejściowego,
- termopara typu K (NiCr-NiAl) umożliwiająca pomiar temperatury w zakresie -200÷1200 °C,
- zasilacz separatorów AR984, dostarczający do nich prąd stały o napięciu 12 V.



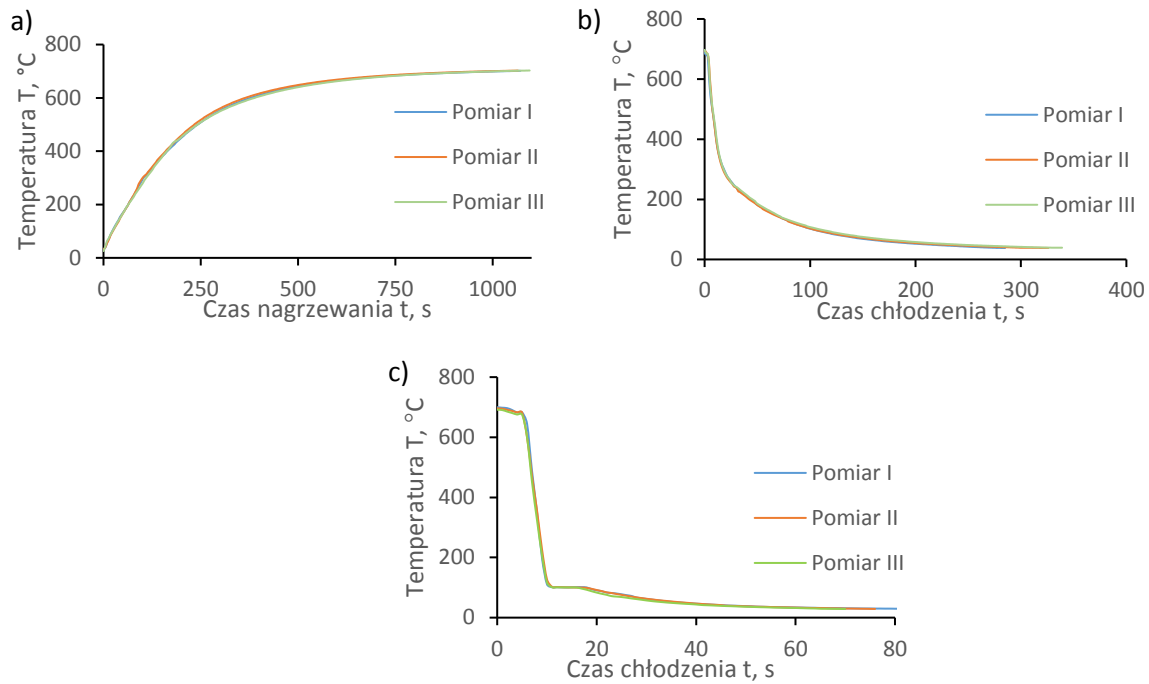
Rys. 9.2. Układ pomiarowy użyty do badań doświadczalnych: a – rejestrator AR205, b – separator galwaniczny AR592, c – termopara typu K, d – zasilacz AR984, e – próbka

Podczas badań próbkę wraz z zamocowaną termoparą podłączoną do układu pomiarowego umieszczano w piecu nagrzanym do zadanej temperatury (rys 9.1c), gdzie wygrzewano ją do ustalenia się jednakowej temperatury w całej jej objętości. Następnie próbkę chłodzono w wannie z medium chłodzącym, którego obieg nie był wymuszony. Po osiągnięciu przez próbkę temperatury chłodziwa pomiar był przerywany i następował kolejny cykl badań. Rejestracja temperatury odbywała się w sposób ciągły zarówno przy nagrzewaniu, jak i podczas chłodzenia, przy czym podczas nagrzewania, z uwagi na niższą dynamikę procesu, zapis temperatury odbywał się w odstępach co 3 sekundy, natomiast przy chłodzeniu co 1 sekundę.

Plan eksperymentu obejmował wykonanie badań z użyciem dwóch mediów chłodzących: wody oraz oleju hartowniczego OH 70. Obydwa chłodziwa były w czasie badania utrzymywane w temperaturze 22 ± 2 °C. Dla obydwóch mediów chłodzących przeprowadzono badania przy tych samych temperaturach wygrzewania T_0 próbki wynoszących odpowiednio 300, 500, 700 i 900 °C.

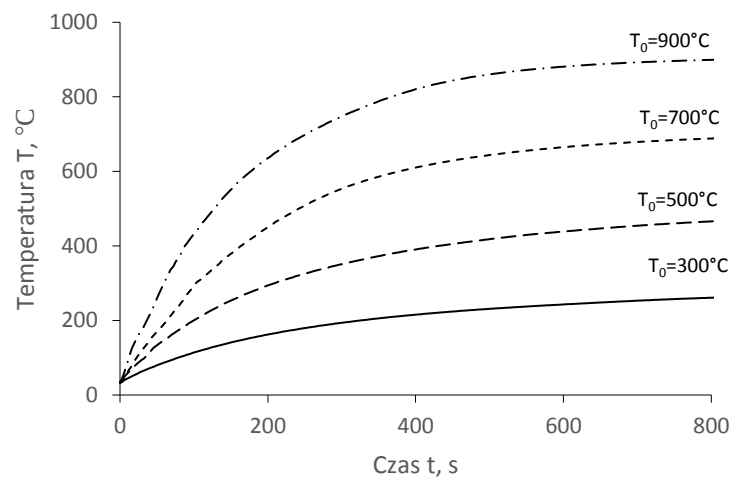
9.1.2. Wyniki badań doświadczalnych

Wybrane wyniki przeprowadzonych badań przedstawiono na wykresach na rysunkach 9.3-9.6, natomiast całościowe opracowanie dołączono do niniejszej rozprawy w załączniku B. Na rys. 9.3 przedstawiono wybrane wykresy zmiany temperatury w czasie, uzyskane w trzech różnych próbach podczas nagrzewania do 700 °C, jak i podczas chłodzenia z tej temperatury w oleju i w wodzie. Na wszystkich wykresach można zauważyć, że dla danych warunków przeprowadzenia pomiaru, uzyskane przebiegi niemal pokrywają się ze sobą, co świadczy o dużej powtarzalności uzyskanych wyników. Zgodność wyników uzyskanych w kolejnych próbach była warunkiem koniecznym, aby można było uznać, że badanie zostało przeprowadzone w sposób prawidłowy i powtarzalny, a jego wyniki dostarczają wiarygodne dane ilościowe.



Rys. 9.3. Powtarzalność wyników badań doświadczalnych: a) przy nagrzewaniu do temp. 700°C , b) przy chłodzeniu w oleju z temp. 700°C , c) przy chłodzeniu w wodzie z temp. 700°C

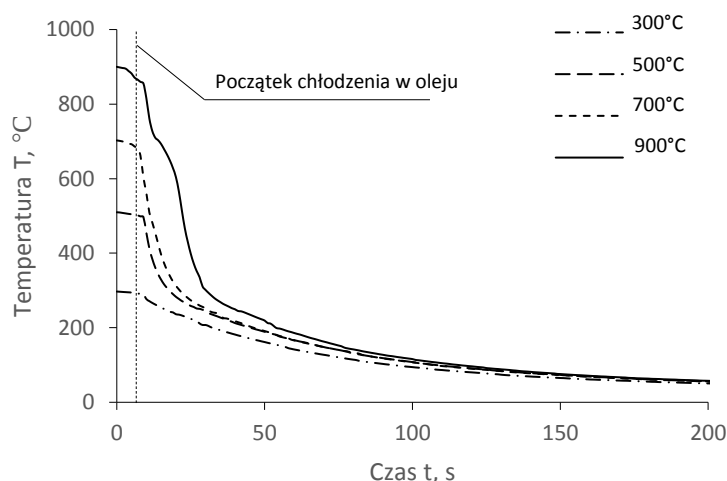
Na rys. 9.4. przedstawiono zmiany temperatury w próbce zarejestrowane podczas jej nagrzewania w komorze pieca o różnej temperaturze. Widoczne jest, że dla wszystkich pomiarów, niezależnie od temperatury aktualnie panującej w piecu, uzyskane przebiegi są do siebie podobne. Po umieszczeniu próbki w piecu wraz ze zbliżaniem się do temperatury panującej w jego wnętrzu nachylenie krzywej nagrzewania maleje, a sama krzywa zbliża się asymptotycznie do temperatury otoczenia. Dla krzywych nagrzewania nie zaobserwowano żadnych charakterystycznych punktów, w których uzyskane przebiegi odbiegałyby w wyraźny sposób od ogólnego trendu.



Rys. 9.4. Zmiana temperatury wewnątrz próbki podczas nagrzewania w piecu

Wyniki zbiorcze zmian temperatury podczas chłodzenia w oleju przedstawiono na wykresach umieszczonych na rys. 9.5. Widoczne jest, że wraz ze wzrostem temperatury początkowej chłodzonej próbki rośnie nachylenie krzywej zmiany temperatury. Oznacza, to że im wyższa temperatura wyjściowa, tym bardziej dynamicznie przebiega początkowa faza procesu chłodzenia. W miarę upływu czasu trwania procesu krzywe zmiany temperatury coraz bardziej się do siebie zbliżają.

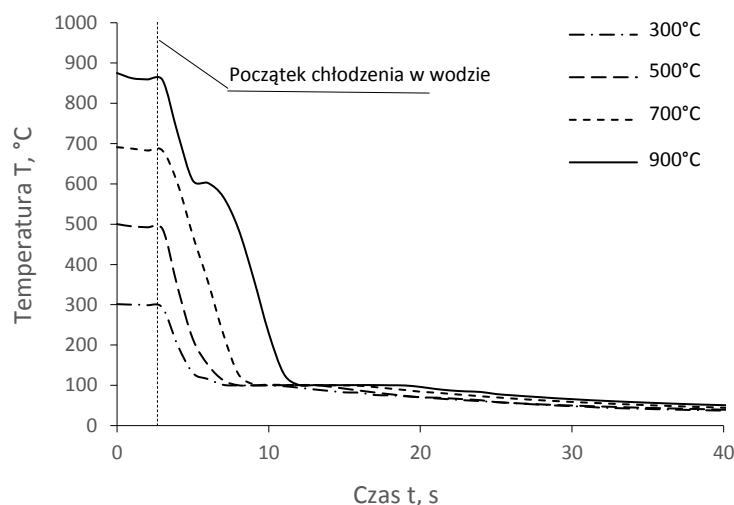
Porównując poszczególne przebiegi uzyskane dla chłodzenia w oleju można zauważyć, że w początkowym stadium przebiegu krzywa uzyskana dla chłodzenia z temperatury początkowej wynoszącej 900 °C znacząco odbiega od krzywych uzyskanych dla pozostałych przypadków. Można na niej zaobserwować, że w temperaturze około 700 °C proces chłodzenia ulega wyraźnemu spowolnieniu. Zaburzenie to jest chwilowe i w dalszej fazie chłodzenia przebieg krzywej jest podobny jak dla wyników uzyskanych w pozostałych przypadkach. Poza omówionym zaburzeniem na wyznaczonych przebiegach kinetyki chłodzenia w oleju nie widać innych charakterystycznych punktów.



Rys. 9.5. Zmiana temperatury wewnątrz próbki podczas chłodzenia w oleju

Podobne zaburzenie można zauważyć przy chłodzeniu z temperatury 900 °C w wodzie (rys. 9.6), z tym że na uzyskanym przebiegu jest ono widoczne przy temperaturze około 600 °C, a więc w temperaturze niższej niż dla chłodzenia olejowego. Niższa temperatura uwidocznienia tego odchylenia na uzyskanych przebiegach wynika prawdopodobnie ze znacznie większej szybkości odprowadzania ciepła przy chłodzeniu w wodzie niż w oleju. Samo zaburzenie zaś związane jest z zachodzącymi w materiale przemianami fazowymi. Ponieważ wysoka wartość ekwiwalentu niklu staliwa, z którego zostały wykonane próbki zapewnia ich stabilną strukturę austenityczną w całym rozpatrywanym

zakresie temperatury, można przypuszczać, iż widoczny efekt związany jest najprawdopodobniej z wydzielaniem się węglików chromu $M_{23}C_6$.



Rys. 9.6. Zmiana temperatury wewnątrz próbki podczas chłodzenia w wodzie

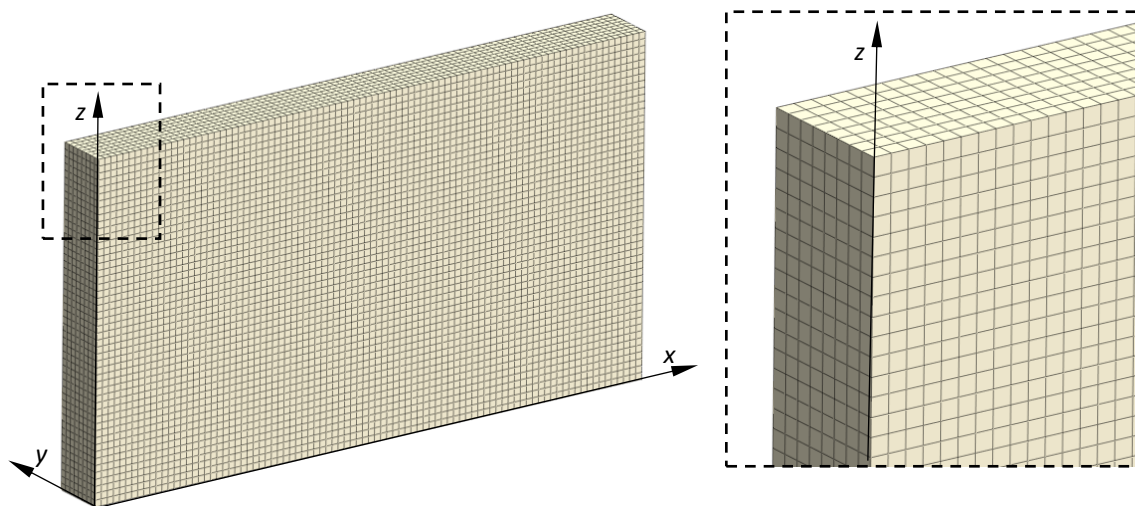
Porównując przebiegi otrzymane przy chłodzeniu w oleju i w wodzie widać, że chłodzenie w wodzie przebiega znacznie bardziej dynamicznie. Osiągnięcie temperatury zbliżonej do temperatury otoczenia następuje przy chłodzeniu w wodzie w kilkukrotnie krótszym czasie. Z przebiegu wykresów na rys. 9.6 widać również, iż przy chłodzeniu wodnym przy temperaturze 100 °C, proces spadku temperatury ulega chwilowemu zatrzymaniu, by następnie być kontynuowanym ze znacznie mniejszą intensywnością. Granica ta jest związana z temperaturą wrzenia wody, powyżej której należy ją traktować jako ciecz wrząco-parującą, dla której proces wymiany ciepła przebiega znacznie intensywniej niż dla wody w stanie ciekłym.

Otrzymane w wyniku prowadzonych pomiarów krzywe kinetyki chłodzenia i nagrzewania charakteryzują się dużą powtarzalnością. Stąd też mogły być wykorzystane jako odniesienie dla wyników uzyskanych przy wykorzystaniu opracowanych modeli numerycznych przepływu ciepła. Opracowany model numeryczny był zatem w kolejnych iteracjach każdorazowo dostrajany w ten sposób, aby w każdym analizowanym przypadku dawał rozkłady temperatury zgodne z rozkładami wyznaczonymi doświadczalnie.

9.2. Analizy symulacyjne kinetyki nagrzewania i chłodzenia żebra palety

Wykorzystany w obliczeniach model MES odzwierciedlał swoim kształtem żebro pionowe palety i miał te same wymiary co próbki wykorzystane do badań doświadczalnych. Ponieważ analizowane żebro palety charakteryzuje się symetrią względem trzech wzajemnie prostopadłych

płaszczyzn, możliwe było przeprowadzenie obliczeń dla części geometrycznej żebra obejmującej 1/8 jego całkowitej objętości, co przy dużej gęstości siatki elementów skończonych pozwoliło na znaczną redukcję czasu obliczeń. Siatkę MES utworzono z izoparametrycznych 8-węzłowych elementów bryłowych o wszystkich krawędziach jednakowej długości wynoszącej 0,5 mm (rys. 9.7).



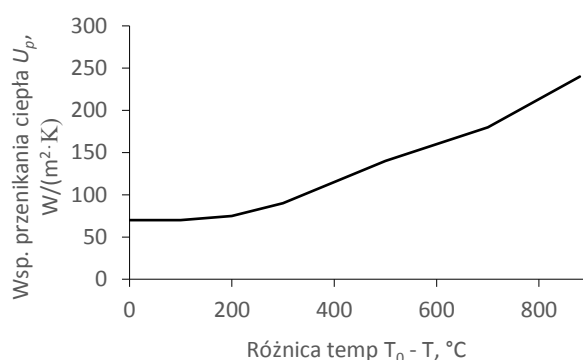
Rys. 9.7. Siatka elementów skończonych dla modelu żebra pionowego

Obliczenia przepływu ciepła dla przygotowanego modelu przeprowadzono z uwzględnieniem wszystkich wariantów nagrzewania i chłodzenia przyjętych podczas badań doświadczalnych. W przypadku nagrzewania obliczenia wykonano przy założeniu otoczenia modelu powietrzem o temperaturze T_0 równej temperaturze panującej wewnątrz komory pieca, natomiast w przypadku chłodzenia przy założeniu otoczenia olejowego lub wodnego przy temperaturze początkowej próbki wynoszącej T_0 i temperaturze medium chłodzącego wynoszącej $T_k = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$. W zależności od analizowanego wariantu temperatura T_0 wynosiła, tak jak w przypadku badań doświadczalnych: 300, 500, 700 lub 900 $^{\circ}\text{C}$. W obliczeniach, dla wszystkich wariantów przyjęto, że wymiana ciepła z otoczeniem zachodzi za pomocą mechanizmu konwekcji swobodnej, natomiast transfer ciepła wewnątrz materiału odbywa się poprzez przewodzenie. Właściwości cieplne materiału próbki przyjęto zgodnie z danymi zamieszczonymi w rozdziale VIII, a same obliczenia wykonano z użyciem oprogramowania Midas NFX 2014.

Istotną część badań własnych stanowiło dobranie współczynnika przenikania ciepła U , który umożliwiłby uzyskanie wyników numerycznych rozkładów temperatury możliwie zgodnych z wynikami pomiarów doświadczalnych. Z uwagi na duży zakres temperatury, w jakim przebiegają analizowane procesy, nie można było przyjąć jednej uśrednionej wartości tego współczynnika dla

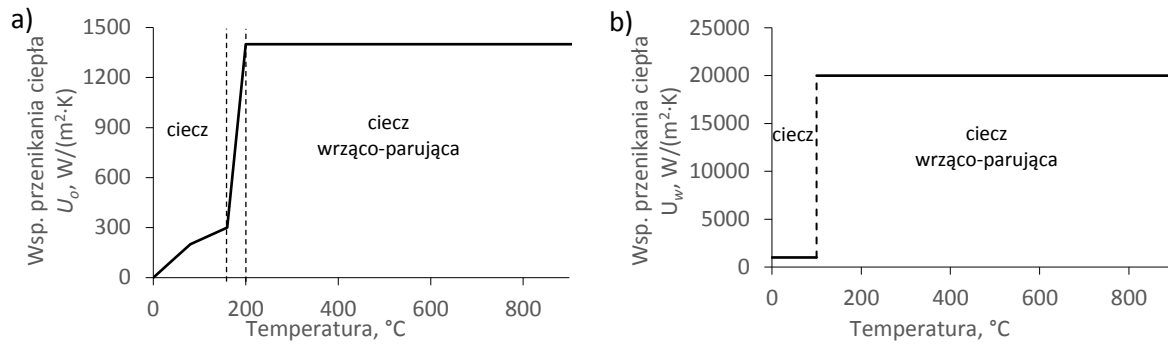
danego medium, gdyż postępowanie takie prowadziło do dużych rozbieżności, a uzyskane krzywe zmiany temperatury znacznie odbiegały od krzywych doświadczalnych. Stąd też, zdecydowano się uzależnić wartość współczynnika przenikania ciepła od temperatury, co pozwoliło uwzględnić zmiany wartości tego parametru w trakcie trwania kolejnych etapów procesu nagrzewania i chłodzenia.

Wyznaczoną na podstawie wyników badań doświadczalnych funkcję zależności współczynnika przenikania ciepła od temperatury, dla procesu nagrzewania w powietrzu, przedstawiono na rys. 9.8. Ponieważ w przypadku procesu nagrzewania w kolejnych analizowanych wariantach różna była temperatura otoczenia – temperatura wewnątrz pieca, funkcję tę zdecydowano się przedstawić jako funkcję zależną od różnicy między temperaturą otoczenia T_0 a aktualną temperaturą T obiektu: $U = U(T_0 - T)$. W przypadku chłodzenia, kiedy temperatura otoczenia (chłodziwa) jest w przybliżeniu stała, a zmianie ulegała temperatura początkowa procesu funkcję tę uzależniono od aktualnej temperatury obiektu $U = U(T)$.



Rys. 9. 8. Przyjęta dla procesu nagrzewania funkcja zależności współczynnika przenikania ciepła od różnicy temperatury $U_p = U_p(T_0 - T)$

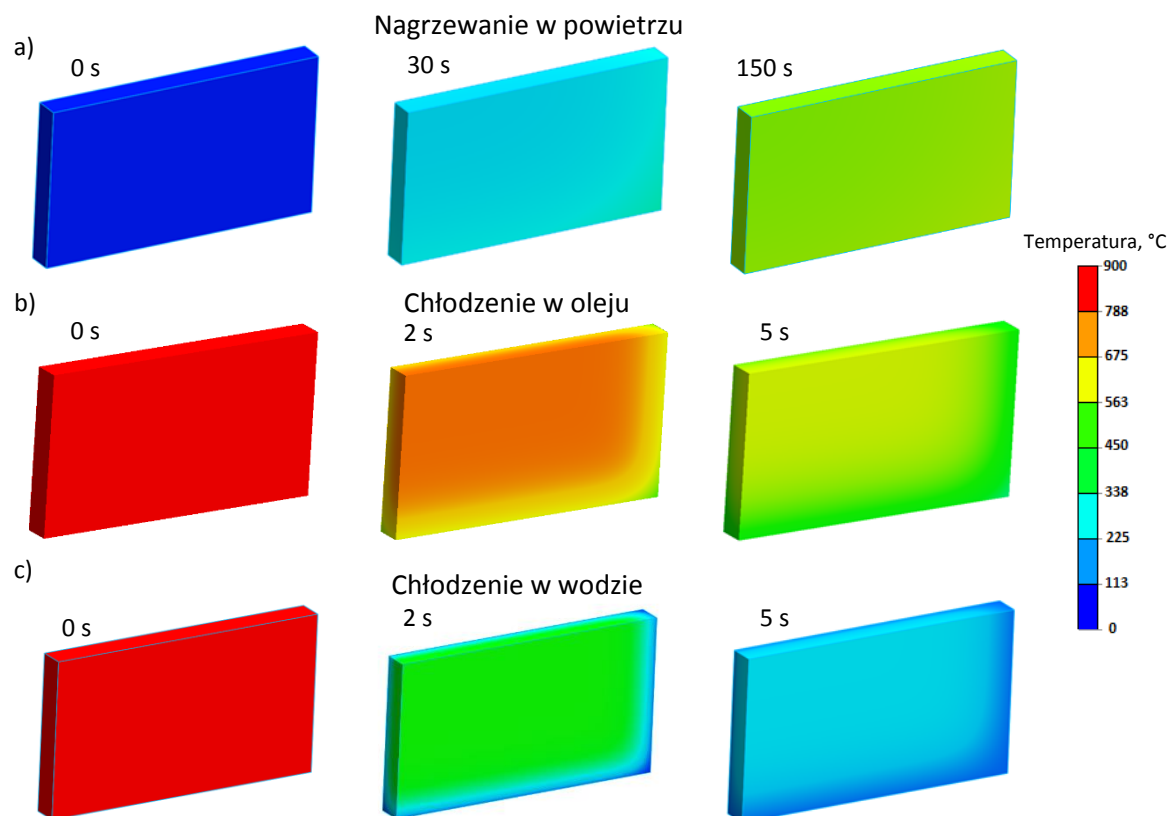
Z uwagi na fakt, że cały proces nagrzewania odbywał się w ośrodku, w którym nie zachodzą gwałtowne zmiany właściwości termicznych, zmiana wartości współczynnika przenikania ciepła następowała w sposób ciągły i łagodny. Inaczej prezentuje się zależność współczynnika przenikania ciepła przyjęta dla medium jakim jest olej hartowniczy (rys. 9.9a). Dla tego ośrodka chłodzącego należało uwzględnić, że przy wyższych temperaturach nie należy traktować go jako ciecz, tylko jak ciecz wrząco-parującą, która charakteryzuje się znacznie wyższym współczynnikiem przenikania ciepła. Przejście to jest wyraźnie widoczne w przyjętej funkcji.



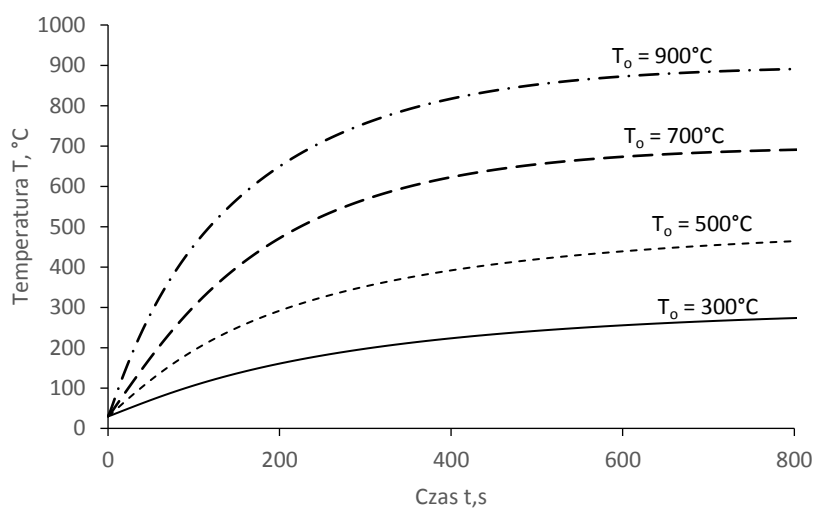
Rys. 9.9. Przyjęta w obliczeniach funkcja $U=U(T)$ współczynnika przenikania ciepła dla: a) chłodzenia w oleju, b) chłodzenia w wodzie

Przy modelowaniu chłodzenia w wodzie (rys. 9.9b), podobnie jak i przy chłodzeniu w oleju nie zastosowano jednej stałej, uśrednionej wartości współczynnika przenikania ciepła. Z uwagi na wysoką początkową dynamikę procesu chłodzenia w tym ośrodku, oraz na charakterystyczne spowolnienie jego przebiegu, jakie można zaobserwować przy temperaturze $100^{\circ}C$, chłodzenie to zamodelowano dzieląc je na dwa etapy. W etapie pierwszym, począwszy od początkowej temperatury T_0 do ok. $100^{\circ}C$, przyjęto stały współczynnik wymiany ciepła wynoszący $20\,000\, W/(m^2 \cdot K)$ oraz założono wzrost temperatury chłodziwa otaczającego próbkę do $100^{\circ}C$. Dla drugiego etapu – kiedy temperatura wewnątrz próbki zaczęła ponownie opadać przyjęto średnią wartość tego współczynnika wynoszącą $1000\, W/(m^2 \cdot K)$.

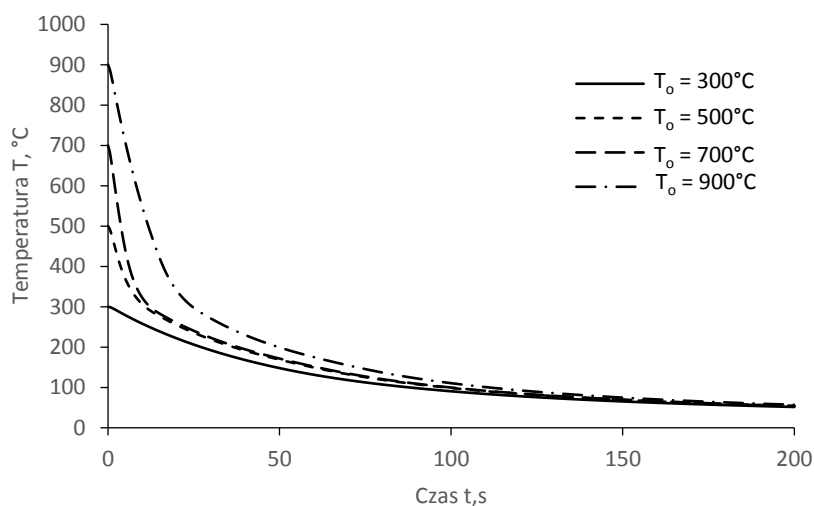
Na rys. 9.10 przedstawiono graficznie zmianę temperatury podczas nagrzewania w powietrzu do $900^{\circ}C$ (rys. 9.10a) i chłodzenia z tej temperatury w oleju (rys. 9.10b) i w wodzie (rys. 9.10c) po trzech (wybranych w zależności od dynamiki danego procesu) odstępach czasu. Zgodnie z założeniami i wynikami doświadczalnymi chłodzenie w wodzie jest najbardziej dynamicznym z analizowanych procesów, natomiast nagrzewanie w atmosferze powietrznej przebiega najwolniej. Wyznaczone numerycznie przebiegi zmiany temperatury w punkcie odpowiadającym umiejscowieniu termopary w badaniach doświadczalnych, a więc w środku geometrycznym przekroju poprzecznego żebra palety, przedstawiono na rys. 9.11-13.



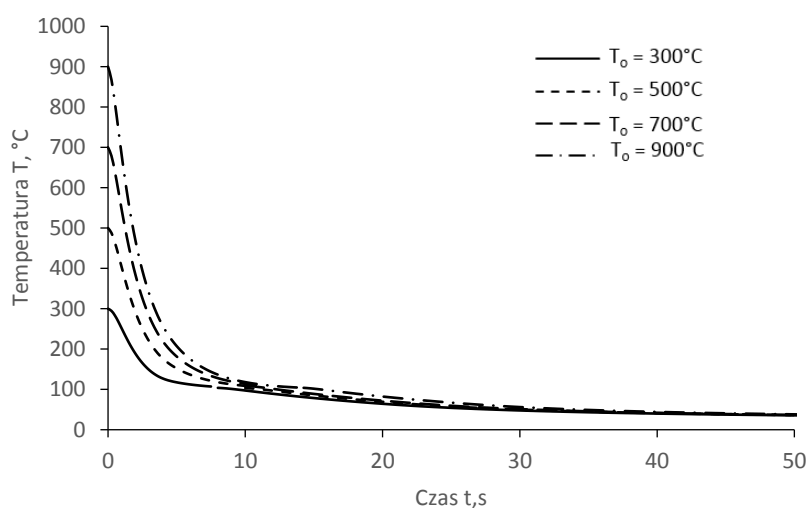
Rys. 9.10. Zmiana temperatury: a) przy nagrzewaniu w powietrzu do temp. 900°C – po czasie 0 s, 30 s i 150 s oraz b) przy chłodzeniu w oleju i c) przy chłodzeniu w wodzie z temp. 900°C po czasie 0 s, 2 s i 5 s



Rys. 9.11. Zmiana temperatury w geometrycznym środku przekroju próbki podczas nagrzewania wyznaczona na drodze obliczeń numerycznych



Rys. 9.12. Numerycznie wyznaczona zmiana temperatury w geometrycznym środku przekroju próbki podczas chłodzenia w oleju



Rys. 9.13. Numerycznie wyznaczona zmiana temperatury w geometrycznym środku przekroju próbki podczas chłodzenia w wodzie

9.3. Porównanie wyników obliczeń numerycznych z wynikami badań doświadczalnych

Do stwierdzenia stopnia zgodności wyników analiz numerycznych kinetyki nagrzewania i chłodzenia z rzeczywistą zmianą temperatury, uzyskane na drodze obliczeń numerycznych krzywe zmiany temperatury porównano z krzywymi uzyskanymi na drodze badań doświadczalnych.

Na rysunku 9.14 przedstawiono zestawienie wykresów zmiany temperatury w geometrycznym środku próbki modelującej żebro pionowe palety dla procesu nagrzewania

uzyskanych doświadczalnie i w wyniku obliczeń numerycznych dla przyjętego modelu przepływu ciepła. Widać bardzo dobrą zgodność porównywanych przebiegów, zarówno jakościową, jak i ilościową. W tabeli 9.2 podano zestawienie średnich różnic względnych pomiędzy wynikami badań doświadczalnych a wynikami obliczeń numerycznych dla poszczególnych przypadków zarówno nagrzewania w powietrzu, jak i chłodzenia w oleju oraz w wodzie. Różnice te dla analizowanego odcinka czasu wyznaczono zgodnie z wzorem:

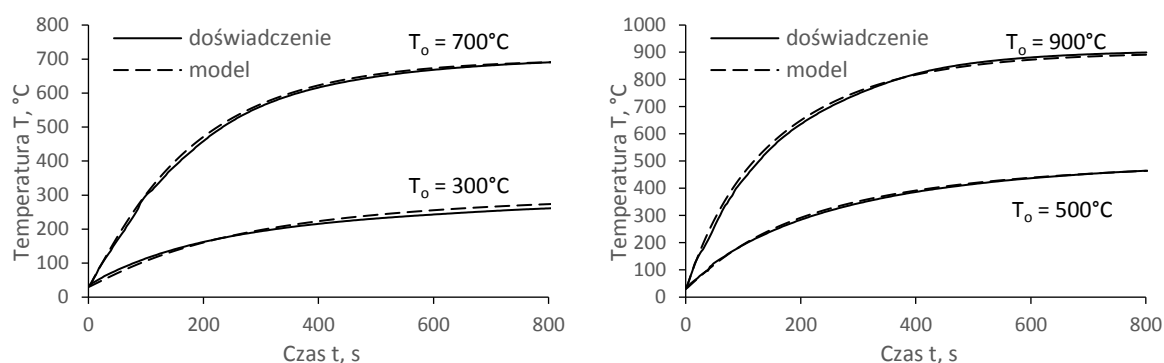
$$\Delta T_{sr} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{(T_d(t_i) - T_s(t_i))}{T_d(t_i)} * 100\% \quad (9.3)$$

gdzie:

$T_d(t_i)$ – temperatura w badaniach doświadczalnych po czasie t_i ,

$T_s(t_i)$ – temperatura wyznaczona numerycznie po czasie t_i ,

n – liczba przedziałów na które podzielono całkowity czas przebiegu procesu.



Rys. 9.14. Porównanie wyników zmian temperatury uzyskanych na drodze obliczeń numerycznych z wynikami badań doświadczalnych przy nagrzewaniu

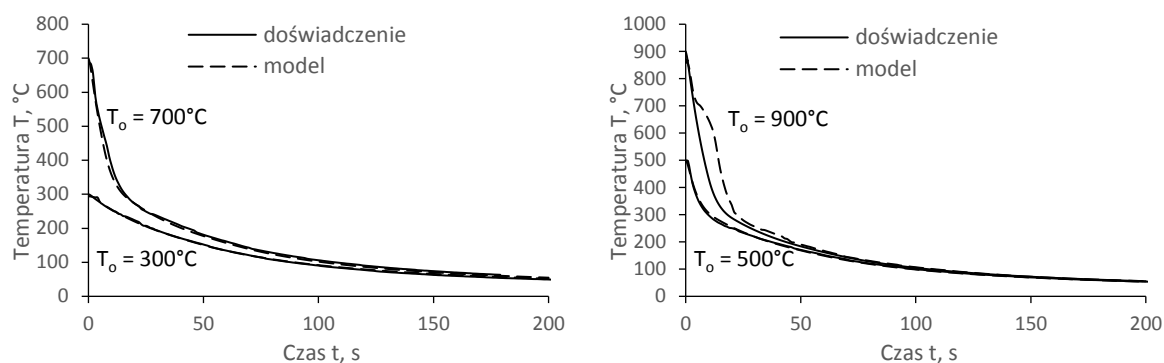
Tabela 9.2. Różnica między wynikami doświadczalnymi przepływu ciepła a wynikami analiz numerycznych

Rodzaj medium	$\Delta T_{sr} [\%]$			
	300 °C	500 °C	700 °C	900 °C
powietrze	1,63	1,29	1,42	1,85
olej	2,3	1,2	3,66	3,88
woda	9,01	7,88	9,76	9,08

Również dobrą zgodność wyników obliczeń numerycznych i badań doświadczalnych uzyskano w przypadku chłodzenia w oleju z temperatury 300, 500 i 700 °C. Widać to z porównania odpowiednich wykresów umieszczonych na rys. 9.15. Zgodność tę uzyskano dzięki przyjęciu zmiennej, zależnej od temperatury wartości współczynnika przenikania ciepła. Podobnie jak przy nagrzewaniu, wyznaczone numerycznie rozkłady zmian temperatury dla tych przypadków

charakteryzują się przebiegiem oraz wartościami zbliżonymi do zmian temperatury wyznaczonych doświadczalnie.

Analizując dane przedstawione w tabeli 9.1 widoczne jest, że dla chłodzenia w oleju średnia różnica względna jest największa przy chłodzeniu próbki z temperatury początkowej T_0 wynoszącej 900°C , przy czym wartość ta nie odbiega znacznie od wyniku wyznaczonego dla przypadku, gdy $T_0 = 700^{\circ}\text{C}$. Jednak z porównania przebiegów na rys. 9.15 dla tego przypadku, widać znaczną różnicę między przebiegiem doświadczalnym i numerycznym. Na wykresie wyznaczonym w sposób doświadczalny widać wyraźne spowolnienie procesu chłodzenia występujące w zakresie $700\text{--}300^{\circ}\text{C}$ w stosunku do przebiegu wyznaczonego numerycznie. Spowolnienie to spowodowane jest prawdopodobnie wydzielaniem się węglików, co nie zostało uwzględnione w opracowanym modelu numerycznym. Nie znajduje ono zatem odzwierciedlenia w przebiegu otrzymanym na drodze obliczeń numerycznych. Dla pozostałej części przebiegu krzywej chłodzenia, również dla tego przypadku (chłodzenia z $T_0 = 900^{\circ}\text{C}$) otrzymano dobrą zgodność wyników analiz numerycznych i badań doświadczalnych.

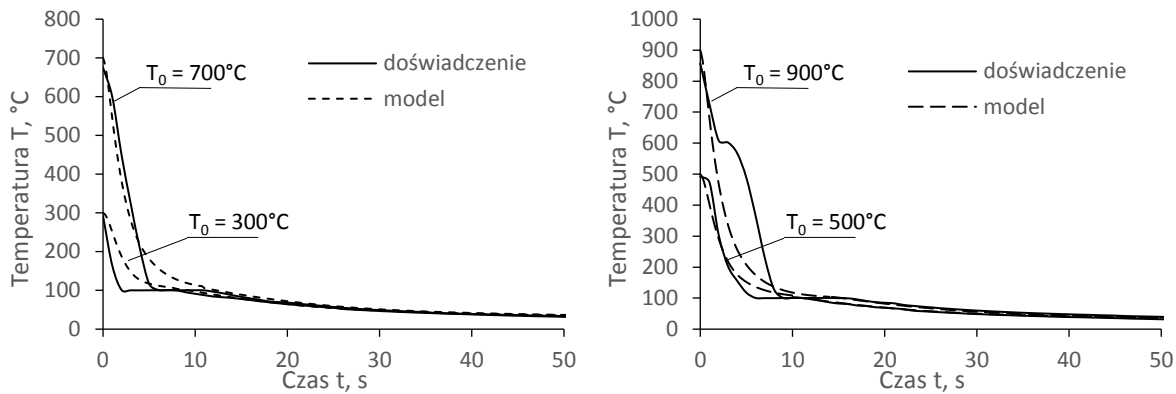


Rys. 9.15. Porównanie wyników zmian temperatury uzyskanych na drodze obliczeń numerycznych z wynikami uzyskanymi doświadczalnie przy chłodzenia w oleju hartowniczym

W przypadku chłodzenia w wodzie (rys. 9.16) zgodność przebiegu krzywych chłodzenia wyznaczonych doświadczalnie z analogicznymi krzywymi wyznaczonymi na drodze obliczeń numerycznych jest wyraźnie niższa. Przy chłodzeniu z temperatury 300 , 500 i 700°C największe rozbieżności obserwowane są w zakresie temperatury od około 200°C do 100°C . Są one spowodowane zahamowaniem spadku temperatury w pobliżu temperatury wrzenia wody. Podobnie jak dla chłodzenia w oleju, wyniki analiz symulacyjnych nie oddają także zmian temperatury spowodowanych przemianami fazowymi (wydzielaniem się węglików) zachodzącymi w materiale, przy chłodzeniu z 900°C . Dla pozostałych części wykresów, tj. dla początkowego gwałtownego

spadku temperatury oraz dla jej dalszego spadku poniżej temp. 100 °C, zgodność uzyskanych wyników jest zadowalająca.

Chłodzenie w wodzie z punktu modelowania było szczególnie trudne z uwagi na bardzo dużą dynamikę tego procesu. Bardzo możliwe jest także, że założony (najmniejszy dostępny dla zastosowanego sprzętu) krok rejestracji wynoszący jedną sekundę, jest zbyt duży, żeby wystarczająco dokładnie zarejestrować przebieg analizowanego procesu.



Rys. 9.16. Porównanie wyników zmian temperatury uzyskanych na drodze obliczeń numerycznych z wynikami uzyskanymi doświadczalnie przy chłodzeniu w wodzie

Na podstawie przedstawionego porównania można stwierdzić, że uzyskana przy chłodzeniu zgodność wyników obliczeń numerycznych zmian temperatury w analizowanej próbce z wynikami badań doświadczalnych jest zadowalająca, co oznacza, że założone w obliczeniach numerycznych warunki symulacji dobrze odzwierciedlają rzeczywiste warunki przepływu ciepła związane z jego wymianą z medium chłodzącym. Wyznaczone na drodze obliczeń numerycznych przebiegi nie pokrywają się co prawda w pełni z wynikami doświadczalnymi, co jest szczególnie widoczne przy chłodzeniu w wodzie. Dla analizowanych przypadków są one jednak zgodne jakościowo i zbliżone ilościowo z wynikami badań doświadczalnych. Oznacza to, że uzyskane w wyniku obliczeń, dla tak założonych parametrów symulacji, rozkłady temperatury mogą zostać wykorzystane do numerycznych analiz naprężeń cieplnych przy nagrzewaniu i chłodzeniu badanych palet.

10. Analiza mikronaprężeń strukturalnych wywołanych gwałtownymi zmianami temperatury

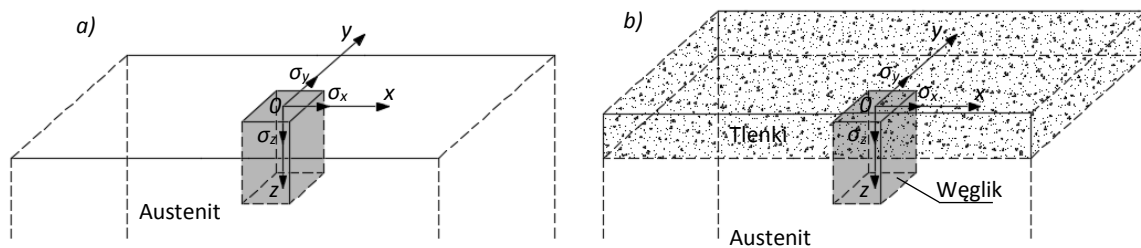
W trakcie eksploatacji, w oprzyrządowaniu pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, zachodzą zmiany strukturalne związane zarówno z oddziaływaniem wysokiej temperatury, jak i atmosfery technicznej, w której obróbka jest prowadzona. W przypadku pieców do nawęglania w ich oprzyrządowaniu rozwija się warstwa nawęglona o wyraźnie gorszych, w stosunku do materiału w stanie lanym, właściwościach użytkowych.

Warstwa nawęglona charakteryzuje się zwiększoną koncentracją wydzielen węglików w porównaniu do nienawęglonego rdzenia. Węglik w nawęglonych żarowytrzymałych staliwach austenitycznych charakteryzują się znacznie mniejszym [29, 31, 124, 125] współczynnikiem rozszerzalności cieplnej niż otaczająca je osnowa austenityczna. Ta różnica w rozszerzalności cieplnej powoduje, że w czasie każdej zmiany temperatury w węglkach i ich otoczeniu występują lokalne naprężenia, których wartość zależy od kinetyki zmiany temperatury, różnicy we właściwościach cieplnych i mechanicznych austenitu i węglików oraz od geometrii i umiejscowienia samych wydzielen.

Problem naprężeń występujących w węglkach i otaczającej je osnowie, związanych z różną rozszerzalnością cieplną tych faz został dość szczegółowo omówiony w pracach [31-33], w których, jak to opisano w rozdziale IV, przedstawiono dwa modele wydzielen węglików: kulisty całkowicie otoczony austenitem i walcowy dochodzący do powierzchni stopu. W węgliku całkowicie otoczonym austenitem powstają w trakcie chłodzenia naprężenia ściskające, natomiast w węgliku dochodzącym do powierzchni stopu w strefach przypowierzchniowych mogą powstawać silne naprężenia rozciągające, których rozkład sprzyja powstawaniu obserwowanych w rzeczywistości lokalnych mikropęknięć.

Na rys. 10.1a przedstawiono model prostopadłościennego węglika w osnowie austenitycznej, dochodzącego do powierzchni stopu, dla którego przeprowadzono obliczenia naprężeń powstających podczas gwałtownej zmiany temperatury. W przeprowadzonych obliczeniach założono, że zarówno węglik, jak i otaczająca go osnowa jest materiałem izotropowym. Z uwagi na to, że obserwowalne w rzeczywistości pęknięcia znajdują się w warstwie przypowierzchniowej, w obliczeniach przyjęto

dane materiałowe dla węglików M_7C_3 , gdyż właśnie te węgliki dominują w najbardziej nawęglonej strefie przypowierzchniowej nawęglonych staliw niklowo-chromowych [7,8, 31-33, 39]. Dla węglika przyjęto sprężysty model materiału oraz następujące właściwości fizyczne: współczynnik rozszerzalności cieplnej $\alpha_c = 8.6 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$, współczynnik Poissona $\nu_c = 0,372$, moduł Younga $E_c = 2,94 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$ [31]. Przyjęte w obliczeniach wymiary geometryczne wynosiły odpowiednio: szerokość (wzdłuż osi x) $a = 6 \text{ }\mu\text{m}$, długość (wzdłuż osi y) $b = 10 \text{ }\mu\text{m}$, wysokość (wzdłuż osi z) $h = 10 \text{ }\mu\text{m}$. Obliczenia rozkładu naprężeń wykonano metodą elementów skończonych przy użyciu programu Midas NFX 2014. Przyjęto nierównomierną gęstość siatki elementów skończonych, ze zwiększoną ich koncentracją w węgliku i jego bezpośrednim otoczeniu. W analizach, jako utwierdzenie, węzłom znajdującym się na trzech płaszczyznach (xy , yz , zx zgodnie z oznaczeniami na rys. 10.1) odebrano swobodę w kierunkach do nich prostopadłych. Jako obciążenie przyjęto jednoczesną zmianę temperatury w całym modelu, z wyjściowej wynoszącej $900 \text{ }^\circ\text{C}$ do temperatury $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

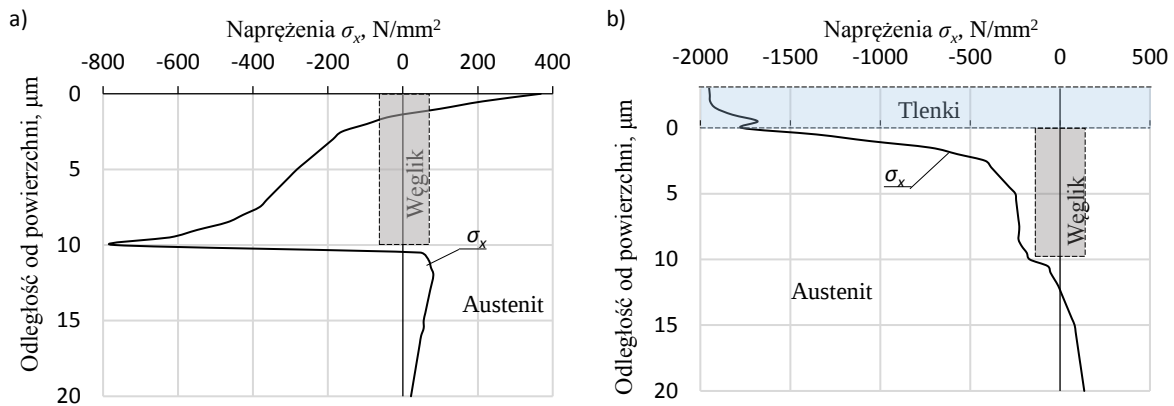


Rys. 10.1. Model pojedynczego wydzielenia węglika: a) dochodzącego do powierzchni, b) przykrytego warstwą tlenków

Otrzymany dla opisanego modelu rozkład naprężeń kierunkowych σ_x wzdłuż osi pionowej węglika przedstawiono na wykresie na rys. 10.2a. Uzyskane wyniki są zgodne z wynikami przedstawionymi w cytowanych już pracach [31-33]. Rzeczywiście, w rozpatrywanym przypadku przy powierzchni w węgliku powstają silne naprężenia rozciągające. Ponieważ węgliki należą do materiałów kruchych, o znacznie niższej wytrzymałości na rozciąganie niż na ściskanie, taki rozkład naprężeń sprzyjałby powstawaniu lokalnych mikropęknięć, które wraz z kolejnymi cyklami nagrzewania i chłodzenia mogłyby rosnąć w głąb materiału i zainicjować powstanie makropęknięć.

W rzeczywistości węgliki w warstwie nawęglonej nie wychodzą jednak bezpośrednio na powierzchnię stopu, lecz odizolowane są od niej warstwą tlenków. Warstwa ta charakteryzuje się współczynnikiem rozszerzalności cieplnej ($\alpha_o = 5,7 \div 9,6 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$) [72, 126] znacznie niższym niż znajdujący się pod nią austenit ($\alpha_a = 16 \div 18 \cdot 10^{-6} \text{ 1/K}$) [1, 29, 125]), co oznacza, że w warunkach gwałtownego chłodzenia, podczas którego powstają pęknięcia obserwowane na powierzchni stopu,

w warstwie przypowierzchniowej powinny powstawać naprężenia ściskające, chroniące odlew przed powstawaniem tych pęknięć.



Rys. 10.2 Rozkład naprężeń σ_x wzdłuż osi pionowej węglika otoczonego przez austenit: a) wychodzącego jedną stroną na powierzchnię stopu, b) znajdującego się pod powierzchniową warstwą tlenków

Na rys. 10.2b przedstawiono wyniki obliczeń naprężeń dla modelu prostokątnego węglika znajdującego się pod powierzchniową warstwą tlenków Cr_2O_3 , przedstawionego na rys. 10.1b. Podobnie jak w przypadku węglików, dla warstwy tlenków założono sprężysty model materiału. W przeprowadzonych obliczeniach przyjęto, że grubość tej warstwy wynosiła 3 μm , współczynnik rozszerzalności cieplnej $\alpha_o = 7,5 \cdot 10^{-6}$ 1/K, a współczynnik Poissona $\nu_o = 0,27$. Ponieważ w zależności od warunków tworzenia się warstwy tlenków, jej gęstości oraz przyjętej metody pomiaru literatura podaje szeroki zakres wartości modułu Younga dla tlenków chromu, w obliczeniach przyjęto średnią wartość wyznaczoną na podstawie danych zawartych w wymienionych publikacjach [72, 127-132] $E_o = 2,14 \cdot 10^5$ N/mm².

Z przedstawionego na rys. 10.2b wykresu wyraźnie widać, że uwzględnienie na powierzchni warstwy tlenków znacząco zmienia rozkład naprężeń w obszarze wydzielienia. Po jej uwzględnieniu w modelu obliczeniowym naprężenia na powierzchni zmieniły znak z rozciągających na silnie ściskające. Taki rozkład naprężeń nie sprzyja rozwojowi pęknięć rozchodzących się od powierzchni. W rzeczywistości jednak właśnie takie pęknięcia są obserwowane, przy czym rozwijają się one głównie nie w miejscach występowania pojedynczych wydzieleni, a wzdłuż ich siatki powstałej na granicy ziaren austenitu.

10.1. Naprężenia w otoczeniu kilku wydzieleni węglików

Ponieważ rzeczywiste pęknięcia powstają na granicach ziaren, a więc w miejscach o większej koncentracji węglików, przedstawiony na rys. 10.1b model uzupełniono o dodatkowe wydzielienia

węglików zarówno w kierunku poziomym, jak i pionowym (rys. 10.3a i b). Zmodyfikowane modele wykorzystano do analiz wpływu zmniejszania się odległości między węglkami, znajdującymi się pod warstwą tlenków, na rozkłady naprężeń w czasie zmian temperatury. Analizowany był wzrost zagęszczenia zarówno w kierunku osi y (model na rys. 10.3a), jak i w kierunku osi z (model na rys. 10.3b).

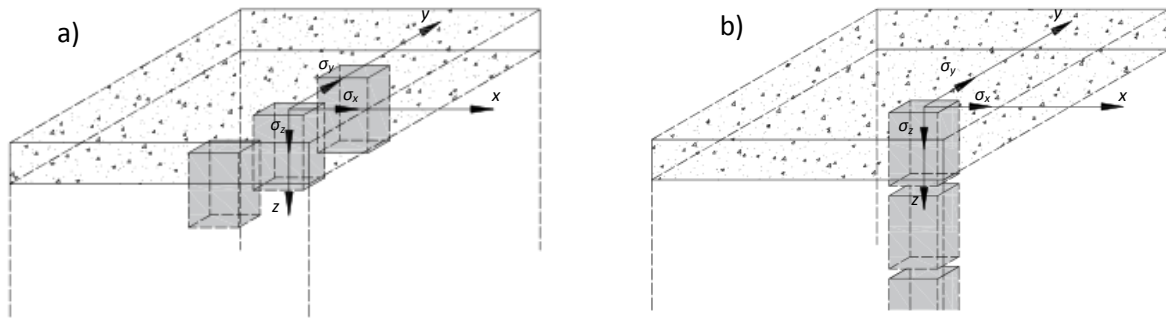
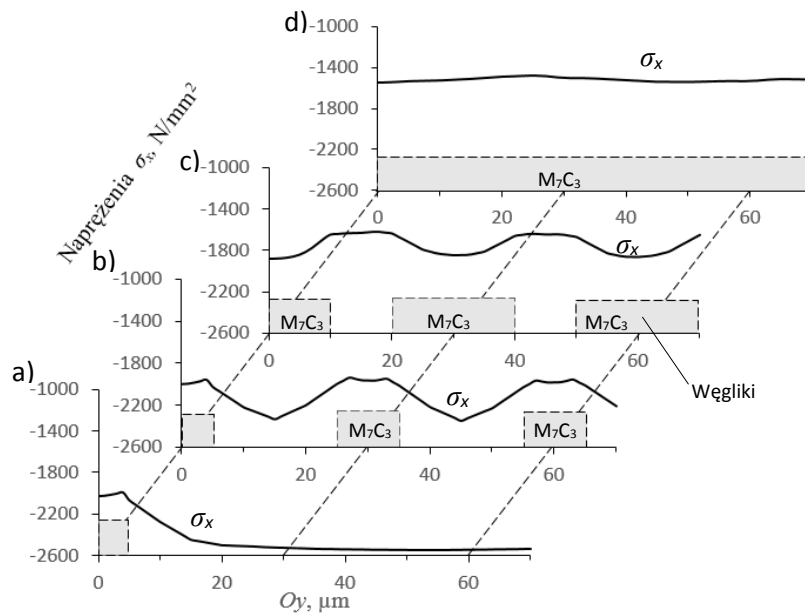


Fig. 10.3. Modele kilku wydzielen węglików rozmieszczonych wzdłuż kierunku: a) y – bezpośrednio pod warstwą tlenków, b) z – w głąb materiału

W kolejnych etapach obliczeń wykonanych z wykorzystaniem modelu z rys. 10.3a przyjęto, że wszystkie wydzielania mają taką samą wysokość $h = 15 \mu\text{m}$ oraz szerokość $a = 8 \mu\text{m}$, zwiększeniu natomiast ulega ich długość b wzdłuż osi y (bez zmiany odległości między osiami węglików $d = 30 \mu\text{m}$). Towarzyszyło temu zmniejszanie wzajemnych odległości między wydzieleniami. Taka procedura symulowała zagęszczenie siatki węglików w tym kierunku. Uzyskane rozkłady naprężeń σ_x wzdłuż osi y modelu przedstawiono na rys. 10.4. Zawarto na nim 4 wykresy: referencyjny z pojedynczym wydzieleniem węglika ($b_0 = 10 \mu\text{m}$), dwa porównawcze z kilkoma wydzieleniami dla różnych wartości parametru b_i , odpowiednio $b_1 = 10 \mu\text{m}$ (Fig. 10.4b), $b_2 = 20 \mu\text{m}$ (Fig. 10.4c) oraz wykres dla przypadku, gdy odseparowane wydzielania zastąpiono jednym ciągłym obszarem wydzielen węglików (Fig. 10.4d).

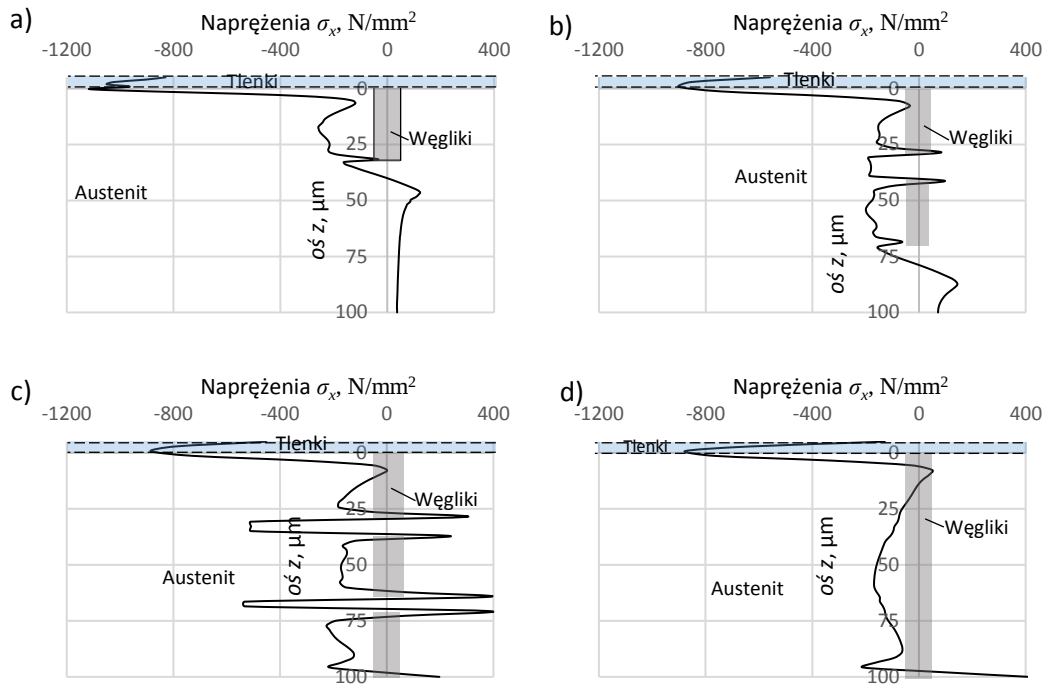
Z przedstawionych wykresów widać, że wraz z rozrostem węglików wzdłuż osi y , a co za tym idzie zmniejszaniem się wzajemnych odległości między nimi, maksymalne naprężenia ściskające na powierzchni tlenków maleją, a rozkład tych naprężeń dąży do rozkładu uzyskanego przy założeniu ciągłego obszaru węglików.



Rys. 10.4. Wpływ koncentracji wydzieleni węglików wzdłuż osi y – pod warstwą tlenków, na rozkład naprężeń σ_x na powierzchni tej warstwy: a) pojedynczy węglik o szerokości $10\ \mu\text{m}$, b) trzy wydzielienia o szerokości $10\ \mu\text{m}$, c) trzy wydzielienia o szerokości $20\ \mu\text{m}$; d) ciągły obszar wydzieleni

Na rys. 10.5 przedstawiono wyniki uzyskane dla modelu w którym symulowano rozrost węglików w głąb materiału (rys. 10.3b). W tym przypadku w pierwszym etapie przeprowadzono obliczenia dla pojedynczego węglika o wymiarach $a = 8\ \mu\text{m}$, $b = 60\ \mu\text{m}$, $h = 30\ \mu\text{m}$. W etapie drugim dodano wzdłuż osi z drugi węglik o takich samych wymiarach, położony $10\ \mu\text{m}$ pod pierwszym węglikiem. W etapie trzecim dodano wzdłuż osi z kolejne wydzielenie o takich samych wymiarach, ale zmniejszono odległość między nimi do $5\ \mu\text{m}$. W czwartym, końcowym etapie założono, że wszystkie węgliki połączyły się w jedno ciągłe wydzielenie o $h = 100\ \mu\text{m}$.

Z przedstawionych na rys. 10.5 wyników widać, że również w przypadku kierunku wzdłuż osi z wraz ze zwiększającą się koncentracją wydzieleni węglików, postępującą w głąb materiału, naprężenia ściskające na powierzchni będące wynikiem gwałtownego chłodzenia, maleją, zbliżając się do wartości uzyskanej dla długiego pojedynczego wydzielienia. Lokalne spiętrzenia naprężeń na granicach węglik-austenit w obszarach między wydzieleniami (rys. 10.5b i c), a zwłaszcza naprężenia rozciągające mogą być dodatkowym czynnikiem przyspieszającym zmęczenie cieplne warstwy przypowierzchniowej. Problem ten nie jest jednak przedmiotem analiz prowadzonych w niniejszej pracy.



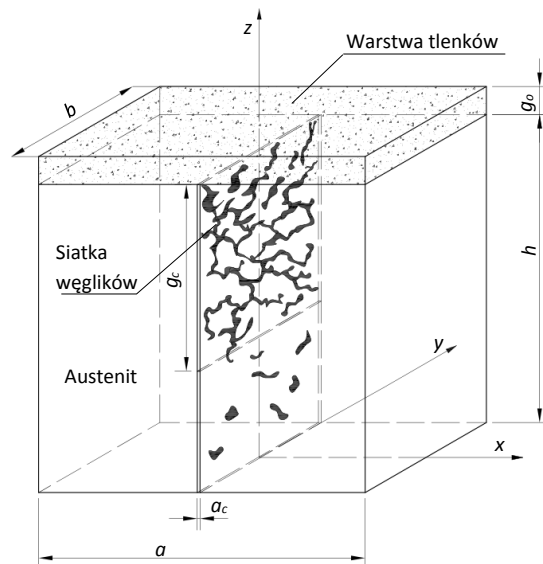
Rys. 10.5. Wpływ koncentracji wydzieleni węglików wzdłuż osi z – pod warstwą tlenków, na rozkład naprężeń σ_x na powierzchni tej warstwy: a) węgiel pojedynczy $h = 30 \mu\text{m}$, b) dwa wydzielania oddalone od siebie o $10 \mu\text{m}$, c) trzy wydzielania oddalone od siebie o $5 \mu\text{m}$, d) ciągłe wydzielanie o $h = 100 \mu\text{m}$

Na podstawie wyników uzyskanych przy rosnącej koncentracji wydzieleni węglików w kierunku osi y , jak i osi z , można stwierdzić, iż wraz z zagęszczeniem się siatki węglików pod warstwą tlenków, naprężenia ściskające, powstające w czasie chłodzenia na powierzchni tej warstwy maleją. Otrzymane rozkłady dążą do rozkładów uzyskanych dla jednego ciągłego obszaru wydzieleni. Oznacza to, iż w dalszych badaniach wpływu parametrów geometrycznych warstwy nawęglonej oraz znajdującej się nad nią warstwy tlenków, usprawiedliwione jest, dla potrzeb obliczeniowych, zastąpienie zbioru gęsto rozłożonych, pojedynczych wydzieleni węglików znajdujących się na granicach ziaren nawęglonego stopu, jednym ciągłym obszarem wydzieleni.

10.2. Analiza naprężeń powstających w węglikach na granicy ziaren

Uwzględniając ten fakt przeprowadzono analizy symulacyjne rozkładu naprężeń w warstwie przypowierzchniowej modelu wydzieleni węglików na granicy dwóch ziaren austenitu, leżących pod warstwą tlenków. Analizy te przeprowadzono wykorzystując model przedstawiony poglądowo na rys. 10.6. Głównym celem tych analiz było zbadanie wpływu parametrów geometrycznych, tj. głębokości strefy wydzieleni węglików (strefy nawęglonej) g_c i grubości warstwy tlenków g_o na naprężenia w tej warstwie (nad węglikami) i w samej warstwie węglików. W analizach przyjęto jako stałe parametry geometryczne obszaru austenitu rozdzielonego strefą wydzieleni węglików na granicy

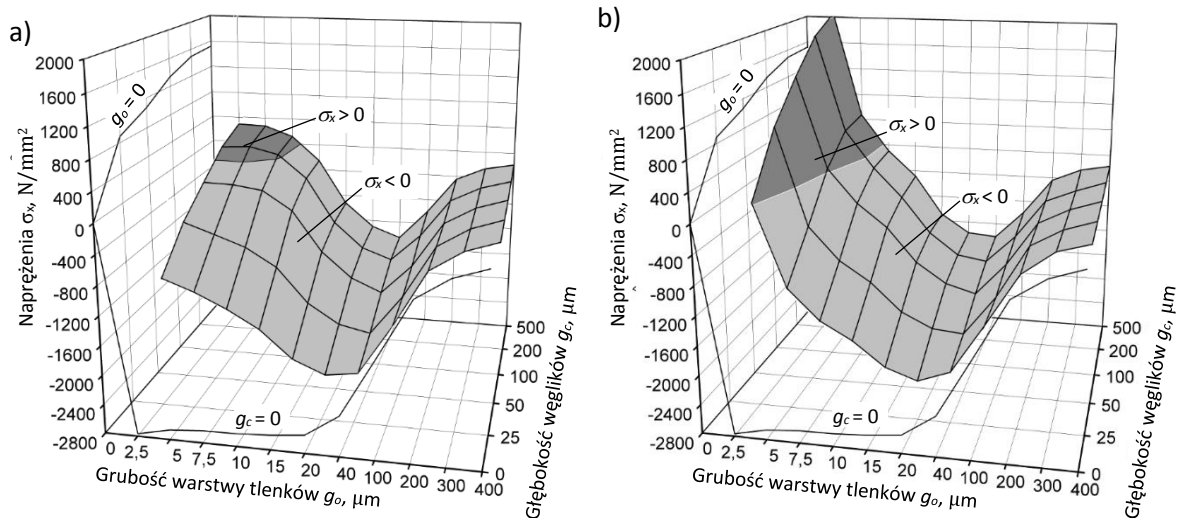
ziaren (rys. 10.6): $a = 4,4 \text{ mm}$, $b = 4,8 \text{ mm}$, $h = 3 \text{ mm}$, zaś siatkę węglików zastąpiono ciągłą, jednolitą strefą wydzielen o grubości $a_c = 8 \text{ }\mu\text{m}$. Przyjęto takie same wartości stałych materiałowych jak w przypadku pojedynczych wydzielen. Jako obciążenie założono jednoczesną zmianę temperatury w całej objętości modelu z początkowej $900 \text{ }^\circ\text{C}$ do $20 \text{ }^\circ\text{C}$. Podobnie jak w poprzednim przypadku, w modelu MES sformułowano utwierdzenie, zabierając węzłom leżącym na trzech prostopadłych płaszczyznach symetrii swobodę w kierunku prostopadłym do danej płaszczyzny.



Rys. 10.6. Model z ciągłą siatką węglików na granicy ziaren austenitu

Wyniki obliczeń dla opisanego modelu przedstawiono na wykresach na rys. 10.7-10.9. Rys. 10.7 przedstawia w formie wykresu przestrzennego związek pomiędzy naprężeniami kierunkowymi σ_x na powierzchni warstwy tlenków znajdującej się nad strefą wydzielen węglików a głębokością g_c tej strefy oraz grubością g_o warstwy tlenków. Na rysunku naniesiono także linie odniesienia odpowiadające wynikom uzyskanym dla przypadków, w których nie ma warstwy nawęglonej ($g_c = 0$) oraz dla przypadków, w których na powierzchni nie ma warstwy tlenków ($g_o = 0$).

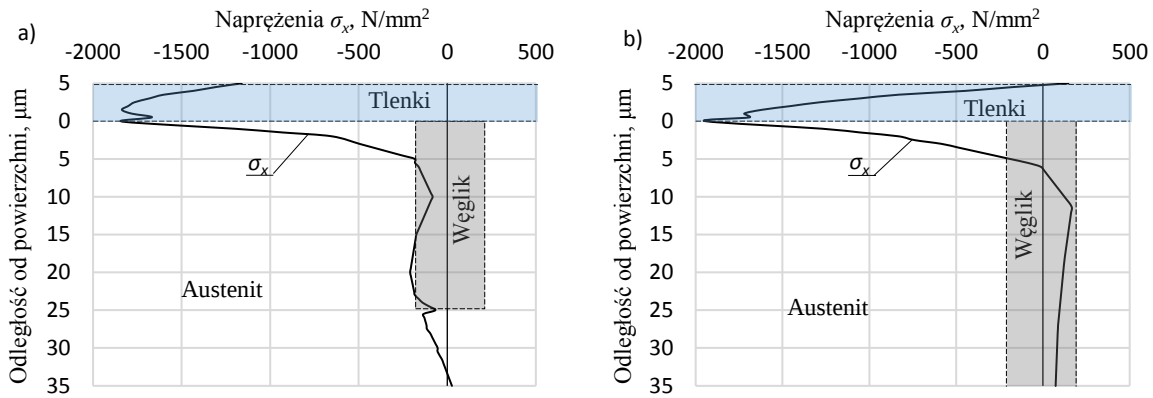
Z wykresu jest wyraźnie widoczne, że istnieją takie kombinacje wartości parametrów g_c i g_o , przy których na powierzchni warstwy tlenków zamiast naprężeń ściskających pojawiają się naprężenia rozciągające. Ich wystąpieniu sprzyja stosunkowo cienka warstwa tlenków i duża grubość warstwy nawęglonej. Można także zauważyć, iż wyższych naprężeń rozciągających należy spodziewać się nad granicą węglík-austenit.



Rys. 10.7. Wpływ głębokości warstwy nawęglonej g_c i grubości warstwy tlenków g_o na naprężenia σ_x powstające na powierzchni stopu: a) nad osią centralną węglików, b) nad granicą węglík-austenit

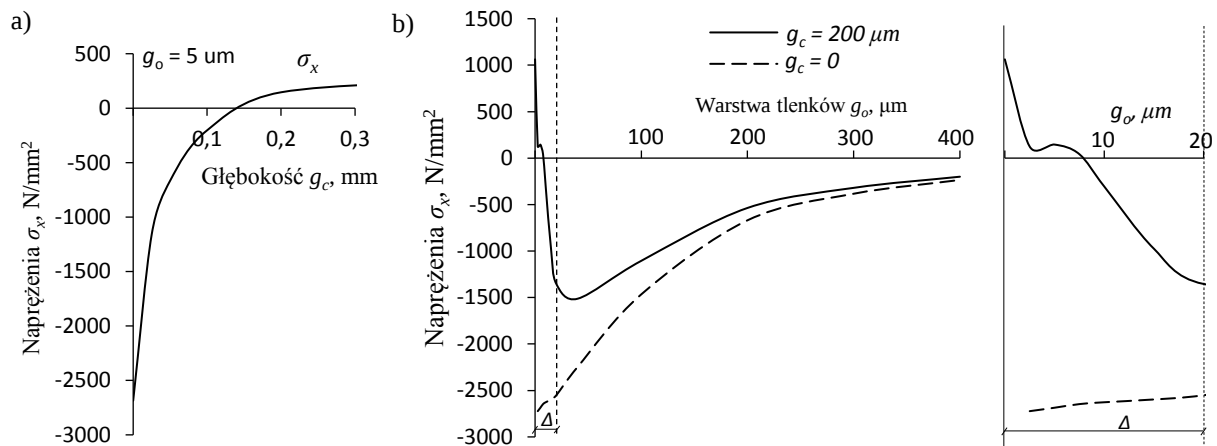
Na rys. 10.8 przedstawiono rozkład naprężeń σ_x wzdłuż osi z , w warstwie tlenków i znajdującej się pod nią warstwie węglików, dla dwóch przypadków: gdy głębokość strefy nawęglonej g_c wynosiła 25 μm (rys. 10.8a) i gdy głębokość ta wynosiła 200 μm (rys. 10.8b). Obydwa rozkłady naprężeń wyznaczono przy założeniu tej samej grubości warstwy tlenków g_o wynoszącej 5 μm . Widoczne jest, że przy warstwie węglików o mniejszej głębokości, naprężenia na powierzchni tlenków i wewnątrz samej warstwy są ściskające. Otrzymany rozkład naprężeń jest jakościowo podobny do uzyskanego dla pojedynczego wydzielenia (rys. 10.2b). W przypadku, gdy głębokość strefy wydzieleni węglików jest większa (rys. 10.8b), na powierzchni warstwy tlenków znajdującej się nad nią pojawiają się naprężenia rozciągające. Widać również, że naprężenia rozciągające występują także w warstwie węglików. Otrzymane wyniki wskazują, że duże głębokości ciągłej siatki węglików na granicach ziaren sprzyjają inicjacji i propagacji pęknięć od powierzchni elementu oraz, że takie obszary mogą być szczególnie podatne na działanie zmęczenia cieplnego wywołanego kolejnymi cyklami eksploatacji w warunkach nagłych zmian temperatury.

Otrzymaną zależność wpływu głębokości warstwy nawęglonej na naprężenia powstające na powierzchni tlenków w czasie chłodzenia, przy założeniu ich grubości wynoszącej 5 μm , przedstawiono na wykresie na rys. 10.9a. Widoczne jest, iż w miarę wzrostu głębokości warstwy nawęglonej naprężenia ściskające na powierzchni tlenków szybko maleją, a następnie zmieniają znak na rozciągające. Przy dalszym wzroście warstwy nawęglonej, naprężenia rozciągające na powierzchni warstwy tlenków rosną asymptotycznie do wartości granicznej wynoszącej około 270 N/mm^2 . Dalszy wzrost grubości warstwy węglików nie przekłada się na znaczący wzrost naprężeń na powierzchni.



Rys. 10.8. Naprężenia σ_x w warstwie tlenków i znajdującym się pod nią obszarze węglików przy różnej głębokości g_c tego obszaru: a) $g_c = 25 \mu\text{m}$, b) $g_c = 200 \mu\text{m}$

Z kolei na wykresie umieszczonym na rysunku 10.9b przedstawiono zależność naprężeń σ_x pojawiających się na powierzchni warstwy tlenków w czasie chłodzenia w zależności od grubości tej warstwy, przy założeniu, iż głębokość warstwy nawęglonej jest stała i wynosi $200 \mu\text{m}$. Dla porównania na wykresie zamieszczono również zależność naprężeń σ_x przy założeniu braku warstwy węglików pod powierzchnią warstwy tlenków. Z tego porównania widać, że przy warstwie tlenków o niedużej grubości ($g_o < 20 \mu\text{m}$), wpływ znajdującej się pod



Rys. 10.9 Zmiany naprężeń σ_x na powierzchni warstwy tlenków: a) w zależności od głębokości g_c warstwy nawęglonej ($g_o = 5 \mu\text{m}$), b) w zależności od grubości warstwy tlenków przy braku wydzielen węglików ($g_c = 0 \mu\text{m}$) oraz przy głębokości warstwy nawęglonej wynoszącej $g_c = 200 \mu\text{m}$

nią warstwy nawęglonej jest bardzo duży. Wraz ze zwiększaniem się grubości warstwy tlenków wpływ znajdującej się pod nią strefy węglików maleje, a na powierzchni powstają silne naprężenia ściskające, tak jak ma to miejsce, gdy węglików nie ma lub są małe i występują pojedynczo.

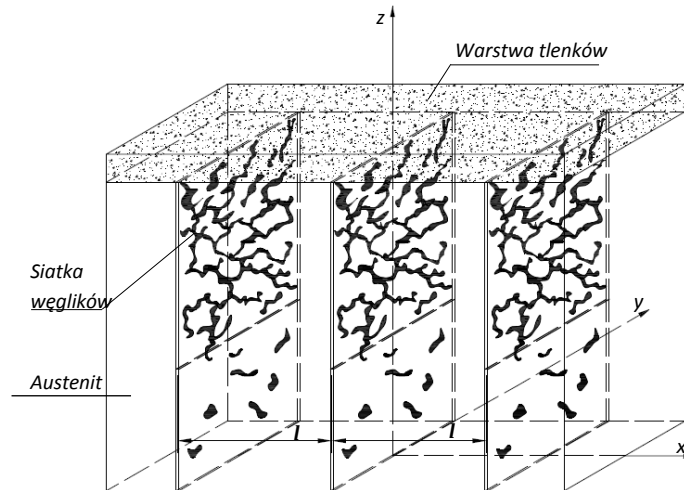
Występowanie naprężeń rozciągających mogących w konsekwencji doprowadzić do inicjacji rozwijających się pęknięć można tłumaczyć faktem, iż w wyniku różnej rozszerzalności cieplnej

warstwy węglików i austenitu następuje, w czasie chłodzenia, blokowanie przemieszczeń warstw tlenków znajdujących się nad węglikiem w stosunku do warstw tlenków nad znacznie bardziej kurczącym się od węglików austenitem. W rezultacie dochodzi do względnego przemieszczania się sąsiadujących ze sobą obszarów w warstwie tlenków, skutkiem czego jest pojawienie się w tych obszarach, w czasie chłodzenia, dużych naprężeń rozciągających. Przy dużej grubości warstwy tlenków, w stosunku do rozmiarów węglików wydzielających się pod nią na granicach ziaren austenitu, efekt ten ma coraz mniejszy wpływ na naprężenia pojawiające się na powierzchni w czasie zmiany temperatury. Jednak przy cienkich warstwach tlenków może inicjować powstawanie pęknięć, które z jednej strony ulegają łatwiejszej propagacji po węglikach wydzielających się na granicach ziaren, a z drugiej powodują przerwanie ciągłości ochronnej warstwy tlenków blokującej dyfuzję węgla w głąb materiału.

10.3. Wpływ wielkości ziaren austenitu

Z przeprowadzonych badań palet, używanych w piecach do nawęglania i wycofanych z eksploatacji, wynika, że pojawiające się pęknięcia występowały głównie na granicach ziaren, przy czym pojawiały się one częściej w stopach gruboziarnistych. W związku z tym przeprowadzono analizy numeryczne wpływu wielkości ziarna na wielkość naprężeń wywołanych nagłą zmianą temperatury. W tym celu zmodyfikowano model obliczeniowy, tak by zawierał kilka warstw wydzieleń węglików znajdujących się na granicach ziaren. Zamiast jednej, przyjęto trzy równoległe strefy wydzieleń węglików odpowiadające równoległym granicom ziaren (rys. 10.10). W modelu przyjęto, że strefy skrajne położone są symetrycznie względem strefy środkowej, a więc że ograniczone nimi ziarna są jednakowej wielkości. Odległość między strefami skrajnymi a środkową oznaczono jako l . W przeprowadzonych obliczeniach badano wpływ wielkości ziarn, to jest przyjętej odległości l , między strefami wydzieleń węglików na wielkość naprężeń σ_x na powierzchni warstwy tlenków nad centralną strefą wydzieleń.

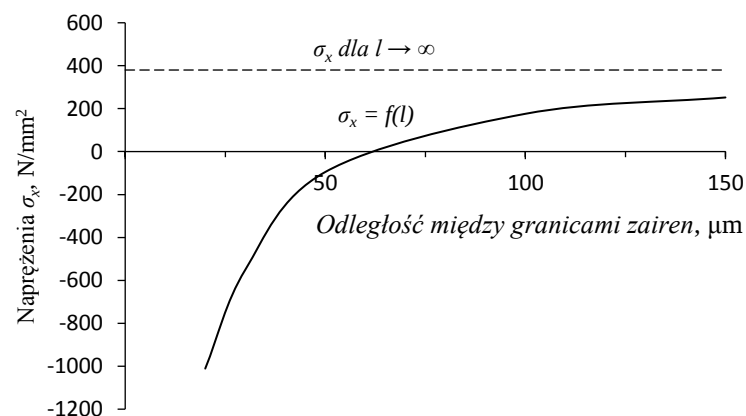
Przyjęto, że głębokość stref wydzieleń jest jednakowa i wynosi $g_c = 200 \mu\text{m}$, a grubość warstwy tlenków znajdujących się na powierzchni $g_o = 5 \mu\text{m}$. Obliczenia przeprowadzono dla różnych wartości odległości l , w granicach $l = 20 \div 150 \mu\text{m}$. Wartości pozostałych parametrów geometrycznych i danych materiałowych przyjęto takie same, jak w przypadku modelu z pojedynczą strefą wydzieleń węglików.



Rys. 10.10. Model z trzema strefami wydzielen węglików na granicach ziaren austenitu pod warstwą tlenków

Wyznaczoną numerycznie zależność naprężeń σ_x na powierzchni, w funkcji wartości przyjętego parametru l przedstawiono na wykresie umieszczonym na rys. 10.11. Analizując otrzymane wyniki można stwierdzić, iż wraz ze wzrostem odległości stref wydzielen węglików, czemu odpowiada większa wielkość ziarna, naprężenia w warstwie tlenków nad granicami ziaren rosną, dążąc do wartości uzyskanych dla modelu z pojedynczą strefą wydzielen.

Na podstawie przedstawionych wyników wyraźnie widać, że gruboziarnista struktura austenitu sprzyja inicjacji pęknięć. Fakt, iż osprzęt do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, w którym obserwuje się powstawanie pęknięć wykonywany jest ze stali austenitycznych o gruboziarnistej strukturze jest zbieżny z otrzymanymi rezultatami przeprowadzonych obliczeń.



Rys. 10.11. Wpływ wielkości ziaren na naprężenia na powierzchni warstwy tlenków przy $g_c = 200 \mu m$ i $g_o = 5 \mu m$

10.4. Synergia mikronaprężeń strukturalnych i naprężeń wywołanych gradientem temperatury

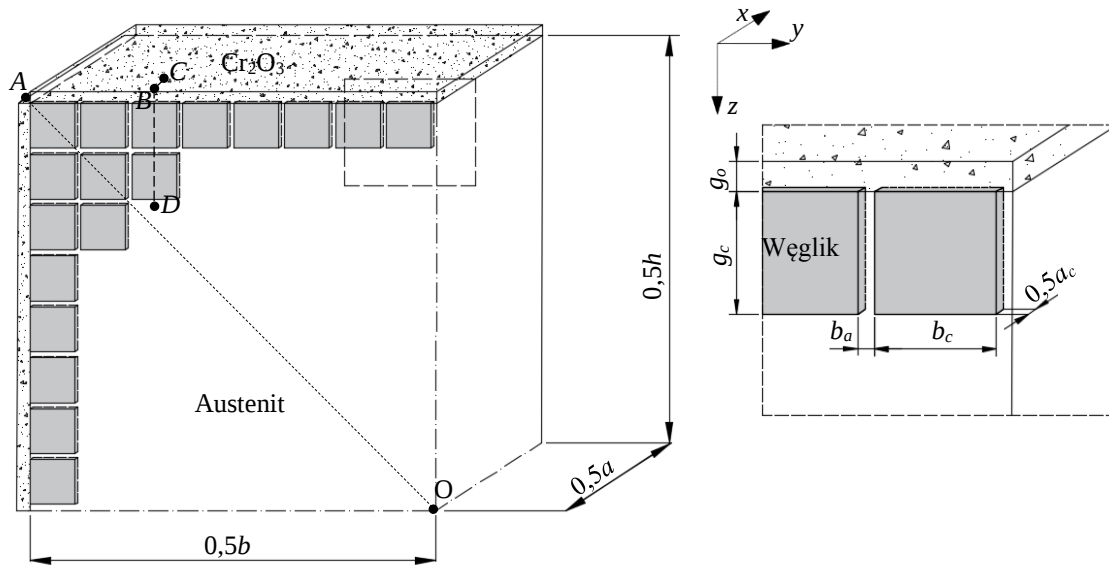
Na podstawie przedstawionych wyników, można stwierdzić, iż w rzeczywistości, pomimo obecności cienkiej warstwy tlenków na powierzchni stopu, duże skupiska wydzielen węglików występujące na granicach ziaren strefy nawęglonej stopów żarowytrzymałych, stwarzają warunki sprzyjające inicjacji pęknięć rozchodzących się od powierzchni w głąb stopu. Wzrost głębokości strefy nawęglonej stwarza warunki sprzyjające powstaniu, podczas gwałtownych procesów chłodzenia, naprężeń rozciągających w strefie przypowierzchniowej odlewu.

Przedstawione wyniki zostały uzyskane dla modeli, w których jako źródło powstających naprężeń uwzględniano wyłącznie naprężenia strukturalne spowodowane różną rozszerzalnością cieplną węglików, tlenków i osnowy austenitycznej. Z tego powodu, jako obciążenie przyjęto w nich jednoczesną, taką samą zmianę temperatury we wszystkich węzłach modelu. W praktyce taka zmiana temperatury nie występuje, a podczas procesów chłodzenia i nagrzewania, nawet na niewielkich głębokościach powstaje niejednorodne pole temperatury, cechujące się jej gradientem. Oznacza to, że naprężenia wywołane różną rozszerzalnością występujących składników strukturalnych, nie występują w odlewach samodzielnie, a nakładają się z powstającymi w tych samych warunkach naprężeniami cieplnymi wywołanymi przez tworzący się gradient temperatury.

Wpływa to oczywiście na rozkład naprężeń jaki powstaje w strefie przypowierzchniowej odlewów, podczas ich chłodzenia, przy czym wypadkowy rozkład naprężeń nie jest prostą sumą naprężeń pochodzących od obydwóch źródeł analizowanych niezależnie. W związku z tym przeprowadzono analizy symulacyjne w celu uzyskania informacji o rozkładzie naprężeń w strefie przypowierzchniowej nawęglonego stopu, przy uwzględnieniu jednoczesnego oddziaływania obydwóch źródeł naprężeń związanych z nagłą zmianą temperatury, tj. gradientu temperatury na przekroju ścianki i różnej rozszerzalności cieplnej składników strukturalnych.

Obliczenia te przeprowadzono na modelu przedstawionym na rys. 10.12. Reprezentuje on wycinek żebra pionowego palety o wymiarach 4x4x4 mm. Strefę zwiększonej koncentracji węglików na granicy ziaren austenitu w nawęglonej warstwie przypowierzchniowej stopu zamodelowano strefą utworzoną z prostopadłościennych obszarów wydzielen węglików o wymiarach 8x220x220 μm , rozmieszczonych tak, jak przedstawiono to na rysunku. Odstęp pomiędzy kolejnymi obszarami wydzielen węglików wynosił 30 μm . W analizach przyjęto, iż od powierzchni zamodelowany wycinek ścianki palety jest pokryty warstwą tlenków o grubości $g_0 = 5 \mu\text{m}$. Ponieważ w obliczeniach założono pełną symetrię geometryczną modelu, analizy przeprowadzono na 1/8 jego całości. Dokładne wymiary geometryczne, zgodnie z oznaczeniami umieszczonymi na rys. 10.12, wynosiły:

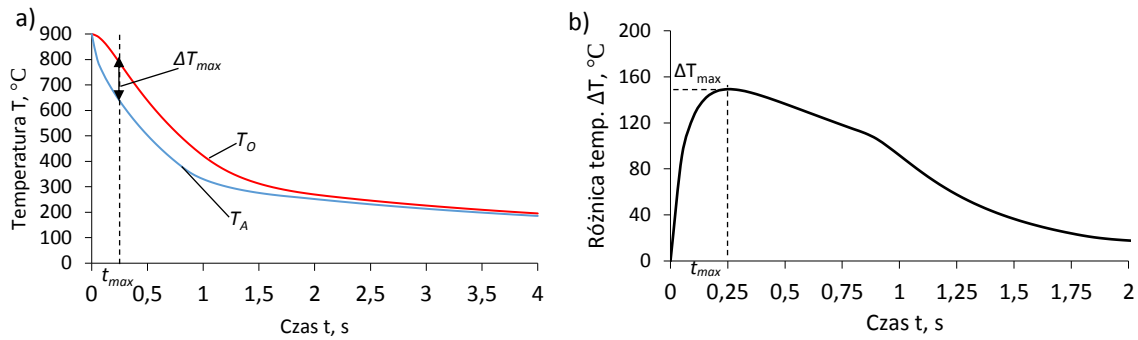
$a = 4 \text{ mm}$, $b = 4 \text{ mm}$, $h = 4 \text{ mm}$, $g_o = 0,005 \text{ mm}$, $g_c = 0,22 \text{ mm}$, $b_c = 0,22 \text{ mm}$, $b_a = 0,03 \text{ mm}$, $a_c = 0,008 \text{ mm}$.



Rys. 10.12. Model przyjęty w analizach naprężeń spowodowanych jednocześnie różną rozszerzalnością cieplną faz oraz gradientem temperatury

Pierwszym krokiem potrzebnym do przeprowadzenia analiz naprężeń spowodowanych gradientem temperatury było wykonanie dla przedstawionego modelu analiz przepływu ciepła. W obliczeniach założono, iż chłodziwem jest olej o temperaturze $20 \text{ }^{\circ}\text{C}$, a temperatura początkowa procesu wynosi $900 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Jako uproszczenie założono, że rozpatrywany model pod względem właściwości cieplnych jest jednorodny, tj. założono takie same wartości współczynnika przewodności cieplnej oraz ciepła właściwego, w każdym punkcie modelu. Przyjęto wartości tych parametrów zgodne z wartościami przedstawionymi dla staliwa 1.4849 w rozdziale VIII. Współczynnik przenikania ciepła przyjęto zgodnie z zależnością dla oleju wyznaczoną w rozdziale IX.

Przeprowadzone obliczenia przepływu ciepła dostarczyły informacji o zmianach temperatury w poszczególnych obszarach modelu podczas pierwszych sekund procesu chłodzenia. Uzyskane wyniki przedstawiono na rys. 10.13. Odpowiednio na rys. 10.13a pokazano zmiany temperatury na powierzchni (punkt A) i w środku (punkt O) modelu, a na rys. 10.13b przedstawiono wyznaczoną numerycznie zmianę różnicy temperatury pomiędzy tymi punktami. Na podstawie przedstawionego wykresu można stwierdzić, iż najwyższa różnica temperatury na kierunku wyznaczonym przez te dwa punkty wystąpiła po czasie $t_{\max} = 0,25 \text{ s}$ i wynosiła $147 \text{ }^{\circ}\text{C}$. W związku z tym, rozkład temperatury w analizowanym modelu po tym właśnie czasie przyjęto jako obciążenie w analizach naprężeń spowodowanych gradientem temperatury.



Rys. 10.13. Wyniki analiz numerycznych przepływu ciepła: a) Zmiana temperatury na powierzchni modelu (punkt A) i w jego środku (punkt O), b) zmiana różnicy temperatury ΔT pomiędzy środkiem modelu i jego narożem w funkcji czasu chłodzenia

W analizie naprężeń dla każdej z trzech uwzględnionych w modelu faz występujących w staliwie (austenitu, węglików i tlenków) założono odpowiednie dla nich właściwości mechaniczne, zgodne z wartościami przyjętymi dla innych modeli przedstawionych w tym rozdziale. Obliczenia wykonano zarówno z uwzględnieniem gradientu temperatury, jak i bez uwzględnienia jego oddziaływania. W przypadkach z uwzględnieniem oddziaływania gradientu temperatury obciążeniem była jej zmiana z początkowej 900 $^{\circ}\text{C}$ do temperatury jaka dla każdego węzła modelu została wyznaczona w analizach przepływu ciepła po czasie $t_{max} = 0,25$ s od rozpoczęcia chłodzenia. W drugim przypadku założonym obciążeniem była nagła zmiana temperatury z początkowej wynoszącej 900 $^{\circ}\text{C}$ do temperatury 638 $^{\circ}\text{C}$, która wyznaczona została na powierzchni modelu w punkcie A po upływie 0,25 s od rozpoczęcia chłodzenia.

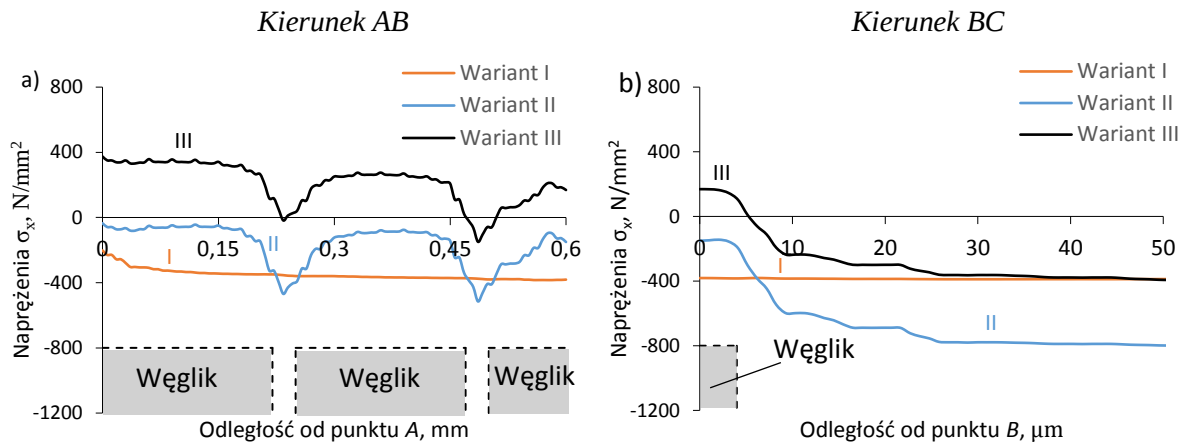
W celu dokładniejszej analizy wzajemnego wpływu obydwu analizowanych źródeł naprężeń, a więc gradientu temperatury i różnej rozszerzalności cieplnej składników strukturalnych stopu, obliczenia przeprowadzono przy trzech wariantach warunków symulacji, przy czym w każdym z nich uwzględniono obecność na powierzchni warstwy tlenków. Były to:

- wariant I* – z uwzględnieniem rozkładu temperatury jaki został dla badanego modelu wyznaczony po 0,25 s chłodzenia, ale bez uwzględnienia stref wydzielen węglików (pominięcie wpływu różnicy w rozszerzalności cieplnej między austenitem a węglnikami),
- wariant II* – z uwzględnieniem stref wydzielen węglików, ale z założeniem jednoczesnej zmiany temperatury do 638 $^{\circ}\text{C}$ w całej objętości materiału (pominięcie wpływu tworzącego się gradientu temperatury),
- wariant III* – z uwzględnieniem gradientu temperatury oraz stref wydzielen węglików (przypadek ogólny, uwzględniający jednoczesne oddziaływanie obydwóch źródeł naprężeń).

Na rys 10.14. przedstawiono rozkłady naprężeń σ_x na powierzchni warstwy tlenków pokrywających stop dla trzech analizowanych wariantów, w dwóch kierunkach AB i BC

wyznaczonych przez punkty A, B i C zgodnie z oznaczeniami na rys. 10.12. Odpowiednio na rys. 10.14a przedstawiono rozkład naprężeń wzdłuż linii AB – nad warstwą węglików, a na rysunku 10.14b na kierunku prostopadłym BC.

W wariancie I, na obydwóch kierunkach uzyskano naprężenia ściskające. Z pominięciem obszaru przy krawędzi modelu (otoczenie punktu A) wartość otrzymanych naprężeń na analizowanych kierunkach zmienia się w niewielkim stopniu. Dla materiału jednorodnego naprężenia spowodowane gradientem temperatury podczas chłodzenia powinny być przy powierzchni, w pierwszym etapie tego procesu, rozciągające. W analizowanym wariancie obliczeń, materiał nie jest jednak jednorodny, ponieważ na powierzchni występuje warstwa tlenków. Naprężenia spowodowane gradientem temperatury nakładają się więc z naprężeniami strukturalnymi spowodowanymi mniejszą niż u austenitu rozszerzalnością cieplną tej warstwy, powodując powstawanie w niej naprężeń ściskających, które nie sprzyjają inicjacji pęknięć.



Rys. 10.14. Rozkład naprężeń σ_x na powierzchni warstwy tlenków znajdującej się nad modelowaną warstwą węglików: a) kierunek AB, b) kierunek BC

Rozkłady naprężeń uzyskane przy założeniach zgodnych z wariantem II, pokrywają się z rezultatami obliczeń dla modeli zaprezentowanych we wcześniejszych podrozdziałach tego rozdziału. Na uzyskanych wykresach wyraźnie widać, iż obecność pod warstwą tlenków wydzielen węglików wpływa na rozkład naprężeń uzyskany na powierzchni. Co prawda dla danych parametrów geometrycznych tego modelu, zarówno w obszarach warstwy tlenków znajdujących się nad węglnikami, jak i nad austenitem, powstały naprężenia ściskające, jednak naprężenia ściskające nad obszarami wydzielen węglików mają znacznie niższą wartość, co jest widoczne na obydwóch analizowanych kierunkach.

Inny charakter powstających naprężeń uzyskano przy założeniach zgodnych z wariantem III. Rozkład naprężeń σ_x uzyskany dla tego przypadku, ma przebieg przypominający kształtem rezultaty

uzyskane dla wariantu *II*. Jednak przez jednoczesne uwzględnienie oddziaływania gradientu temperatury, osiągane wartości są przesunięte w stronę naprężeń rozciągających. W przypadku tym nad strefami wydzielen węglików powstały silne naprężenia rozciągające. Taki rozkład naprężeń w rzeczywistości mógłby predysponować obszary powierzchniowej warstwy tlenków, znajdujące się nad strefami dużej koncentracji wydzielen węglików, do powstawania w nich lokalnych mikropęknięć, naruszających ciągłość tej warstwy.

Wykresy rozkładu naprężeń na kierunku od powierzchni stopu w jego głąb, dla trzech analizowanych wariantów przedstawiono na rys. 10.15. Wykresy te przedstawiają rozkłady naprężeń σ_x , wzdłuż linii wyznaczonej punktami *B* i *D* (wg oznaczeń na rys. 10.12) przechodzącej zarówno przez powierzchniową warstwę tlenków, jak i znajdującą się pod nią strefę wydzielen węglików (jeżeli występuje) oraz osnowę austenityczną.

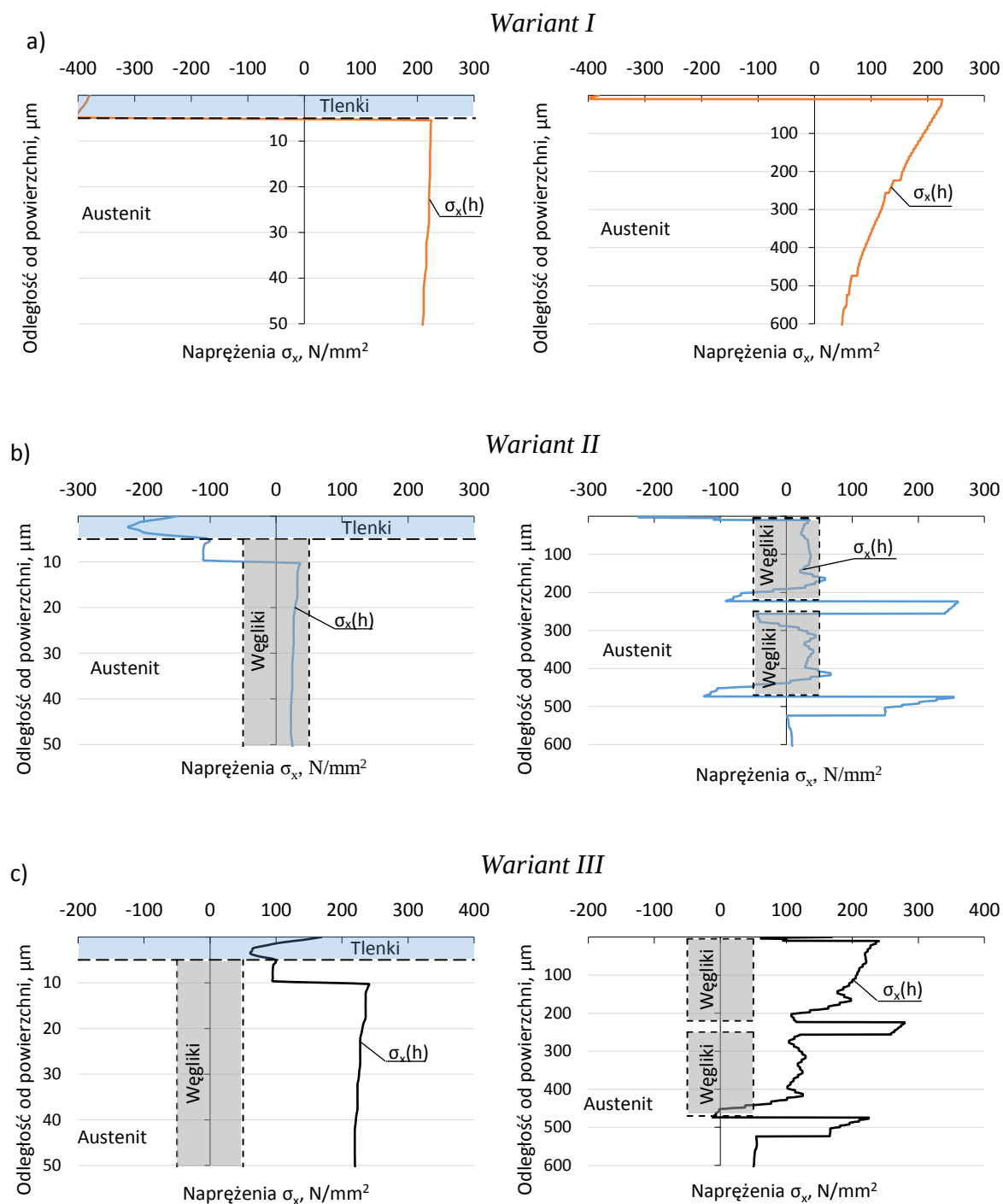
W przypadku wariantu *I*, zgodnie z wynikami przedstawionymi na wcześniejszych wykresach, można zaobserwować iż w warstwie tlenków powstały silne naprężenia ściskające, natomiast w znajdującym się niżej austenicie silne naprężenia rozciągające, które wraz z oddalaniem się od powierzchni są coraz niższe.

W wariantcie *II*, w warstwie tlenków, otrzymano naprężenia ściskające. W obszarze węglików, zarówno przy jego granicy z warstwą tlenków, jak i z austenitem również powstały naprężenia ściskające. Oddalając się od granicy tych obszarów, naprężenia w obszarze węglików zmieniają jednak charakter na rozciągający, osiągając przy tym wartości poniżej 60 MPa. W osnowie austenitycznej pomiędzy strefami wydzielen węglików powstały natomiast silne naprężenia rozciągające.

W wariantcie *III* uwzględniającym jednoczesne oddziaływanie gradientu temperatury i obecność obszarów wydzielen węglików, wzdłuż całej linii *BD* uzyskano naprężenia rozciągające. Najwyższe wartości uzyskano w obszarze austenitu pomiędzy wydzieleniami węglików, oraz w węgliku znajdującym się bezpośrednio pod warstwą tlenków (w strefie przypowierzchniowej stopu).

Analizując wykresy uzyskane dla wszystkich trzech wariantów, widać, iż te wyznaczone dla wariantu *III*, swoim przebiegiem najbardziej sprzyjają powstawaniu pęknięć rozchodzących się od powierzchni w głąb materiału. Poza naprężeniami rozciągającymi w warstwie tlenków, które sprzyjają przerwaniu ciągłości tej warstwy, co mogłoby skutkować kontynuacją dyfuzji atomów węgla do strefy przypowierzchniowej stopu, w wariantcie tym uzyskano także naprężenia rozciągające w kruchej warstwie węglików. Taki rozkład umożliwiałby zatem dalszą propagację pęknięć w głąb stopu, co jest zgodne z charakterem pęknięć obserwowanych w rzeczywistych odlewach. Nawet jeżeli pęknięcia te nie powstałyby w pojedynczym cyklu eksploatacji, uzyskany

charakter naprężeń pozwala przypuszczać, iż mogłyby one powstawać na drodze zachodzących w materiale zmian zmęczeniowych.



Rys. 10.15. Rozkład naprężeń wzdłuż linii BD: a) wariant I, b) wariant II, c) wariant III

Uwzględnienie w analizach numerycznych jednoczesnego oddziaływania różnych źródeł naprężeń zbliża warunki prowadzonych analiz symulacyjnych do warunków jakie występują w trakcie chłodzenia lub nagrzewania rzeczywistych obiektów. Porównując rozkłady uzyskane dla trzech analizowanych wariantów, można stwierdzić, iż jednoczesne oddziaływanie gradientu temperatury powstającego w chłodzonym odlewie oraz obecność węglików, jest czynnikiem sprzyjającym powstawaniu w trakcie chłodzenia, w strefie nawęglonej, rozkładów naprężeń umożliwiających zarodkowanie i rozwój mikropęknięć.

11. Analiza makronaprężeń spowodowanych gradientem temperatury

W poprzednim rozdziale przedstawiono wyniki analiz numerycznych dotyczących wpływu naprężeń wywołanych gradientem temperatury na lokalny rozkład naprężeń w warstwie przypowierzchniowej nawęglonego stopu austenitycznego, przy jednoczesnej obecności naprężeń strukturalnych. Naprężenia wywołane gradientem temperatury nie oddziałują jedynie lokalnie, ale mogą oddziaływać na znacznie większy obszar, nierzadko porównywalny z wymiarami samej konstrukcji oprzyrządowania. Wysokie wartości naprężeń tego rodzaju oraz ich cykliczne oddziaływanie powoduje, że są one istotnym czynnikiem przyczyniającym się do rozwoju procesów zmęzeniowych odpowiedzialnych za niszczenie analizowanych odlewów oprzyrządowania pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej.

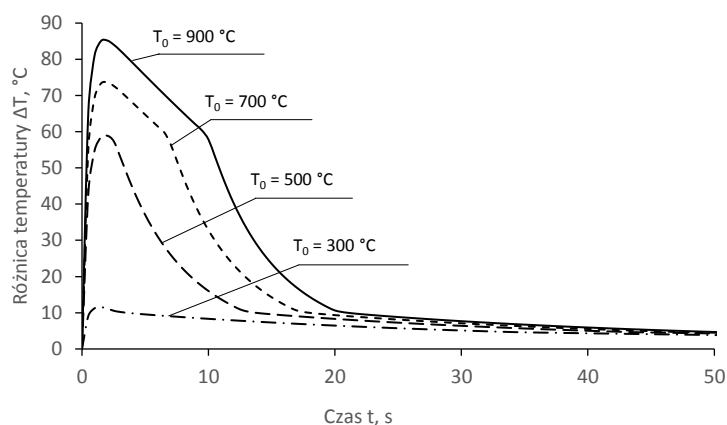
W trakcie eksploatacji palet, podczas każdego cyklu cieplnego, pomiędzy różnymi obszarami palety powstają różnice temperatury odpowiedzialne za tworzenie się gradientu cieplnego. Różnice te mogą powstawać na stosunkowo małych obszarach obejmujących swoim zakresem przekrój pojedynczej ścianki palety, jak i pomiędzy obszarami o wymiarach porównywalnych z całkowitą wielkością danej konstrukcji. W zależności od przyczyny, kierunku działania i wielkości powstałych naprężeń, różne będą skutki ich oddziaływania obserwowane w postaci pęknięć i deformacji. W niniejszym rozdziale przedstawiono wyniki analiz numerycznych rozkładów naprężeń cieplnych na wybranych obszarach palety oraz wyniki analiz wpływu różnych czynników konstrukcyjnych i eksploatacyjnych na kształtowanie się tych rozkładów.

11.1. Naprężenia na przekroju żebra pionowego palety

Podczas chłodzenia lub nagrzewania dowolnego elementu, powstaje w nim gradient temperatury na kierunku pomiędzy jego powierzchnią a rdzeniem. W przypadku palet wysoki gradient temperatury tworzy się na przekroju poprzecznym ich ścianek, wzdłuż ich grubości. Wartość tego gradientu uwarunkowana jest kinetyką zmiany temperatury, zależną zarówno od rodzaju medium chłodzącego, warunków początkowych procesu chłodzenia, jak i od materiału i wymiarów geometrycznych chłodzonego elementu. Badania wpływu wybranych zmiennych na kinetykę

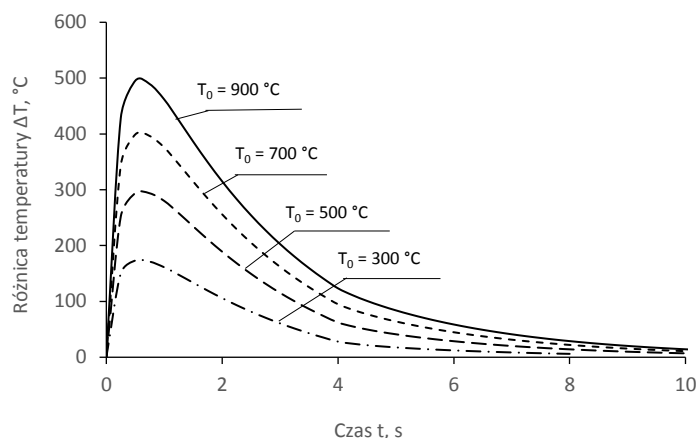
chłodzenia pojedynczego żebra palety zostały przedstawione w rozdziale IX niniejszej pracy. Na podstawie przeprowadzonych badań opracowany został numeryczny model przepływu ciepła w pionowych żebrach palety, który wykorzystano do wyznaczenia ilościowych zmian rozkładu temperatury na przekroju żebra, w funkcji czasu chłodzenia. Wyniki te przyjęto jako dane wejściowe w analizach naprężeń cieplnych powstających na przekroju chłodzonego żebra, opisanych w niniejszym podrozdziale.

Przy tworzeniu się naprężeń cieplnych ważna jest nie tyle sama wartość temperatury w poszczególnych obszarach przekroju, co jej różnica pomiędzy tymi obszarami. Na rys. 11.1-2 przedstawiono wykresy obrazujące wpływ temperatury początkowej T_0 procesu chłodzenia na różnicę temperatury pomiędzy rdzeniem a powierzchnią żebra przy chłodzeniu w oleju (rys. 11.1) i w wodzie (rys. 11.2). Na podstawie przedstawionych wykresów dla każdego z przypadków wyznaczono czas t_{max} , po upływie którego różnica ta była największa.



Rys. 11.1. Wpływ temperatury początkowej procesu chłodzenia na zmianę różnicy temperatury pomiędzy rdzeniem ścianki palety a jej powierzchnią przy chłodzeniu w oleju

Wyznaczenie zmian rozkładów temperatury w czasie oraz ustalenie czasu t_{max} dla każdego przypadku, było pierwszym krokiem do przeprowadzenia obliczeń naprężeń powstających na przekroju żebra. W prowadzonych analizach wytrzymałościowych jako obciążenie założono gwałtowną zmianę temperatury z początkowej T_0 , do rozkładu temperatury, który dla każdego z rozpatrywanych przypadków został uzyskany po właściwym dla niego czasie t_{max} .



Rys. 11.2. Wpływ temperatury początkowej procesu chłodzenia na zmianę różnicy temperatury pomiędzy rdzeniem ścianki palety a jej powierzchnią przy chłodzeniu w wodzie

Uzyskane rozkłady naprężeń σ_x oraz naprężeń zredukowanych σ_{red} na przekroju modelu żebra dla temperatury początkowej T_0 wynoszącej 300 i 700 °C przedstawiono na rys. 11.3. Analizy naprężeń zredukowanych przeprowadzono dla palet w stanie wyjściowym – bez warstwy tlenków i bez narastającej w czasie eksploatacji warstwy nawęglonej, a więc z założeniem jednorodnego sprężysto-plastycznego materiału. W związku z tym do wyznaczenia naprężeń zredukowanych wykorzystano hipotezę Hubera-Misesa, zgodnie z którą naprężenia zredukowane wyznacza się z następujących zależności [133, 134]:

$$\sigma_{red} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_3 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (11.1)$$

lub:

$$\sigma_{red} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_z - \sigma_y)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (11.2)$$

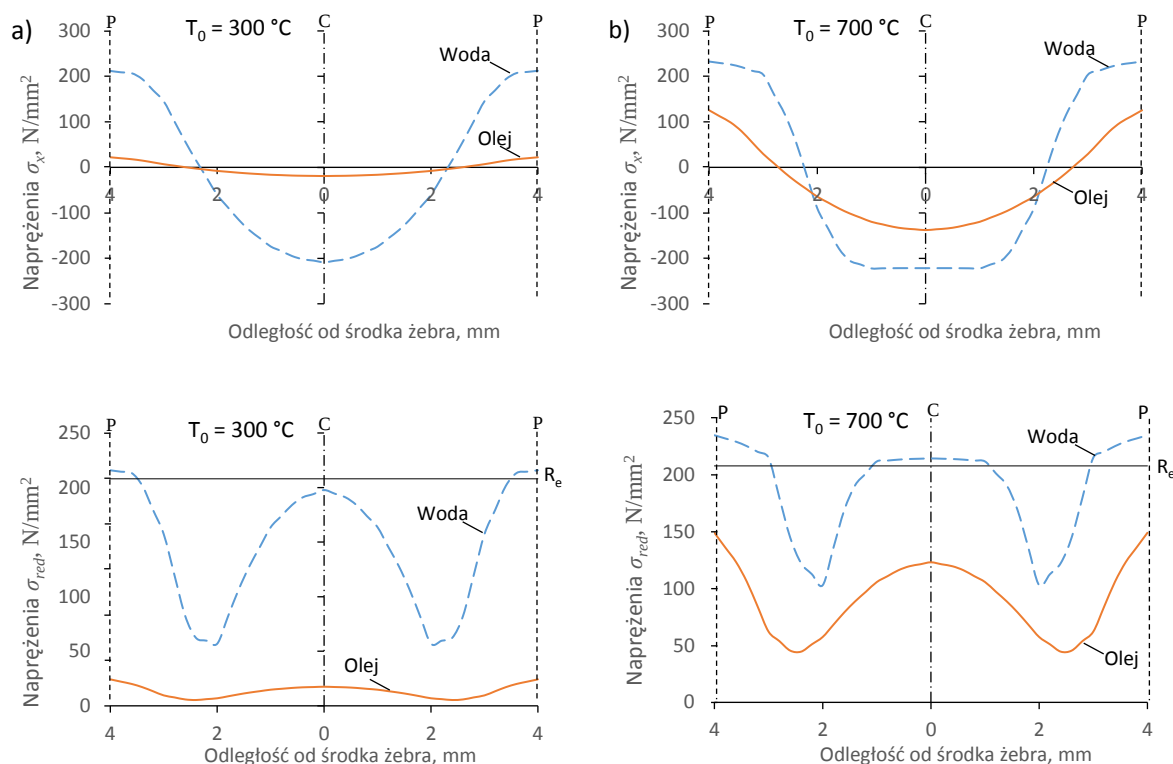
gdzie:

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – naprężenia główne,

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ – naprężenia normalne,

$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ – naprężenia styczne.

Rozkłady naprężeń wyznaczone dla obydwóch mediów chłodzących mają zbliżony przebieg. W przypadku naprężeń kierunkowych σ_x można zauważyć, iż w strefie przypowierzchniowej, po pierwszych chwilach procesu chłodzenia, pojawiają się naprężenia rozciągające, natomiast w rdzeniu naprężenia ściskające. Otrzymany w wyniku obliczeń rozkład jest więc zgodny jakościowo z rozkładem naprężeń w modelu chłodzonego wałka przedstawionym w [121], przytoczonym w niniejszej pracy w rozdziale IV.



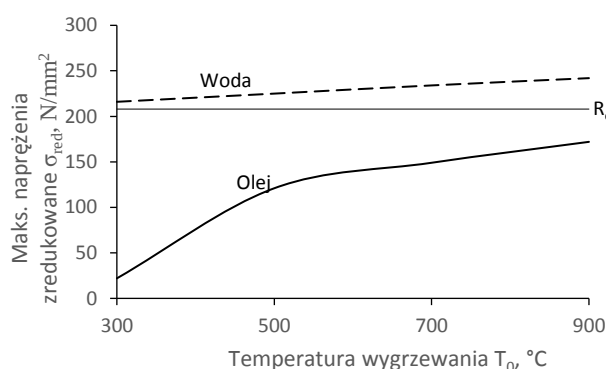
Rys. 11.3. Rozkład naprężeń σ_x i naprężeń zredukowanych σ_{red} po czasie t_{max} w przekroju poprzecznym pionowego żebra odlewu palety przy temperaturze początkowej T_0 wynoszącej: a) 300 °C, b) 700 °C

W analizowanych przypadkach zarówno przy chłodzeniu w wodzie, jak i mniej dynamicznym chłodzeniu w oleju, najwyższe naprężenia kierunkowe oraz zredukowane powstają przy powierzchni elementu, przy czym naprężenia uzyskane przy chłodzeniu w wodzie są znacznie wyższe. Różnica ta jest szczególnie widoczna przy stosunkowo niskiej temperaturze początkowej procesu jaką jest 300 °C. Przy chłodzeniu w wodzie, już przy tak niskiej temperaturze wyjściowej T_0 , dla rozkładu temperatury wyznaczonego po czasie t_{max} przekroczona została przy powierzchni, przyjęta w obliczeniach granica plastyczności, natomiast przy chłodzeniu w oleju naprężenia powstałe przy tej temperaturze początkowej są znacznie niższe, dalekie od spowodowania odkształceń plastycznych. Przy wyższej temperaturze początkowej procesy różnice w wartościach powstałych naprężeń są wyraźnie mniejsze, przy czym dalej chłodzenie w wodzie powoduje powstanie wyższych naprężeń.

Analizując otrzymane rozkłady naprężeń można także zauważyć, że im bardziej dynamiczny jest proces chłodzenia, tym bardziej strome jest przejście między częścią żebra, w której powstają naprężenia ściskające a częścią, w której powstają naprężenia rozciągające. Ulega także przesunięciu w głąb materiału punkt, w którym naprężenia zmieniają znak z rozciągających na ściskające, co oznacza, że przy chłodzeniu z wyższych temperatur oraz w bardziej dynamicznie odprowadzającym ciepło ośrodku, na tym etapie procesu (dla czasu t_{max}), strefa naprężeń rozciągających ma większy zasięg. Fakt ten może mieć istotne znaczenie przy rozwoju pęknięć powstających wzdłuż węglików

wydzielających się na granicach ziaren. Większy zasięg występowania naprężeń rozciągających, które nakładają się z naprężeniami spowodowanymi różną rozszerzalnością cieplną występujących składników strukturalnych, wspiera powstawanie tych pęknięć i ich dalszą propagację w kierunku rdzenia materiału.

Zależność wyznaczonych numerycznie maksymalnych naprężeń zredukowanych od temperatury wygrzewania T_0 dla procesu chłodzenia w oleju hartowniczym i wodzie przedstawiono na rys. 11.4. Tak, jak wynikało to z wykresów przedstawionych na rys. 11.3, naprężenia powstające przy chłodzeniu w wodzie dla całego zakresu temperatury są znacznie wyższe niż przy chłodzeniu w oleju, przy czym przy wyższej temperaturze początkowej T_0 różnice pomiędzy dwoma chłodziwami są wyraźnie mniejsze. W przypadku oleju, przy małych wartościach temperatury początkowej wartość powstających naprężeń jest niska. Dla wyższych wartości T_0 wartość naprężeń wyraźnie wzrasta, nie osiągając jednak w rozpatrywanym zakresie temperatury początkowej, przyjętej w analizach umownej granicy plastyczności. W przypadku chłodzenia w wodzie wzrost naprężeń w zależności od temperatury T_0 nie jest tak wyraźny, jednak założona w obliczeniach granica plastyczności została przekroczona już przy niskiej (mniejszej niż 300 °C) temperaturze początkowej.



Rys. 11.4. Zależność maksymalnych naprężeń zredukowanych σ_{red} na przekroju modelu żebra palety o grubości 8 mm od temperatury początkowej T_0 procesu chłodzenia

Przedstawione wyniki analiz numerycznych wskazują, że naprężenia spowodowane gradientem temperatury powstającym w wyniku gwałtownego chłodzenia na przekroju żebra palety do transportu wsadu mogą w czasie chłodzenia osiągać wartości przekraczające granicę plastyczności materiału, przyczyniając się do intensyfikacji procesu zmęczenia cieplnego. Na wartość tych naprężeń w głównej mierze wpływają czynniki eksploatacyjne, takie jak temperatura wygrzewania czy też rodzaj medium chłodzącego. Na czynniki te konstruktor oprzyrządowania technologicznego pieców nie ma jednak żadnego wpływu. W praktyce jedynym czynnikiem konstrukcyjnym mającym realny wpływ na gradient temperatury tworzący się na przekroju żeber pionowych palety, na dobór którego konstruktor ma wpływ, jest grubość ścianki palety.

Grubość żeber pionowych jest jednym z podstawowych wymiarów geometrycznych charakteryzujących każdą paletę do transportu wsadu w piecach, charakteryzującą się ażurową konstrukcją. Stanowi ona najmniejszy z trzech wymiarów geometrycznych prostopadłościennej ścianki palety, a więc także kierunek największego gradientu temperatury. Ponieważ na kierunku w jakim mierzona jest grubość ścianki palety rdzeń materiału znajduje się w najmniejszej odległości od powierzchni, przez którą zachodzi wymiana ciepła z otoczeniem, wielkość tego parametru geometrycznego ma istotny wpływ na rozkład temperatury powstający na przekroju chłodzonego żebra.

O istotności wpływu grubości ścianki na wartość powstających naprężeń może świadczyć zdjęcie rzeczywistej konstrukcji palety po pewnym czasie eksploatacji, pokazane na rys. 11.5. Przedstawia ono połączenie pierścieniowe palety, w którym na skutek wady spowodowanej przesunięciem rdzenia, jedna część pierścienia ma znacznie mniejszą grubość niż druga. Można zauważyć, że pomimo, iż obydwie części były eksploatowane w dokładnie takich samych warunkach, ilość pęknięć powstałych na grubszej części pierścienia jest znacznie większa.



Rys. 11.5. Pęknięcia na połączeniu pierścieniowym o nierównomiernej grubości ścianki

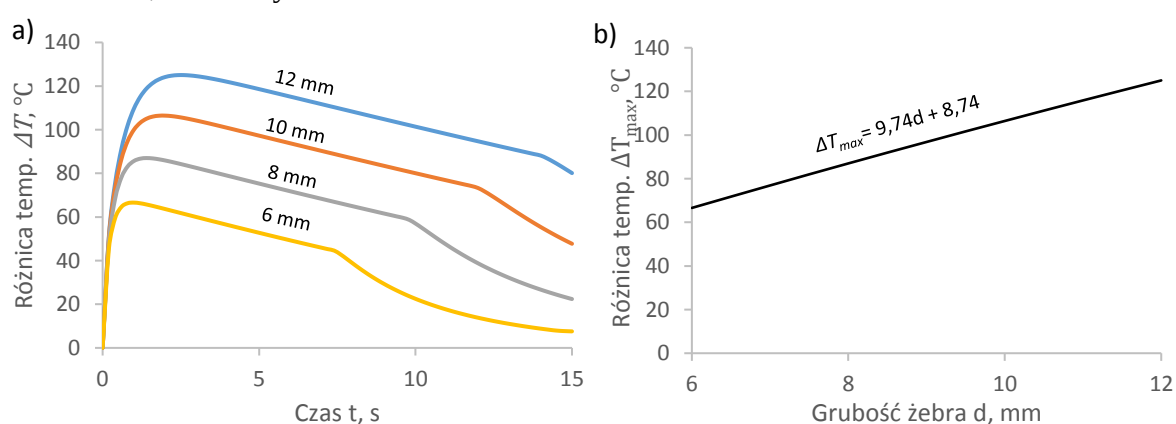
Grubość ścianki odlewu palety musi zapewnić spełnienie różnych, często sprzecznych, wymagań, zarówno technologicznych – związanych z wytworzeniem palety, jak i wytrzymałościowych – związanych z jej eksploatacją. Ścianka powinna mieć zatem możliwie stałe pole przekroju, a przy tym powinna zapewnić:

- odpowiednią wytrzymałość mechaniczną,
- minimalizację masy odlewu,
- możliwość odlania w technologii, którą posługuje się dana odlewnia przy zachowaniu odpowiedniej jakości odlewu,
- minimalizację gradientu temperatury powstającego na jej przekroju w czasie nagrzewania lub chłodzenia.

Przy próbie sformułowania kryterium optymalizacji należałoby zatem stosować optymalizację wielokryterialną, ponieważ finalna grubość żebra palety powinna stanowić kompromis pomiędzy stawianymi wymaganiami.

Z uwagi na istotę tego parametru geometrycznego przeprowadzono analizy symulacyjne wpływu grubości żebra palety na naprężenia wywołane gradientem temperatury na jego przekroju. Analizy przeprowadzono dla modelu żebra pionowego palety o wymiarach $80 \times 50 \times d$, gdzie d oznacza przyjętą grubość żebra z przedziału $d = 6 \div 12$ mm. Pierwszym etapem prowadzonych badań było przeprowadzenie analizy przepływu ciepła dla modeli MES z tak przyjętego przedziału zmienności parametru d . Z uwagi na lepsze dopasowanie doświadczalnej krzywej chłodzenia z jej numerycznym odpowiednikiem uzyskane w przypadku chłodzenia olejowego, analizy wpływu grubości ścianki palety wykonano przy założeniu tego medium chłodzącego. W obliczeniach przyjęto temperaturę początkową procesu wynoszącą 900°C oraz temperaturę oleju wynoszącą 20°C .

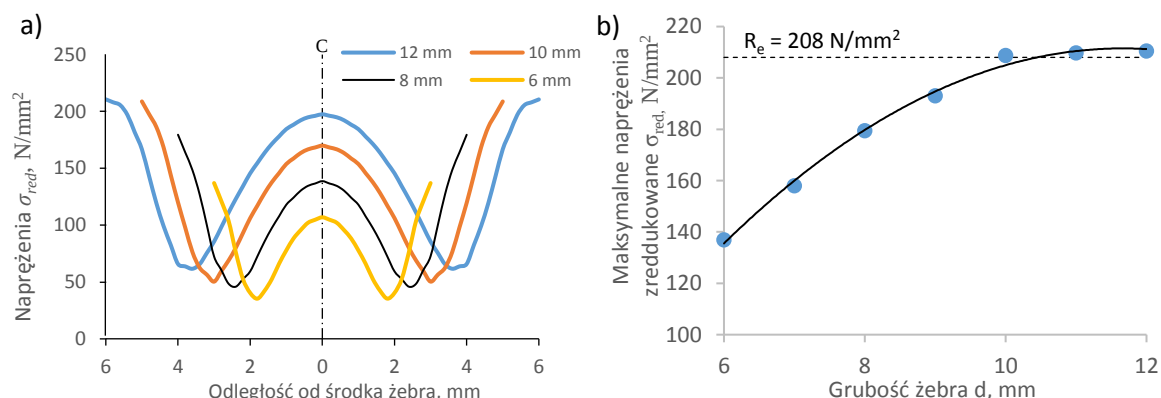
Na rys. 11.6 przedstawiono wyznaczone numerycznie wykresy wpływu grubości żebra na zmianę różnicy temperatury pomiędzy środkiem przekroju a punktem leżącym na jego powierzchni, umiejscowionym w najmniejszej odległości od środka (rys. 11.6a) oraz zależność maksymalnych różnic temperatury wyznaczonych na analizowanym kierunku od tej grubości (rys. 11.6b). Na podstawie przedstawionych wykresów można stwierdzić, iż różnica między temperaturą powierzchni i rdzenia w początkowej fazie chłodzenia w oleju silnie zależy od grubości żebra oraz, że dla rozpatrywanego przedziału grubości żeber d zależność maksymalnych różnic temperatury od grubości żebra jest w przybliżeniu liniowa. Dwukrotne zwiększenie grubości żebra palety z 6 do 12 milimetrów skutkowało wzrostem maksymalnej różnicy temperatury o 87,7 % oraz wzrostem czasu $t_{\max}$ z 1 do 2,6 sekundy.



Rys. 11.6. Wpływ grubości żebra odlewu palety na: a) zmianę różnicy temperatury pomiędzy jego środkiem a powierzchnią, b) maksymalne różnice temperatury przy chłodzeniu z 900°C w oleju (20°C)

Wykonane analizy przepływu ciepła wykorzystano jako dane wejściowe w analizach powstających naprężeń cieplnych. Podobnie, jak w przypadku analizy wpływu warunków chłodzenia na naprężenia, dla każdej z przyjętej w analizach wartości grubości d żebra, został wyznaczony czas t_{max} po którym osiągnięta została maksymalna różnica temperatury pomiędzy rdzeniem modelu a jego powierzchnią. Następnie jako obciążenie założono nagłą zmianę temperatur z temperatury wynoszącej 900°C do rozkładu uzyskanego dla danego przypadku po czasie t_{max} .

Wyniki przeprowadzonych analiz numerycznych przedstawiono na wykresach na rys. 11.7. Na rys. 11.7a pokazano rozkłady naprężeń zredukowanych wzdłuż przekroju poprzecznego żebra w zależności od odległości od jego środka. Widoczne jest, że rozkłady naprężeń otrzymane dla poszczególnych przypadków są zbliżone do siebie przebiegiem, ale różnią się znacznie pod względem wyznaczonych wartości. Zależność maksymalnych naprężeń σ_{red} od grubości żebra przedstawiono na wykresie na rys. 11.7b. Dla analizowanego przedziału grubości d wraz ze wzrostem tego parametru maksymalne naprężenia wyraźnie rosną, przy czym przy wyższych wartościach d przyrost ten jest mniejszy. W przedziale dla którego naprężenia są niższe niż przyjęta w modelu materiału umowna granica plastyczności ($R_e = 208\text{ N/mm}^2$), wzrost grubości żebra o 1 mm powoduje wzrost wartości maksymalnych naprężeń σ_{red} o 13-21 MPa.



Rys. 11.7. Wpływ grubości żebra pionowego palety na: a) rozkład naprężeń zredukowanych na przekroju żebra chłodzonej palety po czasie t_{max} , b) maksymalne naprężenia zredukowane na grubości żebra

Z przedstawionych wyników widać, że grubość ścianki palety jest czynnikiem konstrukcyjnym, który w istotny sposób wpływa na wartość naprężeń powstających w czasie cyklu eksploatacji. Cieńsza ścianka palety sprzyja mniejszym naprężeniom cieplnym, a tym samym opóźnieniu powstawania i rozwoju pęknięć na skutek postępujących procesów zmęczeniowych. Jednak ponieważ konstrukcja palety musi jednocześnie zapewnić odpowiednią wytrzymałość mechaniczną możliwość redukcji naprężeń wywoływanych gradientem temperatury poprzez zmniejszanie grubości ścianki jest dla konstruktora ograniczona.

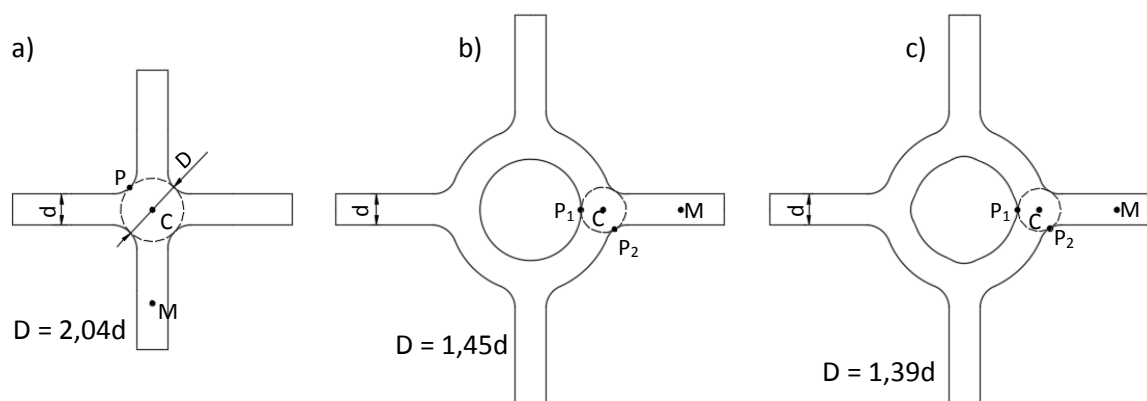
11.2. Analiza naprężeń w węzłach cieplnych odlewów palet

Znaczna liczba pęknięć powstających w odlewach palet podczas ich eksploatacji lokalizuje się w pobliżu charakterystycznych miejsc jakimi są połączenia ścianek (rys. 11.8). Z uwagi na zwiększoną grubość ścianki w tych miejscach, zmiany temperatury zachodzą w ich otoczeniu wolniej niż ma to miejsce w łączonych żebrach. Skutkiem tego miejsca te są szczególnie obciążone oddziaływaniem gradientu temperatury: z uwagi na zwiększoną odległość środka połączenia od powierzchni odlewu oraz na dodatkowy kierunek gradientu jaki tworzy się pomiędzy środkiem połączenia a łączonymi ściankami o stałej grubości. Dodatkowo, węzły cieplne tworzące się w miejscach połączeń ścianek palety stanowią także potencjalne obszary, w których mogą powstawać wady odlewnicze, jak rzadzizny czy jamy skurczowe. Powoduje to dodatkowe osłabienie tych miejsc i może znacząco przyspieszyć powstanie zniszczeń na skutek oddziaływania procesów zmęzeniowych.



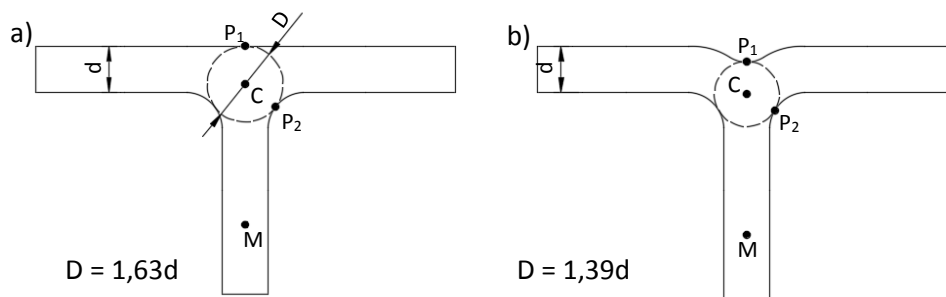
Rys. 11.8. Pęknięcia powstałe w połączeniach ścianek palety

W wytwarzanych odlewach palet stosowanych jest wiele wariantów połączeń ścianek. Różnią się one między sobą liczbą łączonych żeber oraz kątami między nimi. Na rys. 11.9 przedstawiono między innymi połączenie typu X. Jest to jedno z podstawowych połączeń powstające w miejscu zejścia się czterech ścianek palety. W najczęściej spotykanym wariantcie ścianki te rozstawione są symetrycznie tworząc między sobą kąt 90° . Na rysunku 11.9 przedstawiono także inne połączenie, które może być zastosowane przy łączeniu czterech ścianek. Jest to połączenie pierścieniowe (dalej nazywane połączeniem R), w którym ścianki nie stykają się bezpośrednio ze sobą, lecz łączone są poprzez usytuowany centralnie pierścień. Ten typ połączenia stosowany jest do łączenia różnej liczby ścianek. Zazwyczaj są to 3-4 ścianki, jednak w przypadku funkcyjnie uzasadnionym, połączenie takie można stosować przy łączeniu dwóch lub większej niż cztery liczbie żeber. Połączenie to może także pełnić funkcję technologiczną, np. być wykorzystywane przy pozycjonowaniu wsadu, lub po modyfikacji ścianki wewnętrznej do umieszczania słupów zestawów wielopoziomowych.



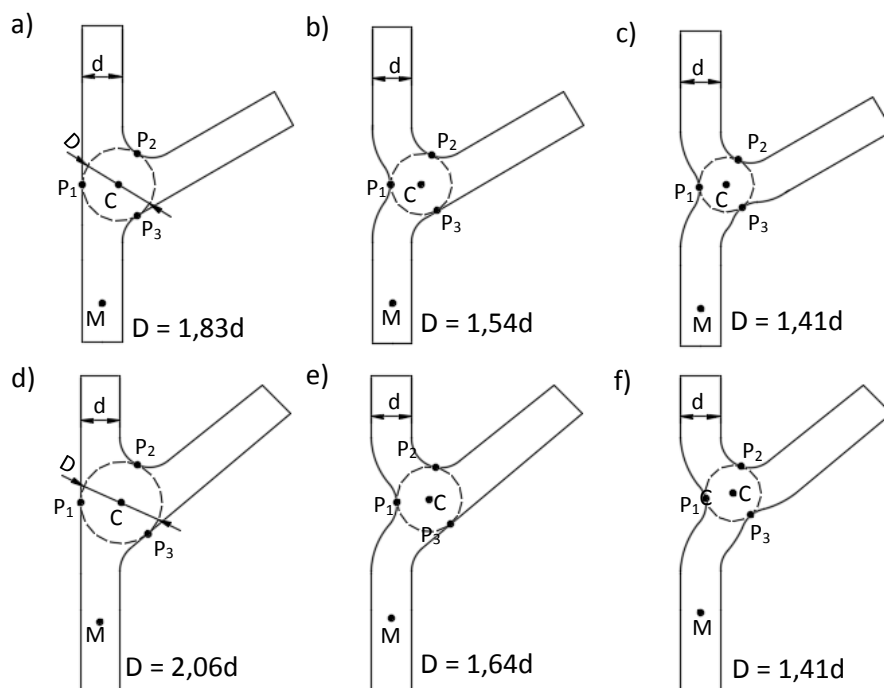
Rys. 11.9. Połączenia czterech żeber palety: a) X, b) R, c) R_m

W analizowanych paletach dużą grupę stosowanych połączeń stanowią połączenia trzech zbiegających się żeber. Na rysunku 11.10 przedstawiono połączenie typu T, które jest stosowane w przypadku, gdy dwa z łączonych żeber stanowią jedną ściankę palety, do której dochodzi żebro tworzące z nią kąt prosty. Podobnie jak połączenie typu X, jest to połączenie bardzo często spotykane, zwłaszcza w pobliżu zewnętrznego obrysu palety. W wariantach tego połączenia żebro dochodzące do ściany usytuowane jest pod innym kątem. Na rys. 11.11 pokazano takie rozwiązania dla przypadków, gdy dochodzące żebro tworzy ze ścianką kąt 45° lub 60° . W dalszych rozważaniach połączenia takie będą oznaczane odpowiednio T_{45} i T_{60} .

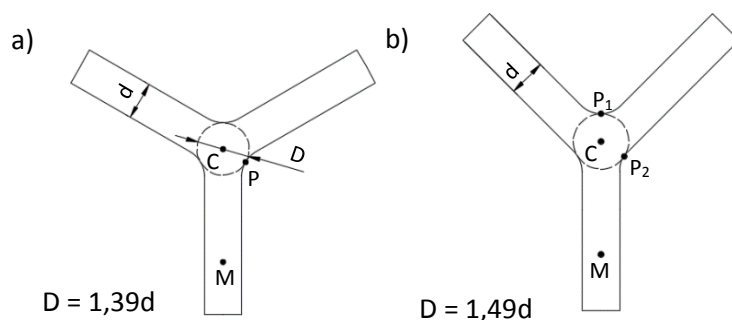


Rys. 11.10. Połączenia trzech żeber palety: a) T, b) T_m

Ostatnią z uwzględnionych w analizach grup połączeń były połączenia typu Y, w których trzy żebra zbiegają się w jednym punkcie, przy czym żadne z nich nie jest częścią tej samej ścianki. Na rys. 11.12 przedstawiono dwa najczęściej spotykane warianty tego połączenia. W pierwszym z nich kąty pomiędzy wszystkimi żebrami są takie same i wynoszą 120° , natomiast w drugim kąt pomiędzy dwoma żebrami wynosi 90° , zaś kąt pomiędzy tymi żebrami a żebrem trzecim 135° . W dalszych rozważaniach połączenia te będą oznaczone odpowiednio Y_{120} i Y_{90} .



Rys. 11.11. Połączenia trzech żeber palety: a) T_{60} , b) T_{60m} , c) T_{60m2} , d) T_{45} , e) T_{45m} , f) T_{45m2}



Rys. 11.12. Połączenia żeber palety: a) Y_{120} , b) Y_{90}

Na rysunkach 11.9-11.11 przy poszczególnych typach połączeń przedstawione są także ich zmodyfikowane wersje, w których zastosowano wybrania technologiczne mające na celu zmniejszenie lokalnego pogrubienia, wprowadzonego przez dane połączenie. Zmodyfikowane wersje oznaczono literą *m* umieszczoną w dolnym indeksie. Z uwagi na swoją geometrię połączenia X , Y_{120} i Y_{90} nie mają swojego odpowiednika z wybraniem technologicznym.

W celu zobrazowania skali lokalnego zwiększenia grubości, w połączenia przedstawione na rys. 11.9-11.12 wpisano okręgi o środkach pokrywających się ze środkami danych połączeń. Okręgi te są styczne z powierzchnią połączenia w trzech punktach, stąd też ich promień są równe najmniejszej odległości między środkiem połączenia a jego powierzchnią. Przy poszczególnych

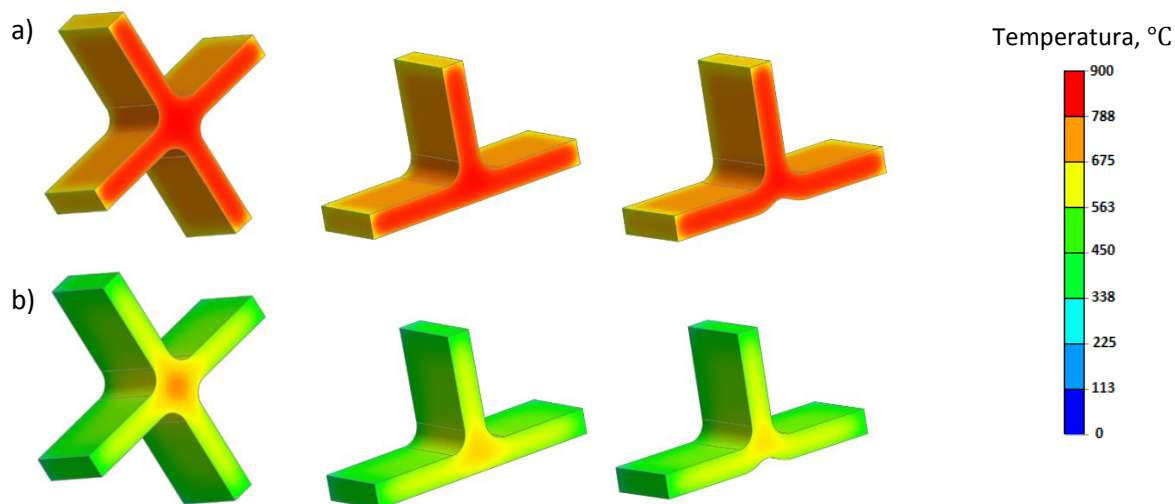
połączeniach podano także wartość proporcji D/d średnicy D tak utworzonych okręgów do grubości d łączonych ścianek.

Na każdym z połączeń zaznaczono punkty C , P_i i M . Punkt C umiejscowiony jest w środku połączenia. Punkty P_i leżą na powierzchni połączenia w odległości odpowiadającej promieniowi okręgu wpisanego, natomiast punkt M leży w środku żebra o stałej grubości d , w odległości $2,5d$ od środka połączenia. Punkty te posłużą w dalszej części tego rozdziału do określenia kierunków, na których analizowane były różnice temperatury w czasie chłodzenia oraz naprężenia cieplne wywołane tymi różnicami.

W artykule [25] autorzy przedstawili podobne zestawienie niektórych spośród przedstawionych połączeń, porównując je pod kątem lokalnego zwiększenia grubości jakie wprowadzają do konstrukcji. W dostępnych pracach brakuje jednak informacji ilościowych, jak poszczególne rodzaje połączeń wpływają na zmiany rozkładu temperatury powstające podczas procesu chłodzenia oraz jak wpływ ten przekłada się na tworzące się w połączeniach i ich pobliżu rozkłady naprężeń. W niniejszej pracy przeprowadzono odpowiednie analizy symulacyjne pozwalające lukę tę wypełnić. Wykorzystano w nich metodykę zastosowaną w analizach naprężeń na przekroju pojedynczych żeber palety. Głównym celem tych badań było uzyskanie informacji o wpływie przyjętego rozwiązania konstrukcyjnego połączenia na powstające w nim, w czasie chłodzenia, naprężenia oraz informacji o wpływie zastosowania wybrania technologicznego na zmniejszenie powstającego w trakcie chłodzenia gradientu temperatury i naprężeń cieplnych.

Modele połączeń wykorzystane w analizach wykonano w programie SolidWorks 2017, a następnie zaimportowano je do programu Midas NFX, gdzie na ich podstawie utworzono siatki elementów skończonych użyte w obliczeniach (załącznik C). Założona wysokość modeli wynosiła 50 mm, a przyjęta grubość ścianki $d = 8$ mm.

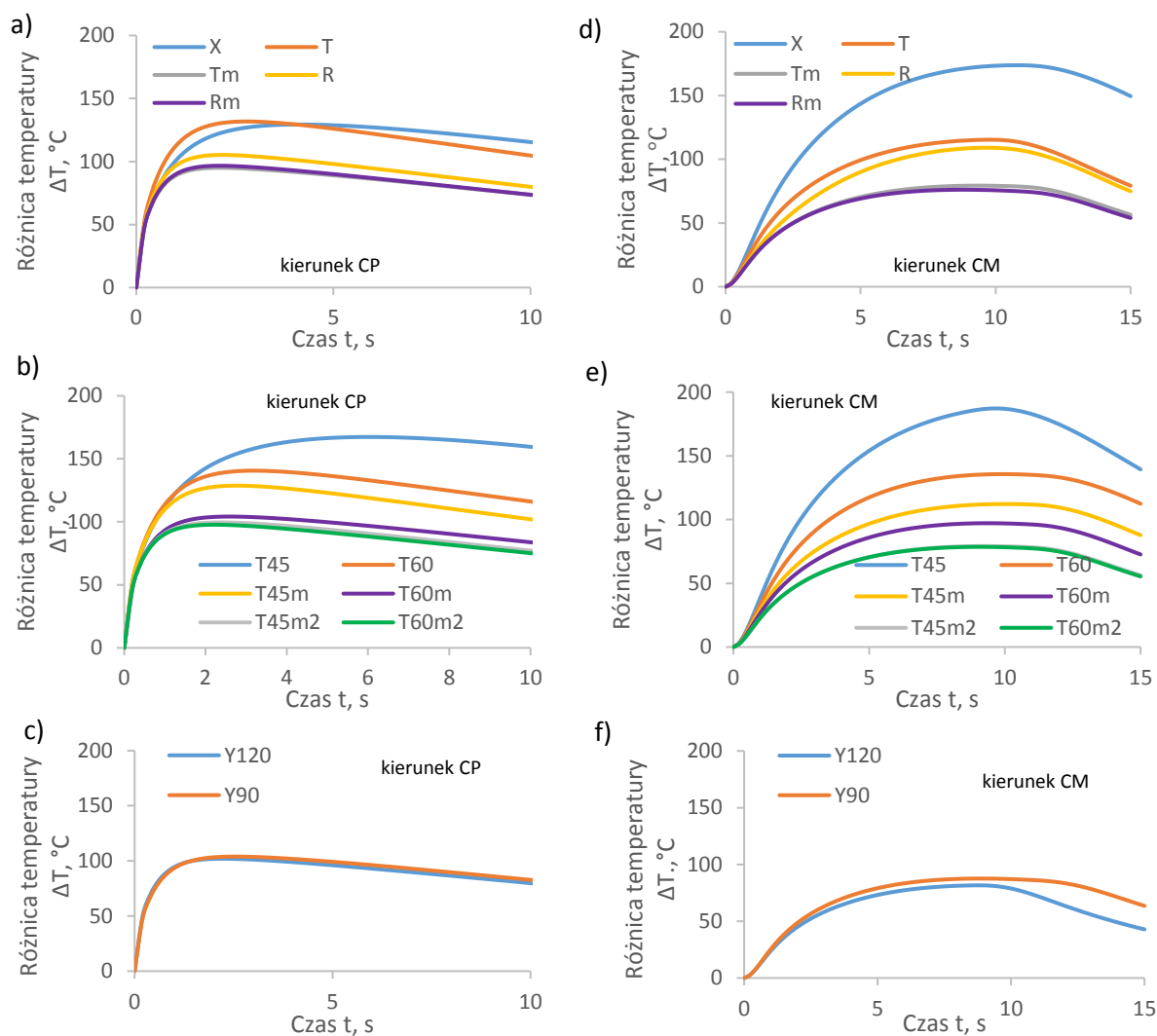
Pierwszym krokiem wykonanych obliczeń było przeprowadzenie dla modeli połączeń analiz numerycznych przepływu ciepła. W obliczeniach ponownie jako medium chłodzące przyjęto olej hartowniczy o temperaturze $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, a temperaturę początkową procesu $T_0 = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$. Krok obliczeniowy wynosił 0,2 s. Przykładowe wyniki wykonanych analiz przedstawiono w formie graficznej na rys. 11.13. Na rysunku tym pokazano rozkłady temperatury w przekrojach poprzecznych, w płaszczyźnie symetrii równoległej do podstawy (xy), otrzymane dla połączeń X , T i T_m , po 1 i 5 sekundach chłodzenia.



Rys. 11.13. Rozkład temperatury w przekrojach poprzecznych (xy) połączeń X , T i T_m po: a) 1 s, b) 5 s czasu chłodzenia

Dla lepszego zobrazowania różnej kinetyki chłodzenia analizowanych połączeń, na rys. 11.14 przedstawiono czasowe przebiegi różnic temperatury pomiędzy punktami C i P oraz C i M w tych połączeniach. Zestawienie maksymalnych różnic temperatury w czasie chłodzenia między punktami C i P oraz C i M w badanych połączeniach przedstawiono w tabelach 11.1 i 11.2, przy czym w tabeli 11.1 podano wyniki dla połączeń bez wybrania technologicznego, a w tabeli 11.2 dla połączeń z wybraniem. Ponieważ nie wszystkie analizowane połączenia są symetryczne, na różnych kierunkach $C-P_i$ ($i = 1, 2, 3$) uzyskano znacząco różne wyniki – w zależności od położenia punktu P_i . Dla tych przypadków zarówno w tabelach, jak i na wykresach na rys. 11.14 zestawiono wyniki na tym kierunku $C-P_i$, na którym wystąpiły najwyższe różnice temperatury. Oprócz wartości bezwzględnych, w tabeli zestawiono także wartości stosunku maksymalnych różnic temperatury na badanych kierunkach, dla danego połączenia, do maksymalnej różnicy na danym kierunku wyznaczonej dla połączenia typu X .

Na podstawie danych zawartych w podanych zestawieniach można stwierdzić, iż wśród zaprezentowanych połączeń największe różnice temperatury podczas analizowanego procesu chłodzenia powstają w połączeniach typu T_{45} , X i T_{60} . Połączenia te charakteryzują się najwyższym stosunkiem średnicy D koła wpisanego do grubości ścianki palety d , co przekłada się na otrzymane rezultaty. Należy przy tym zauważyć, że różnice pomiędzy wynikami uzyskanymi dla tych połączeń, a rezultatami uzyskanymi dla pozostałych połączeń są znaczące.



Rys. 11.14. Czasowe przebiegi różnic temperatury między punktami C i P oraz C i M w czasie chłodzenia różnych połączeń ścianek: a), b), c) kierunek CP; d), e), f) kierunek CM

Tabela 11.1. Maksymalne różnice temperatury wyznaczone dla analizowanych połączeń ścianek palet bez wybranych technologicznych

Połączenie	D/d	$\Delta T_{max}^{CP}, [^\circ\text{C}]$	$\frac{\Delta T_{max}^{CP}}{\Delta T_{max}^{CP}(X)}$	$\Delta T_{max}^{CM}, [^\circ\text{C}]$	$\frac{\Delta T_{max}^{CM}}{\Delta T_{max}^{CM}(X)}$
X	2,04	129,4	1	173,8	1
R	1,45	105,2	0,81	109	0,63
T	1,63	131,8	1,02	115,3	0,66
T_{45}	2,06	167,3	1,29	187,2	1,07
T_{60}	1,83	140,6	1,09	135,6	0,78
Y_{120}	1,39	102	0,78	81,6	0,47
Y_{90}	1,49	103,9	0,80	88	0,50

Tabela 11.2. Maksymalne różnice temperatury wyznaczone dla analizowanych połączeń żeber palety z wprowadzonymi wybraniami technologicznymi

Połączenie	D/d	ΔT_{max}^{CP} , [°C]	$\frac{\Delta T_{max}^{CP}}{\Delta T_{max}^{CP}(X)}$	ΔT_{max}^{CM} , [°C]	$\frac{\Delta T_{max}^{CM}}{\Delta T_{max}^{CM}(X)}$
R_m	1,39	96,6	0,75	76,1	0,44
T_m	1,39	101,1	0,78	79,3	0,46
T_{45m}	1,64	128,4	0,99	112,2	0,65
T_{45m2}	1,41	98,4	0,76	79,2	0,45
T_{60m}	1,54	112,6	0,87	97,2	0,56
T_{60m2}	1,41	97,7	0,76	78,6	0,45

Najmniejszymi różnicami temperatury na badanych kierunkach, spośród połączeń bez modyfikacji, charakteryzują się połączenia Y_{120} i Y_{90} . Maksymalne różnice, jakie wyznaczono dla tych połączeń, są znacznie niższe niż dla pozostałych połączeń niemodyfikowanych i porównywalne z wynikami uzyskanymi dla połączeń z zastosowanymi modyfikacjami.

We wszystkich połączeniach z zastosowanym wybraniem technologicznym uzyskano znaczący spadek maksymalnych różnic temperatury występujących podczas procesu chłodzenia względem ich niemodyfikowanych wersji. Analizując jednak dane przedstawione w tabelach 11.1 i 11.2 można zauważyć, iż zastosowanie wybrań technologicznych, których celem było zmniejszenie powstających w połączeniach węzłów cieplnych, znacznie bardziej obniżyło maksymalne różnice temperatury na kierunku $C-M$ (środek połączenia-środek ścianki) niż na kierunku $C-P$. Przykładowo dla połączenia typu T wprowadzenie wybrania obniżyło maksymalną różnicę temperatury na kierunku $C-P$ o około 11,6 %, a na kierunku $C-M$ o około 31,2 %. Podobne zależności występują dla pozostałych z analizowanych połączeń, w których rozważano wpływ zastosowanej modyfikacji.

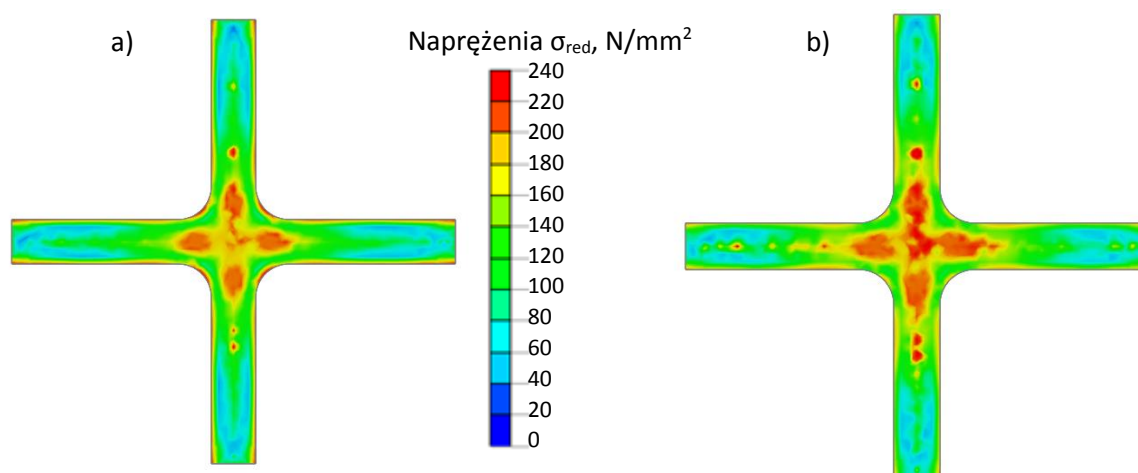
Porównując dane przedstawione w tabeli 11.2 można również zauważyć, że wyniki uzyskane dla połączeń z zastosowanym wybraniem technologicznym są do siebie zbliżone. Najgorzej wypadają tutaj połączenia T_{45m} (które należałoby zastąpić połączeniem T_{45m2}) oraz połączenie T_{60m} . Wyniki dla pozostałych analizowanych połączeń są zbliżone i w porównaniu z połączeniem typu X zapewniają obniżenie maksymalnych różnic temperatury na kierunku $C-P$ o około 25%, a na kierunku $C-M$ o około 55%. Oznacza to, że dzięki wprowadzeniu wybrań technologicznych, z uwagi na powstające w trakcie chłodzenia różnice temperatury, możliwe jest stosowanie analizowanych połączeń zamiennie (z wyjątkiem połączenia T_{45m}).

Zgodnie z przyjętą metodyką wyniki wykonanych analiz przepływu ciepła wykorzystano jako obciążenie w analizach naprężeń wywołanych gradientem temperatury. Dla wszystkich modeli

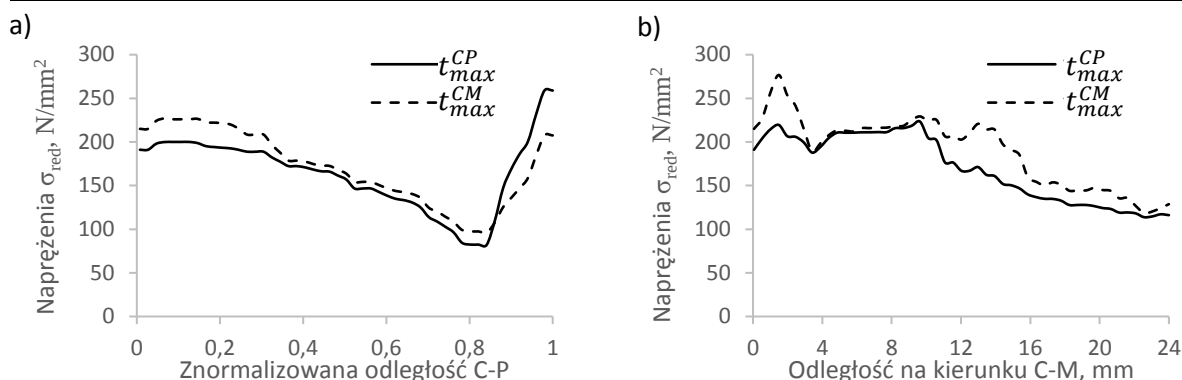
wykonano obliczenia dla dwóch przypadków. W pierwszym, obciążeniem była zmiana temperatury z początkowej wynoszącej 900 °C do rozkładu wyznaczonego po czasie t_{max}^{CP} , po którym dla danego połączenia różnica temperatury między jego środkiem a powierzchnią (kierunek C-P) była największa, natomiast w drugim przypadku obciążeniem był rozkład temperatury po czasie t_{max}^{CM} , w którym występowała największa różnica temperatury między środkiem C połączenia a punktem M na środku przekroju łączonej ścianki palety.

Na rys. 11.15 przedstawiono rozkład naprężeń zredukowanych σ_{red} na przekroju połączenia X dla obydwóch zastosowanych obciążeń cieplnych. Analizując otrzymane rozkłady naprężeń można zauważyć, że przy obciążeniu rozkładem temperatury otrzymanym po czasie t_{max}^{CP} , największe naprężenia na zaprezentowanym przekroju występują w warstwie przypowierzchniowej, a w szczególności na łukach przy zbiegu wzajemnie prostopadłych ścianek oraz w pobliżu środka połączenia. Analizując rozkład naprężeń wyznaczony przy obciążeniu rozkładem temperatury obliczonym po czasie t_{max}^{CM} można zauważyć, iż naprężenia w warstwie przypowierzchniowej, a w szczególności na łukach, po tym czasie są wyraźnie mniejsze. Wzrosły natomiast naprężenia wewnątrz połączenia. Zwiększeniu uległ także obszar wysokich naprężeń na kierunkach od środka połączenia do przystających ścianek. Dokładne rozkłady naprężeń zredukowanych σ_{red} dla obydwóch analizowanych kierunków (C-P i C-M) zestawiono na wykresach przedstawionych na rys. 11.16.

Na rysunkach 11.17 oraz 11.18 zestawiono rozkłady naprężeń zredukowanych dla pozostałych połączeń, odpowiednio na rys. 11.17 przy obciążeniu rozkładem temperatury po czasie t_{max}^{CP} , a na rysunku 11.18 przy obciążeniu rozkładem temperatury po czasie t_{max}^{CM} .



Rys. 11.15. Rozkłady naprężeń zredukowanych σ_{red} na przekroju połączenia X wyznaczone po obciążeniu rozkładem temperatury po czasie: a) t_{max}^{CP} , b) t_{max}^{CM}

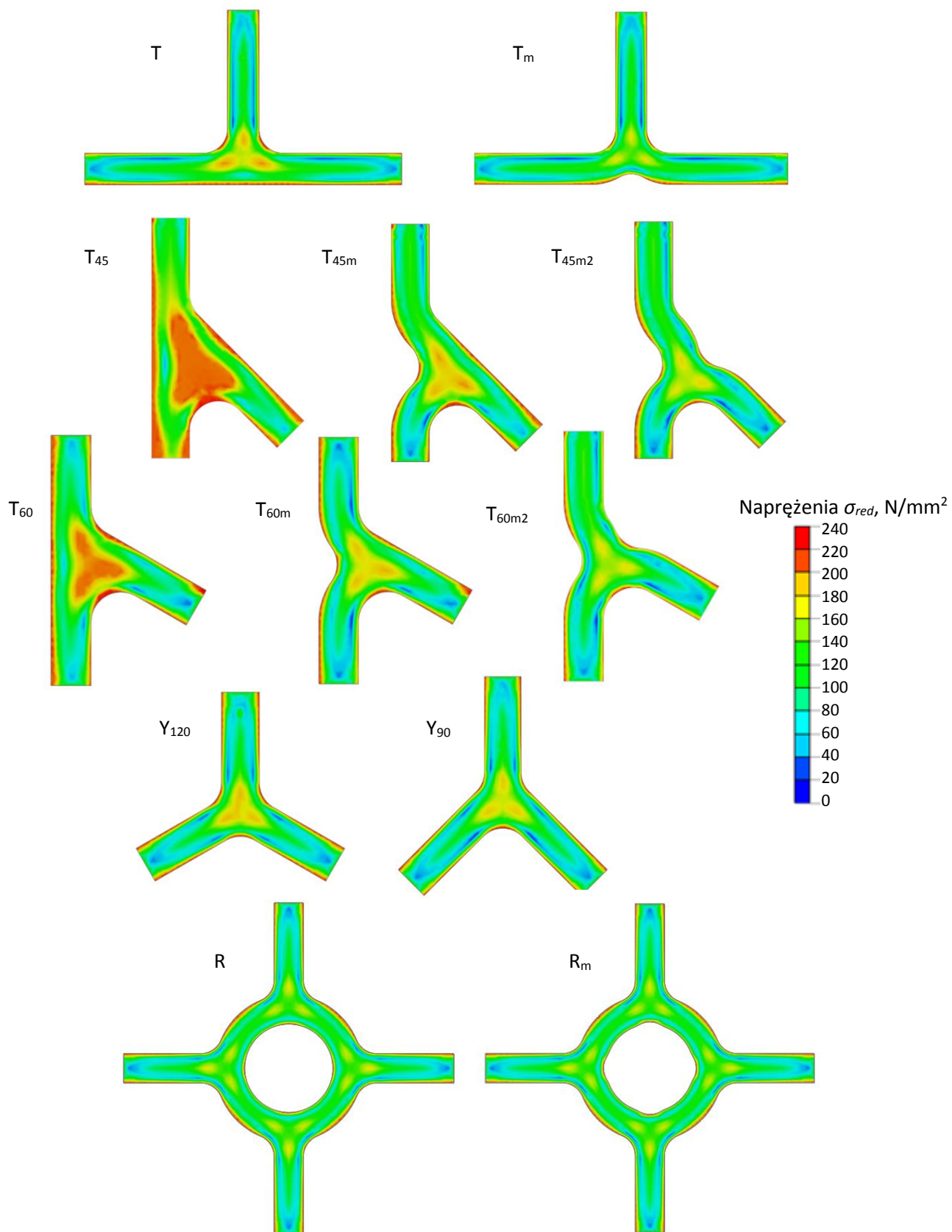


Rys. 11.16. Naprężenia zredukowane σ_{red} dla połączenia X na kierunku: a) C-P, b) C-M przy obciążeniu rozkładami temperatury wyznaczonymi po czasie t_{max}^{CP} i t_{max}^{CM}

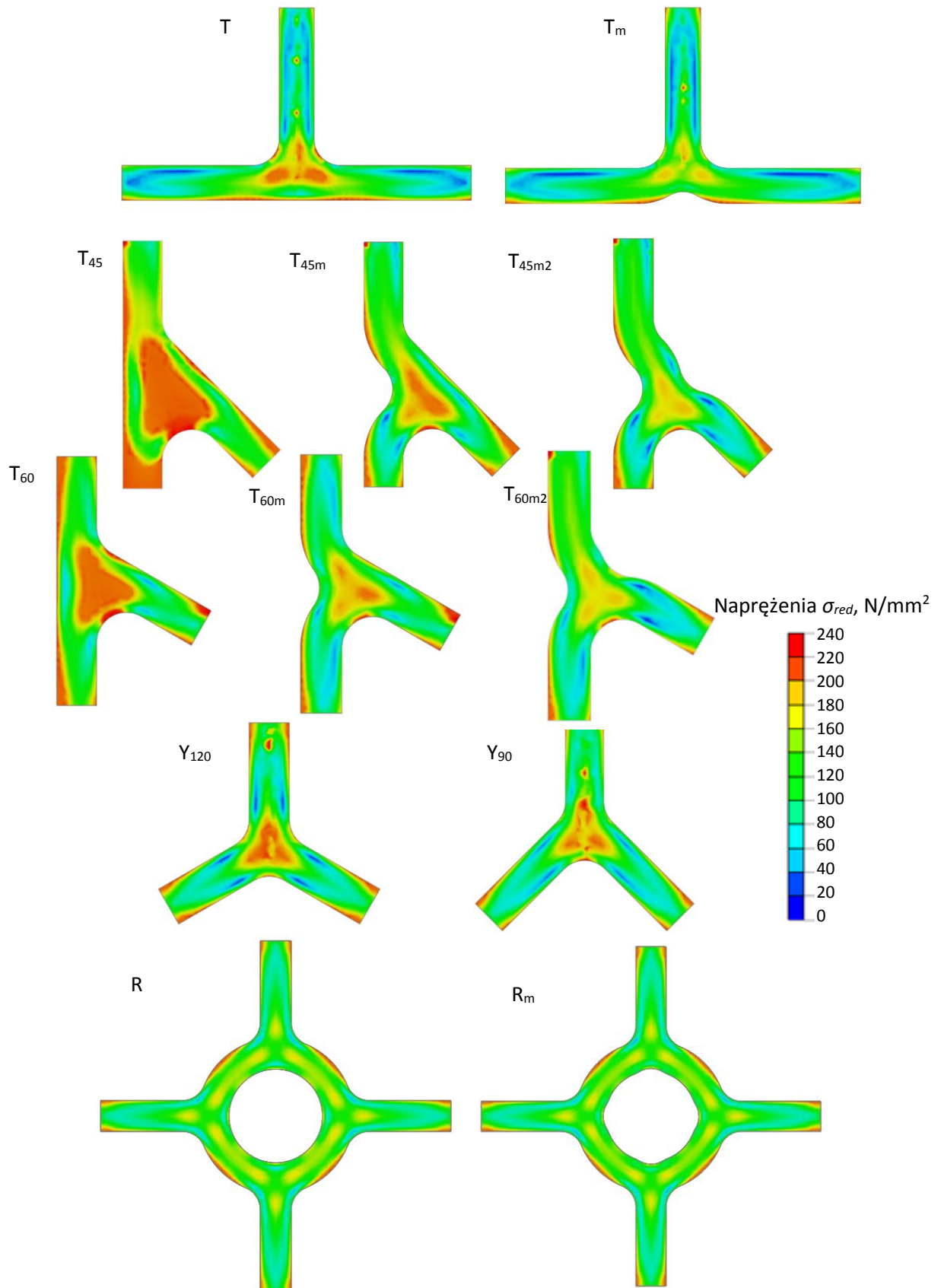
Rozkłady naprężeń σ_{red} na analizowanych kierunkach C-P i C-M dla tych połączeń przedstawiono na rys. 11.19. Odpowiednio w kolumnie po lewej stronie na wykresach oznaczonych a-e zestawiono rozkłady naprężeń na kierunku C-P, wyznaczone przy obciążeniu rozkładem obliczonym dla danego połączenia po czasie t_{max}^{CP} , a w prawej kolumnie na wykresach f-j rozkłady naprężeń na kierunku C-M, wyznaczone przy obciążeniu rozkładem temperatury obliczonym dla danego połączenia po czasie t_{max}^{CM} .

Można zauważyć, iż niemal we wszystkich połączeniach zastosowanie wybrania technologicznego wpłynęło znacząco na uzyskane rozkłady naprężeń. Wyjątkiem było połączenie typu R, gdzie zarówno na kierunku C-P, jak i na kierunku C-M wprowadzenie wybrania nie spowodowało widocznej zmiany wartości powstających naprężeń. Dla tego połączenia wybranie wprowadzone zgodnie z przyjętą, i stosowaną w rzeczywistości, procedurą tylko nieznacznie i to lokalnie zmniejszyło grubość ścianki, i dla przedstawionych warunków chłodzenia nie przyczyniło się do znaczącej zmiany rozkładu naprężeń. Można więc stwierdzić, iż dla tego typu połączeń można zrezygnować, z punktu widzenia powstających w czasie chłodzenia naprężeń cieplnych, z tak wprowadzonej modyfikacji. Warto również zauważyć, że dla tego typu połączenia, po dłuższym czasie chłodzenia (t_{max}^{CM}) najwyższe naprężenia na przekroju poprzecznym nie powstają w obrębie połączenia pierścienia z przystającymi ściankami, a na obwodzie zewnętrznym samego pierścienia.

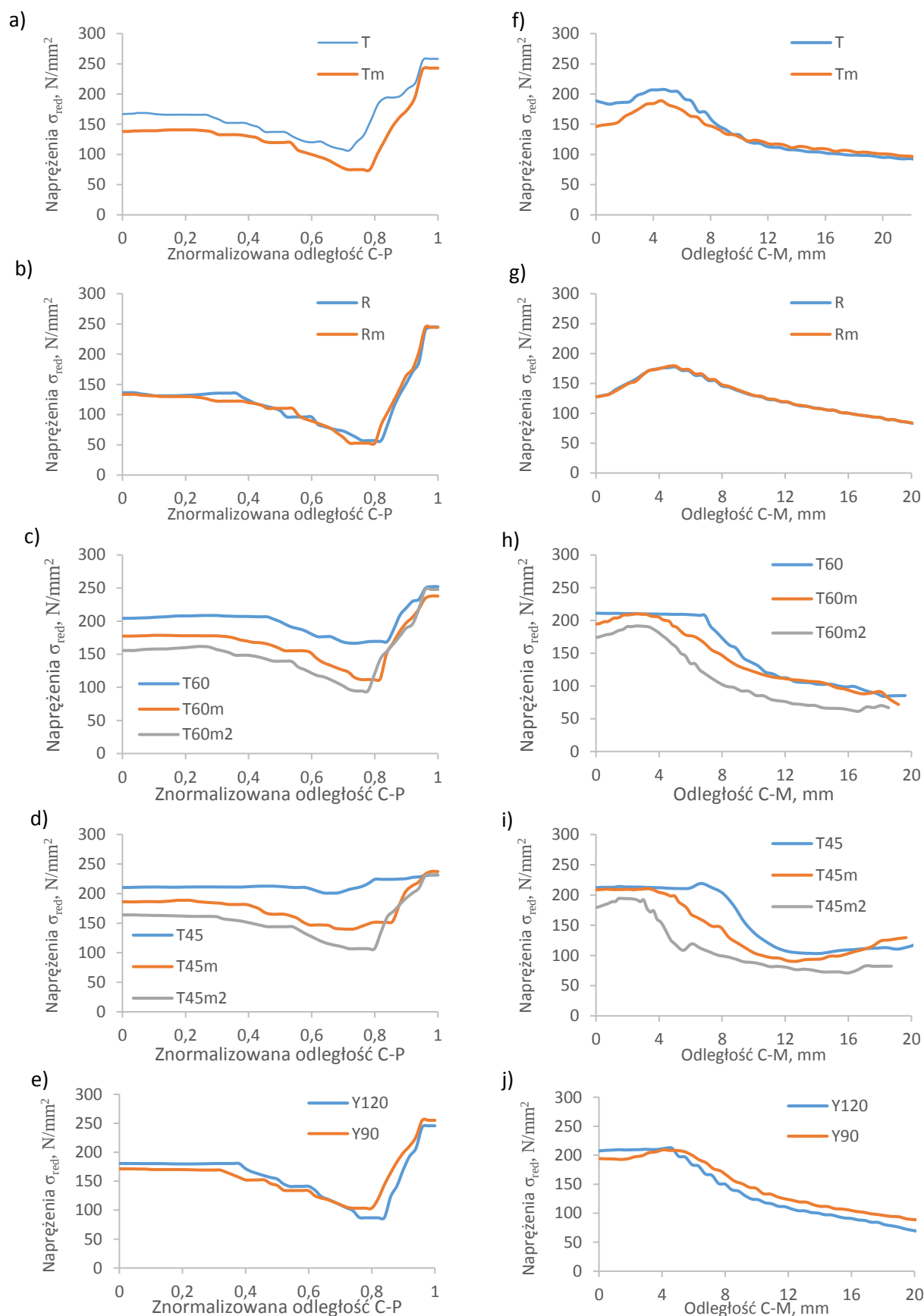
W przypadku pozostałych połączeń różnica w wynikach uzyskanych dla połączeń bez i z wybraniem technologicznymi jest wyraźnie widoczna. W przypadku naprężeń na kierunku C-P po czasie t_{max}^{CP} , w połączeniach z zastosowanym wybraniem, naprężenia w ich wnętrzu są wyraźnie niższe, przy czym dla większości połączeń są to istotne różnice, przekraczające (w niektórych przypadkach znacznie) 10-15%. Jednak w przypadku wysokich naprężeń występujących na tym etapie przy powierzchni elementów, różnice pomiędzy wariantami z wybraniem i bez wybrania



Rys. 11.17. Rozkład naprężeń zredukowanych σ_{red} w analizowanych połączeniach po obciążeniu rozkładem temperatury wyznaczonym po czasie t_{max}^{CP}



Rys. 11.18. Rozkład naprężeń zredukowanych σ_{red} w analizowanych połączeniach po obciążeniu rozkładem temperatury wyznaczonym po czasie t_{max}^{CM}



Rys. 11.19. Rozkład naprężeń w połączeniach ścianek palety na analizowanych kierunkach: a-e) C-P przy obciążeniu rozkładem temperatury po czasie t_{max}^{CP} , f-j) C-M po obciążeniu rozkładem temperatury wyznaczonym po czasie t_{max}^{CM}

technologicznego są małe. Nie można więc powiedzieć, że wprowadzone wybranie wpłynęło znacząco na wartość tych naprężeń. Różnice w naprężeniach wyznaczonych dla wariantów bez i z zastosowanym wybraniem technologicznym są również widoczne w przypadku naprężeń wyznaczonych przy obciążeniu rozkładem temperatury po czasie t_{max}^{CM} . Po tym czasie różnice te są nawet jeszcze większe. Analizując przedstawione wykresy wyraźnie widać, że dzięki zmniejszeniu grubości połączenia zarówno obszar występowania podwyższonych naprężeń w pobliżu środka połączenia, jak i sama wartość powstających naprężeń uległy zmniejszeniu. Największe różnice uzyskano dla połączeń wprowadzających największe lokalne pogrubienie, tj. T_{45} i T_{60} . W przypadku połączenia T_{45} różnica wyznaczonych naprężeń pomiędzy wersją podstawową, a wersją T_{45m2} jest bliska 50%. W przypadku połączeń T i T_{60} różnica jest mniejsza, przy czym również dla tych połączeń uzyskany spadek naprężeń jest wyraźnie widoczny. Porównując naprężenia wyznaczone dla połączeń Y_{120} i Y_{90} , można zauważyć, że rozkłady uzyskane w tych połączeniach, na analizowanych kierunkach, są do siebie zbliżone i co do wartości niższe niż dla większości połączeń bez modyfikacji, ale wyższe niż w przypadku połączeń z zastosowanymi wybraniem. Warto zauważyć, iż w połączeniu Y_{90} obciążenie rozkłada się niesymetrycznie i naprężenia przy powierzchni w pobliżu kąta 90° są wyższe niż na dwóch pozostałych łukach połączenia. W przypadku połączenia Y_{120} naprężenia rozkładają się bardziej równomiernie, tak więc wyniki dla tego połączenia z wytrzymałościowego punktu widzenia są lepsze.

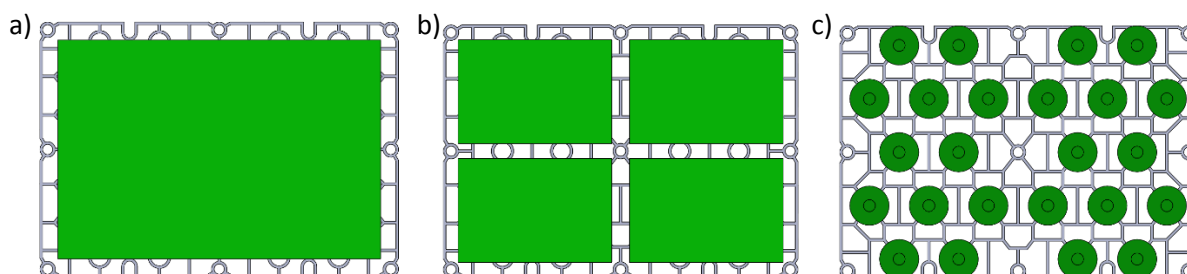
Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, iż w paletach eksploatowanych w warunkach gwałtownych zmian temperatury zdecydowanie odradza się stosowanie połączeń X , T_{45} oraz T_{60} . Naprężenia przy chłodzeniu wyznaczone dla tych połączeń są wyraźnie wyższe od naprężeń występujących w przypadku pozostałych rozwiązań. Należy się więc spodziewać, iż tego rodzaju połączenia będą sprzyjały powstawaniu pęknięć i trwałych odkształceń. Wyniki uzyskane dla połączeń z wybraniem technologicznymi są do siebie zbliżone, co oznacza, że połączenia te mogą być stosowane zamiennie, w dostosowaniu do projektowanej konstrukcji. Jedynie dla połączenia R wprowadzenie modyfikacji nie zaowocowało zmniejszeniem naprężeń cieplnych powstających na analizowanych kierunkach w czasie pracy.

Przedstawione wyniki, wskazują również wyraźnie, iż o ile zakres modyfikacji możliwych do wprowadzenia przez konstruktora w celu obniżenia naprężeń w obrębie pojedynczych żeber jest znacznie ograniczony, o tyle poprzez dobór odpowiednich połączeń można w istotny sposób wpłynąć na zmniejszenie powstających w ich obrębie naprężeń, a tym samym na zwiększenie przewidywanej trwałości danego osprzętu.

11.3. Analiza naprężeń w paletach obciążonych wsadem

Z przeprowadzonych analiz wynika, iż miejsca połączeń ścianek palety można traktować jako akumulatory ciepła, wpływające na lokalne opóźnienie przebiegu procesów zmian temperatury. Podobny wpływ na kinetykę zmiany temperatury, jednak oddziałujący na znacznie większy obszar odlewu palety może mieć wsad poddawany procesom obróbki cieplnej. Ażurowa konstrukcja oprzyrządowania technologicznego pieców charakteryzuje się z reguły cieńszymi ściankami niż grubość przenoszego wsadu. Oznacza to, że zmiana temperatury wsadu przebiega wolniej niż zmiana temperatury samego oprzyrządowania. Oddziaływanie wsadu jest szczególnie istotne w odniesieniu do obszarów palety mających z nim bezpośredni kontakt. W obszarach tych, zarówno przy nagrzewaniu, jak i chłodzeniu, zmiany temperatury są spowolnione względem pozostałej części palety.

Skutkiem tego, podczas kolejnych cykli eksploatacji, w palecie tworzą się strefy obciążone termicznie wsadem i strefy nieobciążone jego oddziaływaniem cieplnym. W najprostszym przypadku można wydzielić w palecie dwie takie strefy – obciążone wsadem wewnątrz i nieobciążoną nim strefę zewnętrzną (rys. 11.20a). Przy bardziej złożonych układach można wyróżnić większą ilość mniejszych obszarów znajdujących się bezpośrednio pod wsadem, pomiędzy którymi znajduje się strefa nieobciążona (rys. 11.20b i c). Różna szybkość zmian temperatury obszarów obciążonych i nieobciążonych wsadem generuje w konstrukcji palety dodatkowe naprężenia cieplne.

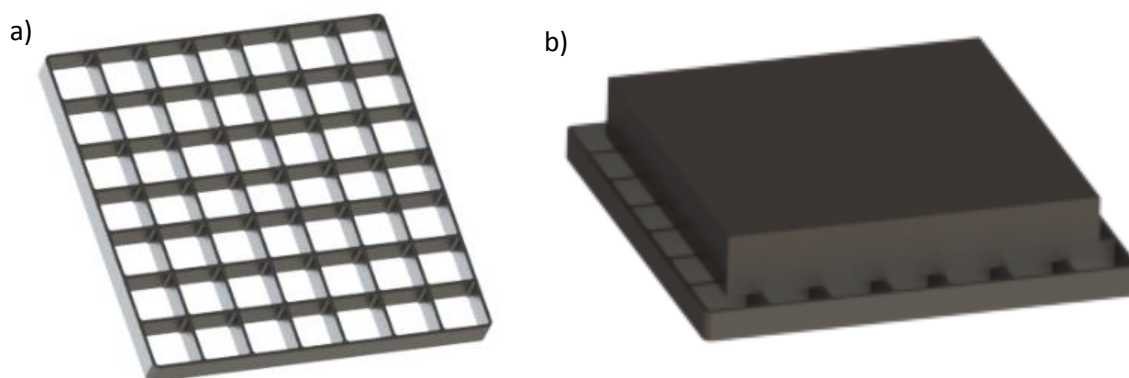


Rys. 11.20. Przykładowe sposoby rozmieszczenia wsadu na palecie

Z uwagi na znacznie większy obszar oddziaływania niż w przypadku naprężeń cieplnych rozważanych w poprzednich podrozdziałach, naprężenia wywołane różną kinetyką chłodzenia stref palet obciążonych i nieobciążonych wsadem mogą w kolejnych cyklach eksploatacji prowadzić do powstania trwałych, widocznych odkształceń dużych obszarów palety. Odkształcenia te mogą być na tyle duże, iż mogą dyskwalifikować oprzyrządowanie z dalszej eksploatacji, pomimo braku pęknięć.

Z uwagi na istotę naprężeń cieplnych wywołanych różną prędkością chłodzenia określonych stref palety oraz ich znaczący wpływ na proces niszczenia badanych odlewów, przeprowadzono

analizy symulacyjne naprężeń powstających w paletce obciążonej oddziaływaniem termicznym wsadu. Wykorzystany w obliczeniach numerycznych model przedstawiono na rys. 11.21. Reprezentuje on odlew palety ze standardowymi połączeniami typu *X* i *T*, na której znajduje się prostopadłościenny wsad. W analizach przyjęto następujące wymiary palety: długość $l = 620$ mm, szerokość $b = 620$ mm, wysokość $h = 50$ mm oraz grubość ścianek wynoszącą $d = 8$ mm. Dla wsadu przyjęto natomiast długość i szerokość wynoszącą 500 mm oraz wysokość 100 mm. Podobnie jak przy obliczeniach opisanych w poprzednich podrozdziałach, model 3D wykonano w programie Solidworks, a siatkę elementów skończonych oraz rozkłady temperatury i naprężeń w programie Midas NFX. Ponieważ w rozpatrywanym przypadku model palety wraz z posadowionym na niej wsadem jest symetryczny względem dwóch, a nie trzech wzajemnie prostopadłych płaszczyzn, same obliczenie przeprowadzono dla $\frac{1}{4}$ całości analizowanej konstrukcji.



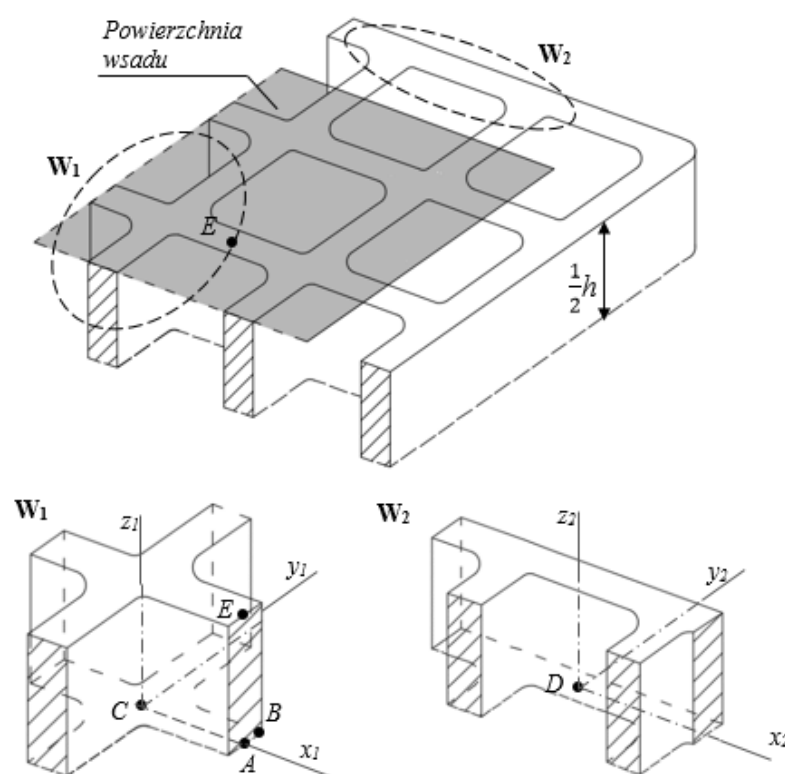
Rys. 11.21. Model palety z połączeniami typu *X* i *T* wykorzystany w obliczeniach: a) bez obciążenia, b) z obciążeniem wsadem

Pierwszym etapem wykonanych analiz, zgodnie z zaprezentowaną w poprzednich rozdziałach metodyką, było przeprowadzenie obliczeń przepływu ciepła w paletce obciążonej wsadem. W obliczeniach założono, że zarówno paleta, jak i spoczywający na niej wsad wykonane są z materiału charakteryzującego się takimi samymi właściwościami cieplnymi, jakie przyjęto dla staliwa 1.4849. W obliczeniach przyjęto także, że przepływ ciepła między paletą i otoczeniem oraz między wsadem i otoczeniem przebiega zgodnie z mechanizmem konwekcji swobodnej, natomiast przepływ ciepła w samej paletce, jak i pomiędzy paletą a wsadem zgodnie z mechanizmem przewodzenia.

W obliczeniach założono dwa media chłodzące: olej hartowniczy i powietrze. W obydwóch przypadkach analizy przeprowadzono dla temperatury początkowej $T_0 = 900$ °C i temperatury chłodziwa $T_k = 20$ °C. Czynnikiem, który zdecydował o prowadzeniu analiz przy chłodzeniu na powietrzu był fakt, iż w rzeczywistych konstrukcjach również przy chłodzeniu w tym medium, a więc

znacznie mniej dynamicznym ośrodku chłodzącym niż olej i woda, obserwowano występowanie znacznych deformacji osprzętu pieców do obróbki cieplnej.

Zgodnie z przyjętą procedurą, na podstawie przeprowadzonej numerycznej analizy przepływu ciepła wyznaczono zmiany rozkładów temperatury we wcześniej równomiernie nagrzanej paletce i znajdującym się na niej wsadzie po ich umieszczeniu w medium chłodzącym. Zmiany te wyznaczono na kierunkach określonych pięcioma punktami A, B, C, D, E (rys. 11.22). Punkty A, B, C, D leżą w połowie wysokości palety, a punkt E na jej górnej powierzchni, bezpośrednio pod wsadem. Wybrane pary tych punktów określają przyjęte w analizach numerycznych kierunki gradientu temperatury.



Rys. 11.22. Przyjęte w analizach punkty pomiarowe temperatury

Różnice temperatury pomiędzy punktami A i B przedstawiają informacje o jej gradiencie pomiędzy rdzeniem ścianki a jej powierzchnią na tej samej wysokości, odpowiadające obliczeniom dla modelu żebra opisanym w podrozdziale 11.1. Z kolei różnica temperatury pomiędzy punktami A i C mówi o jej gradiencie między środkiem ścianki o stałej grubości a środkiem węzłów cieplnych tworzących się w połączeniach żeber, zaś różnica pomiędzy punktami A i D o gradiencie temperatury pomiędzy częścią palety pod wsadem a jej zewnętrznym obrysem. Ostatnia badana różnica temperatury, pomiędzy punktami A i E , dostarcza informacji o gradiencie temperatury pomiędzy

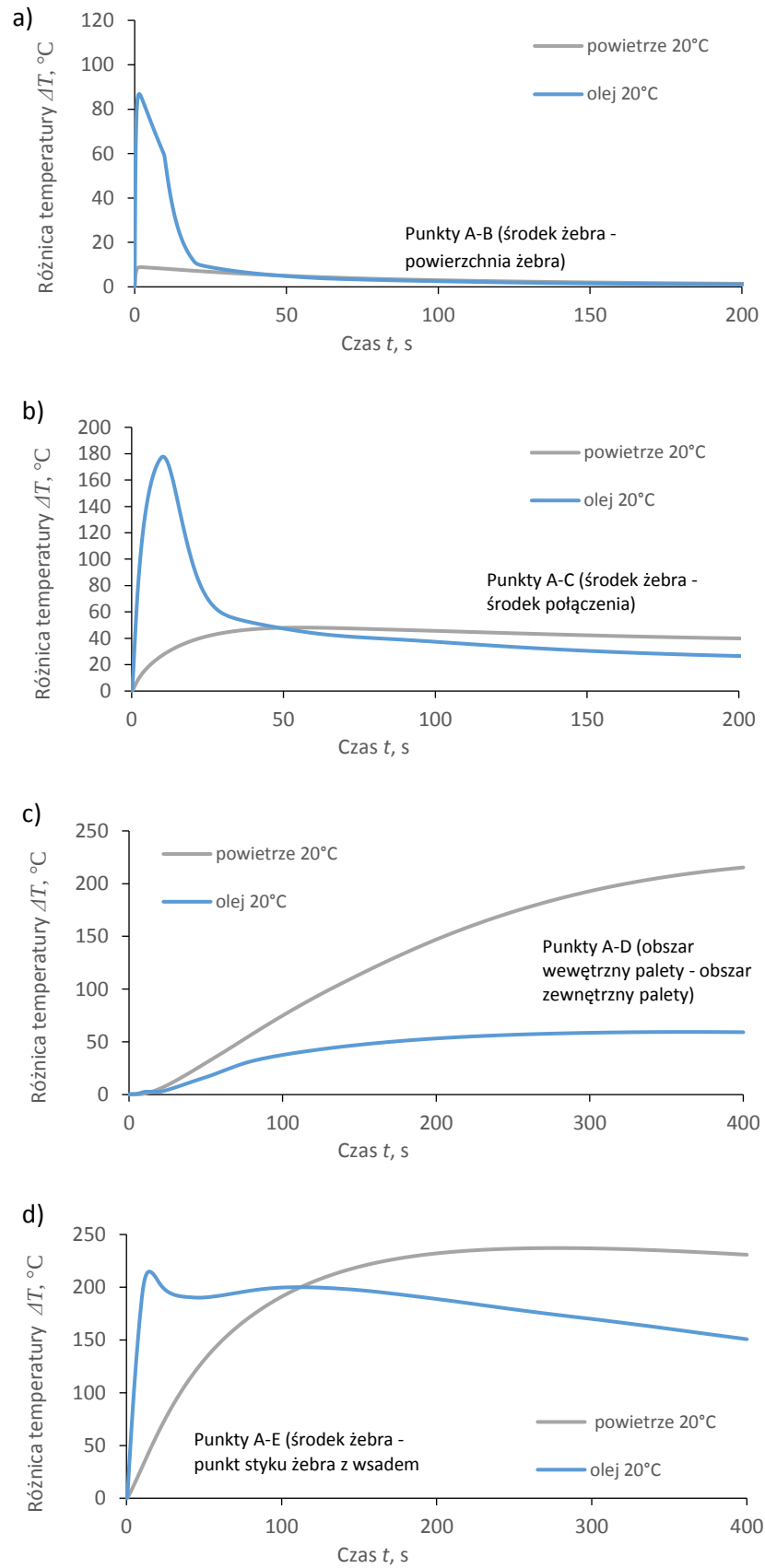
punktem znajdującym się w rdzeniu palety (punkt *A*) a punktem znajdującym się bezpośrednio nad nim i mającym kontakt z przenoszonym wsadem (punkt *E*). Zmianę różnic temperatury w funkcji czasu chłodzenia pomiędzy wyszczególnionymi punktami, dla rozpatrywanych przypadków, przedstawiono na wykresach na rysunku 11.23.

Przedstawione wykresy prezentują jak, w miarę upływu czasu chłodzenia, zmienia się różnica temperatury pomiędzy określonymi punktami palety. Wykresy różnic temperatury na przekroju ścianki oraz pomiędzy środkiem połączenia a środkiem ścianki pokrywają się z wynikami przedstawionymi w poprzednich podrozdziałach dotyczących analiz naprężeń cieplnych. Widoczne jest, że pomiędzy punktami *A* i *B* oraz *A* i *C*, w przypadku chłodzenia w oleju, w pierwszych etapach chłodzenia pojawiają się bardzo wysokie różnice temperatury (przy czym pomiędzy *A* i *C* ekstremalne różnice temperatury pojawiają się później niż pomiędzy *A* i *B*). Różnice te stosunkowo szybko zanikają (*A-B*) lub znacznie się obniżają (*A-C*).

W przypadku chłodzenia na powietrzu praktycznie nie występują istotne różnice temperatury między punktami *A* i *B*, natomiast różnica pomiędzy *A* i *C* powoli narasta, wraz z czasem chłodzenia, osiągając przy tym wartość maksymalną znacznie niższą niż dla oleju.

Wyniki te zgadzają się z rzeczywistymi obserwacjami braku zniszczeń wywołanych naprężeniami na tych kierunkach przy mało dynamicznym chłodzeniu w powietrzu. Również fakt, iż wyniki obliczeń wykonanych dla modeli odzwierciedlających mniejsze obszary palety pokrywają się z wynikami dla modeli reprezentującymi jej całość oznacza, że przyjęta w badaniach metodyka dostarcza spójne dla różnych modeli wyniki. Z porównania wyników otrzymanych dla palety obciążonej wsadem i wyników dla fragmentów palety przedstawionych w poprzednich podrozdziałach, jak i z samych przebiegów wykresów dla obydwóch kierunków (*A-B* i *A-C*), widać, że obecność wsadu nie wpłynęła znacząco na wartości maksymalnych różnic temperatury na tych kierunkach.

Wpływ wsadu uwidacznia się jednak wyraźnie w przypadku analizy różnicy temperatury pomiędzy punktem *A* (leżącym w obszarze znajdującym się pod wsadem) i punktem *D* (leżącym w zewnętrznym obrysie palety). W pierwszych chwilach chłodzenia różnica ta jest bardzo mała. Jednak wraz z upływem czasu, kiedy wsad zaczyna zachowywać się jak akumulator ciepła i znacznie spowalnia chłodzenie obszaru palety znajdującego się bezpośrednio pod nim, różnica ta wzrasta. Z wykresu na rys. 11.23c widać, że różnice temperatury pomiędzy punktami leżącymi pod obrysem wsadu i w zewnętrznej części palety, narastają wraz z upływem czasu chłodzenia, osiągając znaczne wartości. Z przeprowadzonych obliczeń wynika, że przy chłodzeniu na powietrzu maksymalne wartości tych różnic są ponad trzy razy wyższe niż w oleju.



Rys. 11.23. Czasowe przebiegi różnicy temperatury podczas chłodzenia pomiędzy punktami: a) A-B, b) A-C, c) A-D, d) A-E

Występowanie w konstrukcji palety, pomimo wolniejszego przebiegu procesu chłodzenia w powietrzu, tak wysokich różnic temperatury pomiędzy jej częścią wewnętrzną, znajdującą się pod wsadem, a zewnętrznym obrysem wynika z faktu, iż sama paleta jest konstrukcją cienkościenną. Chociaż znacznie wolniej niż w oleju, jej zewnętrzne ścianki ulegają chłodzeniu wyraźnie szybciej niż masywny wsad, którego temperatura w początkowej fazie chłodzenia na powietrzu praktycznie nie ulega zmianie. Jednocześnie przepływ ciepła pomiędzy wsadem a częścią palety znajdującą się pod nim jest na tyle szybki, w porównaniu do wymiany ciepła pomiędzy wewnętrzną częścią palety a otoczeniem, że badana różnica powiększa się. W przypadku chłodzenia w oleju, dzięki lepszemu odprowadzaniu ciepła z wsadu, jego zewnętrzna część ulega szybszemu chłodzeniu niż na powietrzu i jednocześnie wymiana ciepła z otoczeniem w środkowej części palety jest na tyle szybka, iż w konsekwencji różnice temperatury pomiędzy wnętrzem a zewnętrzem palety są znacznie mniejsze niż na powietrzu (choć dalej znaczące). Taki przebieg zmian różnic temperatury pomiędzy wewnętrzną i zewnętrzną częścią palety może powodować powstawanie w późniejszych etapach chłodzenia silnych naprężeń oraz odkształceń.

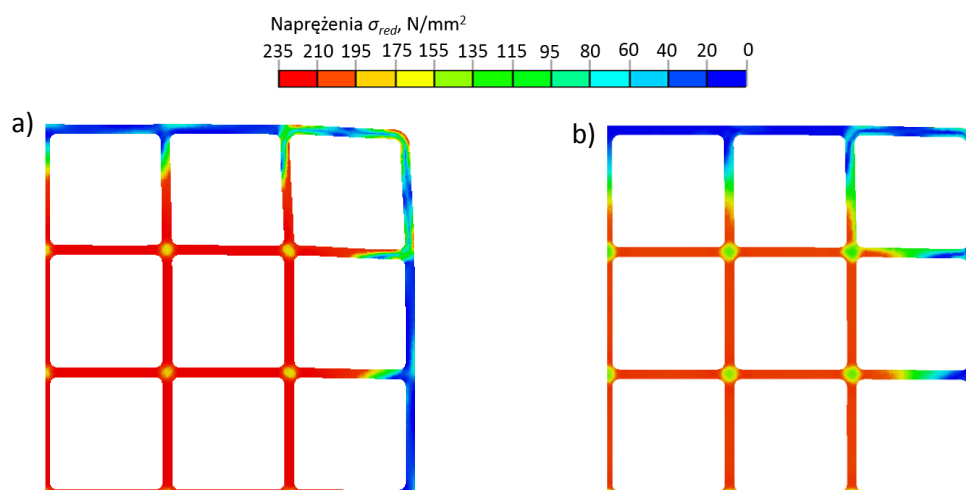
Ostatnią parą punktów pomiędzy którymi badana była zmiana różnicy temperatury były punkty *A* i *E* leżące na tej samej osi pionowej odpowiednio *A* – na środku wysokości palety, *E* w płaszczyźnie kontaktu palety z wsadem. W przypadku tych dwóch punktów, również widoczny jest wpływ wsadu na powstanie różnicy temperatury pomiędzy nimi. Analizując wykres przedstawiony na rys. 11.23d można zauważyć początkowy wyraźny wzrost różnicy temperatury pomiędzy punktami *A* i *E*. W przypadku chłodzenia w oleju maksymalna różnica temperatury osiągnięta zostaje po około 15 s, a w przypadku powietrza po około 270 s. Następnie różnica ta zaczyna maleć, jednak dzięki ciągłemu oddziaływaniu wsadu spadek ten przebiega stosunkowo łagodnie, a wysokie wartości różnic temperatury utrzymują się długi czas.

Z uwagi na fakt, iż dla kierunków *A-D* i *A-E* obecność wsadu wyraźnie zmienia rozkład temperatury, przeprowadzono analizy naprężeń i odkształceń w palecie przy założeniu jej obciążenia rozkładem temperatury po czasie, w którym różnice temperatury pomiędzy punktami *A* i *D* oraz *A* i *E* były największe. Ponieważ przedmiotem analiz były powstające w konstrukcji palety naprężenia cieplne, w analizach pominięto wpływ naprężeń mechanicznych pochodzących od posadowionego wsadu.

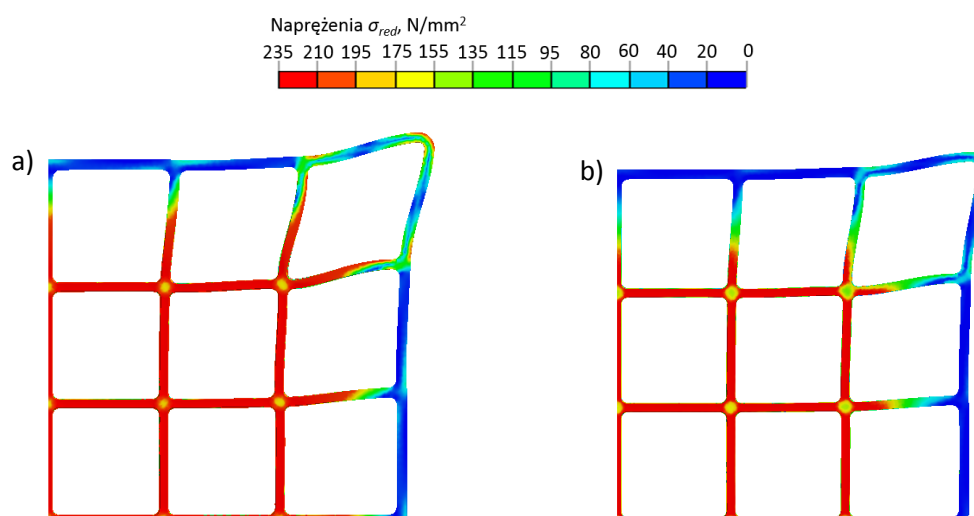
Obliczenia naprężeń cieplnych spowodowanych różnicą temperatury pomiędzy strefą zewnętrzną i wewnętrzną palety przeprowadzono w dwóch etapach. W pierwszym etapie jako obciążenie przyjęto zmianę temperatury z początkowej wynoszącej 900°C do temperatury jaka dla każdego węzła modelu została wyznaczona po czasie t_{max}^{AD} , kiedy różnica temperatury między

punktami A i D była najwyższa. W etapie II jako obciążenie przyjęto zmianę z temperatury po czasie t_{max}^{AD} do równomiernej temperatury w całym modelu odpowiadającej temperaturze przyjętego ośrodka chłodzącego (20 °C).

Na rys. 11.24 i 11.25. przedstawiono graficznie rozkład naprężeń zredukowanych (obliczonych zgodnie z hipotezą Hubera-Misesa) w analizowanej konstrukcji palety – na powierzchni, na której umieszczony jest wsad, przy chłodzeniu na powietrzu i w oleju o temp. 20 °C. Na rys. 11.24 pokazano wyniki dla etapu I, zaś na rys. 11.25 dla etapu II. Na rysunkach przedstawiono także deformacje spowodowane nierównomiernym rozkładem temperatury jaki powstaje w paletach obciążonych termicznym oddziaływaniem wsadu podczas ich cyklu pracy. Ponieważ rzeczywiste odkształcenia powstające w jednym cyklu są zbyt małe, aby były zauważalne, graficznie zaprezentowano je w zwielokrotnieniu (jednakowym dla wszystkich przypadków).



Rys. 11.24. Odkształcenia i rozkład naprężeń zredukowanych na powierzchni kontaktu palety z wsadem przy chłodzeniu z 900 °C do $T_{(A-D)max}$ (etap I): a) na powietrzu, b) w oleju

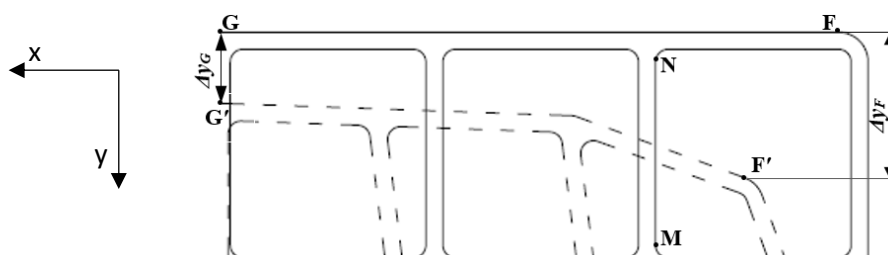


Rys. 11.25. Odkształcenia i rozkład naprężeń zredukowanych na powierzchni kontaktu palety z wsadem przy chłodzeniu z $T_{(A-D)max}$ do 20 °C (etap II): a) na powietrzu, b) w oleju

Analizując przedstawione wyniki można zauważyć, że zarówno w przypadku chłodzenia na powietrzu, jak i w oleju charakter powstających odkształceń jest podobny. W przypadku pierwszej fazy tego procesu, zewnętrzny obrys palety ulegający szybszemu chłodzeniu bardziej skraca swoje wymiary niż części palety znajdujące się pod wsadem. Powoduje to ściskanie wnętrza palety i rozciąganie ścianek leżących w zewnętrznym obrysie. Jeżeli na tym etapie dojdzie do powstania odkształceń plastycznych, to w dalszej części procesu chłodzenia zewnętrzny obrys palet będzie ścisany, a jej wnętrze rozciągane. Powoduje to charakterystyczne wypychanie naroży, występujące w eksploatowanych paletach [25].

Porównując wyniki otrzymane dla dwóch rodzajów chłodziwa można zauważyć, że w przypadku chłodzenia na powietrzu powstające odkształcenia oraz naprężenia są większe. Jest to związane z większą różnicą temperatury pomiędzy dwoma strefami palety, jaka powstaje podczas chłodzenia w tym chłodziwie.

Na rys. 11.26 przedstawiono schematycznie deformacje strefy przynaróżnej palety po I etapie chłodzenia. Na rysunku tym zaznaczono, do lepszego ilościowego porównania powstających odkształceń, punkty G i F w palecie wyjściowej (nieodkształconej) oraz ich położenie po I etapie chłodzenia – G' i F' . Liczbowe wartości przemieszczeń tych punktów wzdłuż kierunku y , otrzymane w wyniku przeprowadzonych obliczeń, zestawiono w tabeli 11.3.



Rys. 11.26. Przemieszczenia punktów leżących na obrysie palety po I etapie chłodzenia

Tabela 11.3

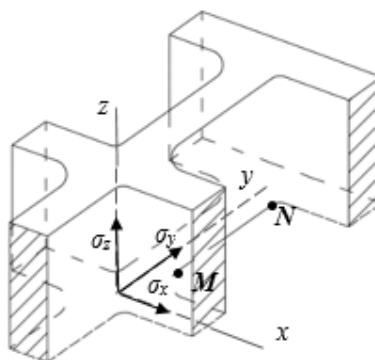
Przemieszczenia punktów F i G w kierunku y po I etapie chłodzenia

Chłodziwo	Δy_G , mm	Δy_F , mm	Δy_{F-G} , mm
Olej 20 °C	3,75	4,4	0,65
Powietrze 20 °C	2,74	4,39	1,65

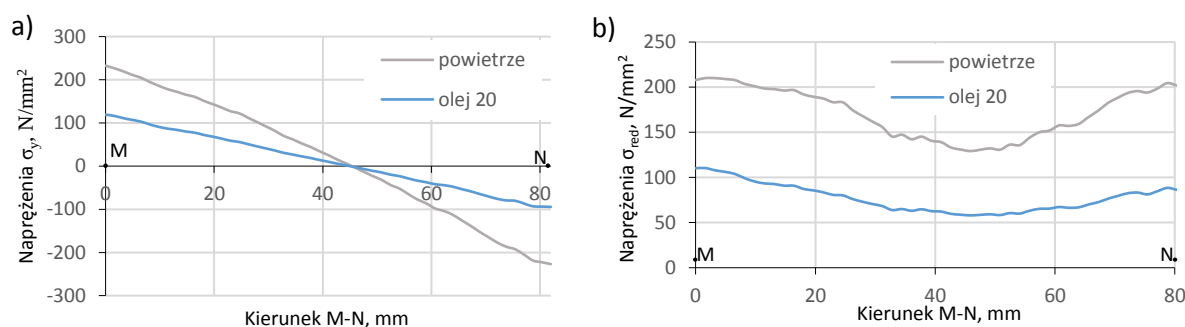
W przyjętej analizie punkt G leży na końcu szeregu ścianek z których większa część znajduje się pod wsadem, natomiast punkt F na końcu szeregu ścianek, z których wszystkie leżą w zewnętrznym obrysie palety. Gdyby w palecie zmiana temperatury w różnych jej punktach była taka sama, punkty G i F w kierunku y przemieściłyby się o taką samą wartość. Ponieważ część znajdująca

się pod wsadem ulegnie w I etapie chłodzenia mniejszemu skróceniu wymiarów, przemieszczenie punktu G jest wyraźnie mniejsze niż punktu F . Im większa jest ta różnica, tym większe są odkształcenia spowodowane pojawieniem się gradientu temperatury. Zgodnie z wynikami analiz przepływu ciepła i analiz naprężeń, największa różnica przemieszczeń pomiędzy punktami G i F dla etapu I powstała w przypadku chłodzenia na powietrzu. W przypadku chłodzenia w oleju różnica ta jest wyraźnie mniejsza.

Oprócz punktów G i F na rys. 11.26 zaznaczono także punkty M i N . Leżą one na ścianie palety, której jedna część znajduje się pod wsadem (punkt M), a druga w zewnętrznym obrysie palety (punkt N). Obydwa punkty leżą w środku wysokości ścianki (rys. 11.27) na przeciwległych końcach prostego odcinka żebra palety. Rozkłady naprężeń σ_y oraz naprężeń zredukowanych σ_{red} na kierunku wyznaczonym przez te punkty przedstawiono na rys. 11.28.



Rys. 11.27. Lokalizacja punktów M i N na ścianie palety



Rys. 11.28. Rozkład naprężeń na kierunku $M-N$: a) σ_y , b) σ_{red} po pierwszym etapie chłodzenia

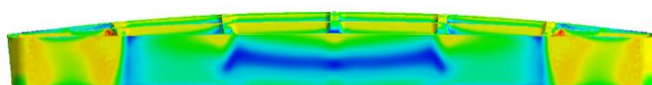
Widoczne jest, że analogicznie jak w przypadku odkształceń, większe naprężenia na tym kierunku powstały przy założeniu wolniejszego chłodzenia na powietrzu. Analizując rozkład naprężeń σ_y wzdłuż boku ścianki palety, widoczne jest, że na jednym z końców (punkt M) powstają silne naprężenia rozciągające, a na drugim (punkt N) naprężenia ściskające o podobnej wartości. W dalszej części chłodzenia, przy założeniu powstania odkształceń plastycznych w etapie I, kiedy

różnica temperatury pomiędzy strefą zewnętrzną a wewnętrzną palet zaczyna maleć, sytuacja ulega zmianie i tam gdzie powstawały naprężenia rozciągające powstaną ściskające i na odwrót. Ścianki palety w kolejnych cyklach poddane są więc działaniu naprężeń zginających. Największa wartość naprężeń zredukowanych pojawia się przy końcach ścianki i to tam należy spodziewać się największych odkształceń. Co więcej miejsce największych naprężeń, zgadza się z obszarami, w których często lokują się pęknięcia oraz wyłamania rzeczywistych naroży palet (rys. 11.29).



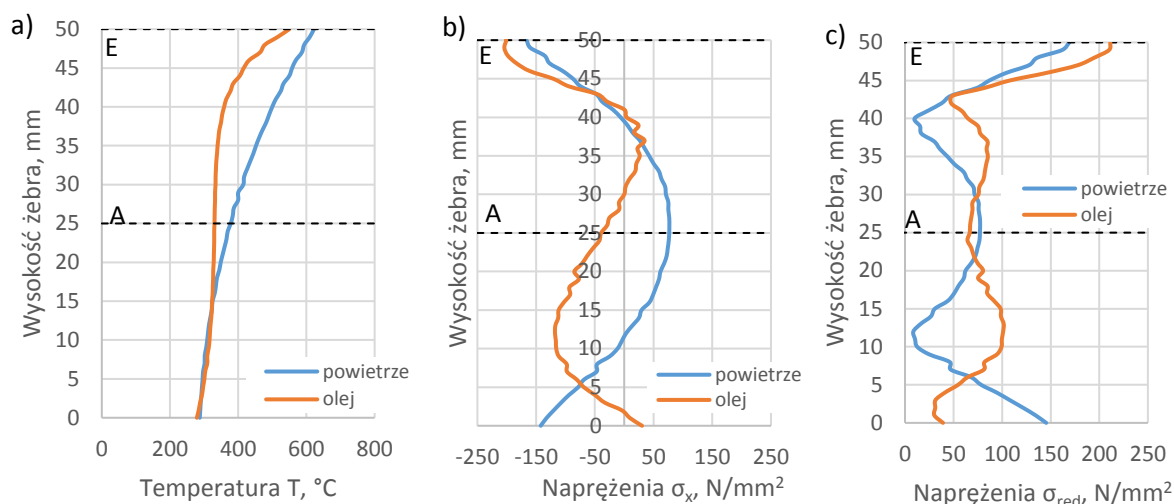
Rys. 11.29. Przykłady pęknięć palet w obszarze naroży

Analizując rozkłady naprężeń zredukowanych przedstawione graficznie na rysunkach 11.24 i 11.25 widoczne jest, że silnie naprężenia powstają nie tylko na łączeniach pomiędzy strefą zewnętrzną palety a jej wnętrzem oraz w narożu palety, ale również na całym obszarze, który znajduje się pod wsadem. Istnienie w tym obszarze silnych naprężeń spowodowane jest wysokim gradientem temperatury na kierunku A-E (rys. 11.23d). Materiał palety, który ma bezpośredni kontakt z wsadem (punkt E), ma znacznie wyższą temperaturę niż ten w warstwach znajdujących się niżej (punkt A), co oznacza, że w pierwszym etapie ulega on mniejszemu skróceniu. Na rys. 11.30 przedstawiono wyznaczone numerycznie odkształcenie palety, które wystąpiło po obciążeniu jej rozkładem temperatury otrzymanym po czasie, dla którego jej różnica na kierunku A-E była największa.



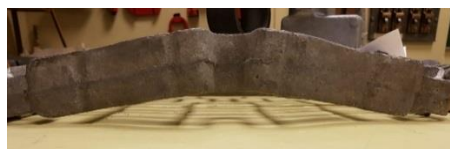
Rys. 11.30. Deformacja palety przy obciążeniu rozkładem temperatury wyznaczonym po czasie t_{max}^{AE}

W wyniku naprężeń powstałych w paletce przy takim obciążeniu termicznym, uległa ona deformacji – jej środkowa część unosi się względem zewnętrznej. Jeżeli deformacja ta będzie na tyle duża, iż spowoduje powstanie odkształceń plastycznych, w dalszym etapie chłodzenia sytuacja odwróci się i to zewnętrzny obrys ulegnie wyniesieniu względem środka palety. Rozkład naprężeń na kierunku A-E w badanych przypadkach przedstawiono na rys. 11.31.



Rys. 11.31. Wyniki obliczeń analitycznych na kierunku AE: a) rozkład temperatury na kierunku AE po czasie t_{max}^{AE} , b) rozkład naprężeń σ_x na kierunku AE uzyskany po obciążeniu rozkładem temperatury wyznaczonym po czasie t_{max}^{AE} , c) rozkład naprężeń σ_{red} na kierunku AE uzyskany po obciążeniu rozkładem temperatury wyznaczonym po czasie t_{max}^{AE}

Taka deformacja często spotykana jest w rzeczywistych paletach obciążonych wsadem (rys. 11.32). Istotnym wnioskiem wynikającym ze zgodności deformacji spotykanych w rzeczywistości z wynikami obliczeń numerycznych jest spostrzeżenie, że „zapadnięcia się” wnętrza palety względem obrzeża, nie musi być spowodowane obciążeniami mechanicznymi pochodzącymi od wsadu, a realny wpływ na ten rodzaj deformacji mają naprężenia cieplne. Deformacje obserwowane w rzeczywistości, są więc prawdopodobnie wypadkową tych dwóch sposobów oddziaływania wsadu na konstrukcję palety.



Rys. 11.32. Charakterystyczne „wygięcie” rzeczywistego odlewu palety wycofanego z dalszej eksploatacji

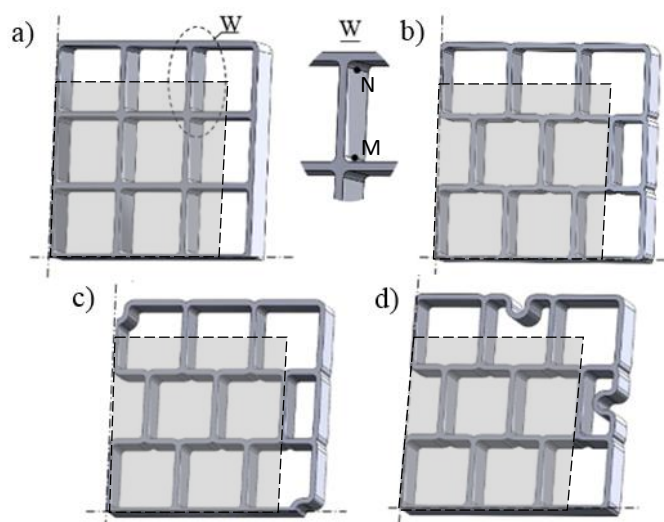
11.4. Wpływ modyfikacji konstrukcji na naprężenia cieplne wywołane obecnością wsadu

Wyniki przeprowadzonych obliczeń numerycznych wskazują, że przenoszony wsad ma istotny wpływ na rozkład naprężeń cieplnych w paletce. Wpływ ten jest szczególnie wyraźny podczas porównania obszarów palety mających z nim bezpośredni kontakt z obszarami nieobciążonymi jego obecnością. W związku z tworzącymi się znacznymi różnicami temperatury pomiędzy tymi obszarami, w konstrukcjach palety mogą powstawać wysokie naprężenia prowadzące do trwałych deformacji. Co jest istotne, naprężenia cieplne wywołane obecnością wsadu mogą oddziaływać na

znaczne obszary palet, porównywalne rozmiarem z samą ich konstrukcją. Stąd też jednym z postawionych celów było zbadanie możliwości zmniejszenia wartości tych naprężeń poprzez wprowadzenie zmian konstrukcyjnych, bez ingerencji w czynniki eksploatacyjne.

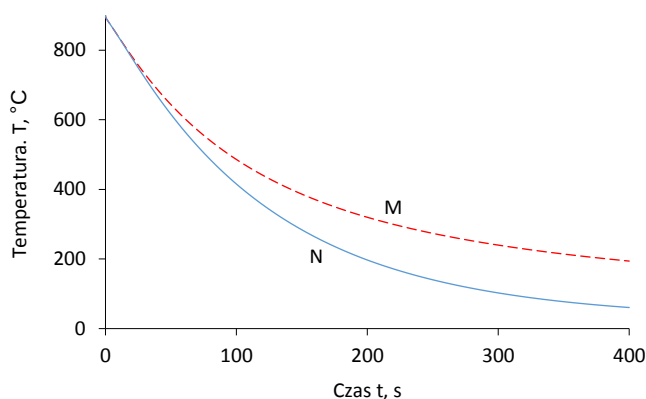
Z tego powodu zdecydowano się sprawdzić, jak modyfikacja konstrukcji palety w postaci zmniejszenia sztywności jej zewnętrznego obrysu wpłynie na zmniejszenie naprężeń cieplnych powstających w czasie chłodzenia w przynaróżnych żebrach palety. W tym celu przeprowadzono analizy rozkładów tych naprężeń podczas chłodzenia czterech wariantów przykładowej konstrukcji (rys. 11.33). W badaniach porównano wyjściową konstrukcję palety (rys. 11.33a) z połączeniami typu X z jej odpowiednikami, w których połączenia te zastąpiono, zgodnie z wynikami przedstawionymi w rozdziale 11.2, podwójnym połączeniem typu T_m (rys. 11.33b) oraz wprowadzono dalsze modyfikacje polegające na zastosowaniu rozprężaczy zewnętrznego obrysu w kształcie litery U (rys. 11.33 c i d), które mają na celu zmniejszenie jego sztywności. Konstrukcję z jednym rozprężaczem w boku zewnętrznego obrysu oznaczono jako T_{m1} , zaś z dwoma rozprężaczami T_{m2} . Z uwagi na symetrię badanych palet z umieszczonym na nich wsadem względem dwóch głównych płaszczyzn układu współrzędnych, wykorzystane w obliczeniach modele przedstawiają $\frac{1}{4}$ całych konstrukcji.

Na przedstawionym modelu palety, na przynaróżnym żebrze wybrano dwa punkty: M – znajdujący się pod wsadem oraz N – znajdujący się w zewnętrznym obrysie palety. Punkty te znajdują się w pobliżu przeciwnych końców tego samego żebra (rys. 11.33). Wyznaczają one kierunek badania zarówno zmian temperatury podczas chłodzenia, jak i kierunek badania powstających naprężeń.



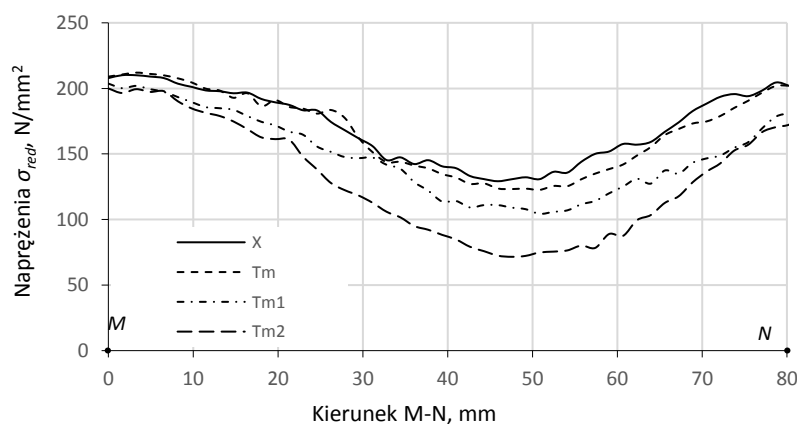
Rys. 11.33. Ćwiartki modelu palety użytej w analizie naprężeń w przynaróżnych żebrach palety: a) wyjściowa konstrukcja z połączeniami X , b) konstrukcja z połączeniami podwójne T_m , c) konstrukcja z jednym rozprężaczem na boku zewnętrznego obrysu palety T_{m1} , d) konstrukcja z dwoma rozprężaczami na boku zewnętrznego obrysu palety T_{m2}

Tak jak we wcześniej prowadzonych analizach pierwszym etapem badań było przeprowadzenie dla każdego modelu analizy przepływu ciepła, której celem było uzyskanie informacji o zmianie rozkładu temperatury w badanym układzie w czasie jego chłodzenia na powietrzu. Zmianę temperatury w punktach M i N modelu wyjściowego palety przedstawiono na rys. 11.34. Wyraźnie widoczne jest, iż pomimo położenia na tym samym żebrze palety, punkt N leżący w strefie zewnętrznej ulega znacznie szybszemu chłodzeniu niż punkt M znajdujący się pod przyjętym obrysem wsadu. Rozkład temperatury w chwili t_{max}^{MN} , w której dla danego modelu różnica temperatury pomiędzy tymi punktami osiągnęła maksimum został wykorzystany w analizach powstających naprężeń.



Rys. 11.34. Zmiana temperatury punktów M i N podczas chłodzenia na powietrzu

Wyniki obliczeń naprężeń przedstawiono na wykresach na rys. 11.35. Przedstawiają one uzyskane rozkłady naprężeń zredukowanych σ_{red} (wyznaczonych zgodnie z hipotezą Hubera-Misesa) w przynaroznym żebrze palety pomiędzy punktami M i N , dla czterech analizowanych wariantów konstrukcji palety.



Rys. 11.35. Rozkład naprężeń zredukowanych na kierunku $M-N$ w chwili t_{max}^{MN}

Na podstawie przedstawionych wyników można zauważyć, iż sama zmiana stosowanych połączeń z X na podwójne T_m , nie wpłynęła istotnie na zmianę rozkładu naprężeń przy obciążeniu temperaturą po czasie t_{max}^{MN} . Dzieje się tak ponieważ gradient temperatury spowodowany większymi grubościami połączeń ścianek, zgodnie z wynikami przedstawionymi na rys. 11.23 jest największy w początkowych chwilach gwałtownych procesów (głównie chłodzenia) i ma charakter lokalny. Różnice temperatury pomiędzy strefą zewnętrzną a wewnętrzną, odpowiedzialne za deformacje w obszarach naroży palety, zgodnie z wykresem na rys. 11.23c osiągają maksimum znacznie później. Oznacza to, że zmniejszenie węzłów cieplnych w palecie, praktycznie w żaden sposób nie przełożyło się na spadek naprężeń, powstających w czasie t_{max}^{MN} , na granicy strefy oddziaływania wsadu.

Z wykresów na rys. 11.35 widać jednak, że wprowadzenie do konstrukcji rozprężaczy (T_{m1} i T_{m2}) w zauważalny sposób wpłynęło na wartość tych naprężeń. Po wprowadzeniu jednego rozprężacza (T_{m1}) w bok zewnętrznego obrysu palety naprężenia zredukowane w punkcie N , a więc w pobliżu ściany zewnętrznego obrysu, spadły o około 10 %. Spowodowane jest to faktem, że dzięki wprowadzeniu rozprężacza zmniejszona została sztywność zewnętrznego obrysu palety, ponieważ wprowadzone segmenty mogą w większym stopniu odkształcać się w kierunku równoległym do ściany, na której są umieszczone.

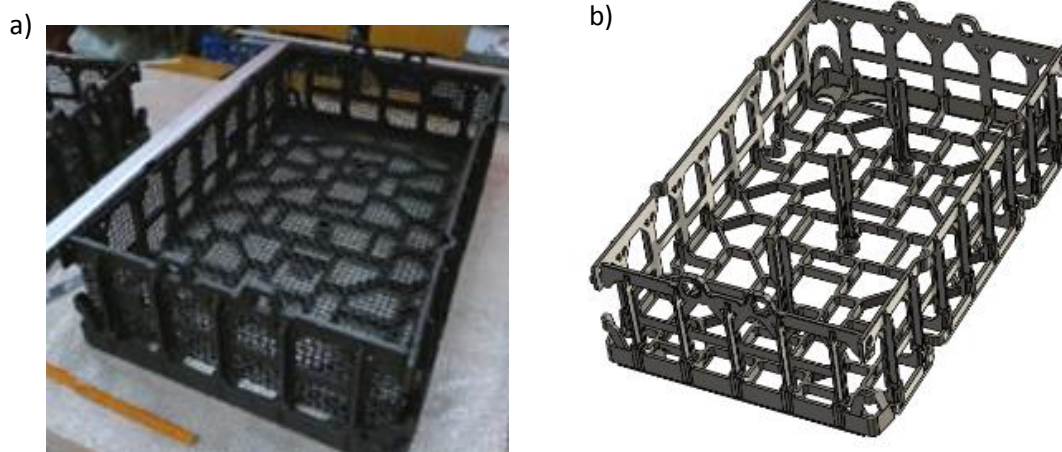
Wprowadzenie drugiego rozprężacza (T_{m2}) na boku zewnętrznego obrysu palety nie spowodowało co prawda dalszego istotnego spadku naprężeń cieplnych w punkcie N , jednak znacznie obniżyło wartości naprężeń zredukowanych wzdłuż żebra. Maksymalny spadek tych naprężeń w jego środkowej części wynosił około 42% w stosunku do wersji bez rozprężacza i 35% w stosunku do wersji z pojedynczym rozprężaczem.

Proces niszczenia odlewów eksploatowanych w warunkach związanych z przebiegiem obróbki cieplnej, jest procesem złożonym. W zależności od jego etapu oraz warunków w jakich zachodzi (temperatura, medium chłodzące, atmosfera wewnątrz pieca), różne czynniki mogą decydować o powstawaniu uszkodzeń. Jednak w każdym przypadku o pojawieniu się deformacji lub pęknięć decydują powstające w elemencie naprężenia. Wyniki wykonanych analiz numerycznych wyraźnie wskazują, że poprzez stosowanie różnych rozwiązań konstrukcyjnych można w istotny sposób wpływać na rozkład naprężeń powstających w konstrukcji palety w czasie jej cyklu cieplnego.

Dzięki wiedzy na jakim etapie procesu zmiany temperatury powstają najwyższe naprężenia, i jakie są mechanizmy za nie odpowiedzialne, możliwe jest zaproponowanie takich modyfikacji konstrukcji, których efektem będzie minimalizacja naprężeń cieplnych mogąca w istotny sposób wpłynąć na podwyższenie czasu eksploatacji analizowanego osprzętu.

12. Modernizacja konstrukcji kosza do transportu wsadu

Dzięki współpracy z firmą Polcast z siedzibą w Szczecinie, zajmującą się produkcją oprzyrządowania technologicznego pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, opisane w pracy postępowanie mogło zostać sprawdzone praktycznie, na rzeczywistej konstrukcji eksploatowanej w warunkach przemysłowych. Konstrukcją poddaną modernizacji była konstrukcja kosza (rys. 12.1), w którym po stosunkowo krótkim czasie eksploatacji pojawiły się znaczne odkształcenia plastyczne.



Rys. 12.1. Kosz poddany modernizacji konstrukcji: a) obiekt rzeczywisty, b) model 3D

Analizowane kosze, podobnie jak palety, służą do transportu wsadu w piecach. W praktyce tego typu konstrukcje wykonywane są w różny sposób. Mogą być utworzone z odpowiednio pozaginanych i pospawanych drutów, odlewów palet pracujących w zestawach jedno lub wielopoziomowych z umieszczoną w nich pomiędzy bocznymi słupkami siatką lub odlewów dna kosza i współpracujących z nim odlewów ścian bocznych. Przykładem ostatniego typu konstrukcji jest kosz będący przedmiotem analiz przedstawionych w niniejszym rozdziale. Składa się on z kilku oddzielnie odlanych elementów tworzących podstawę i ściany boczne. Elementy te są montowane przy zastosowaniu połączeń stałych i rozłącznych. Połączenia stałe – spawy występują między ścianami bocznymi i podstawą, a rozłączne – zaczepy między ścianami bocznymi. Kosz ma wymiary: 870x555x220 mm. Części składowe omawianego kosza zostały odlane ze stopu 1.4849.

Podobnie jak w przypadku palet, minimalizacja masy kosza została uzyskana poprzez zastosowanie ażurowej konstrukcji zarówno podstawy, jak i ścian bocznych. Kosz jest przystosowany do ustawiania jeden na drugim, w czym pomagają uchwyty transportowe umieszczone pośrodku boków krótkich. Do jego środka można też wstawić siatkę (rys. 12.1a), a także słupki (rys. 12.1b), które mają zapobiegać odkształceniu się dna kosza umieszczonego na wyższym poziomie.

Jak to zostało omówione w rozdziale V, dotyczącym typowych zniszczeń zachodzących w odlewach stanowiących oprzyrządowanie pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, typowym zjawiskiem obserwowanym w trakcie eksploatacji koszy do obróbki cieplnej jest zapadanie się ścian bocznych do jego środka (rys. 5.7). Tego typu deformacja pojawiła się również w analizowanej konstrukcji, co zostało przedstawione na rys. 12.5b. Widoczne jest, że w wyniku eksploatacji ściany boczne kosza uległy wypaczeniu, wyraźnie odchylając się ku jego wnętrzu. Opisane widoczne odkształcenia pojawiły się stosunkowo szybko, bo już po około miesiącu pracy. Stąd też konstrukcja kosza wymagała korekty mającej na celu zmniejszenie powstających odkształceń i przedłużenie jego trwałości.

Charakter obserwowanych deformacji sugerował, że są one spowodowane działaniem naprężeń cieplnych, pojawiających się w każdym kolejnym cyklu pracy. W związku z tym przeprowadzono analizy możliwości wprowadzenia takich modyfikacji, które doprowadziłyby do redukcji tych naprężeń, co mogłoby spowodować zmniejszenie pojawiających się deformacji i wydłużenie czasu eksploatacji kosza. Ponieważ zmianie miała ulec istniejąca już konstrukcja kosza, przy jej modyfikacji zdecydowano się posłużyć analizami numerycznymi powstających odkształceń wykorzystując do tego metodę elementów skończonych. Do rozpoznania mechanizmu powstawania widocznych uszkodzeń oraz do oceny zasadności proponowanych rozwiązań konstrukcyjnych mających na celu zmniejszenie powstających naprężeń, wykorzystano opracowaną w ramach niniejszej pracy metodykę badawczą służącą do optymalizacji konstrukcji palet pod kątem minimalizacji powstających w nich naprężeń cieplnych i wywołanych nimi odkształceń.

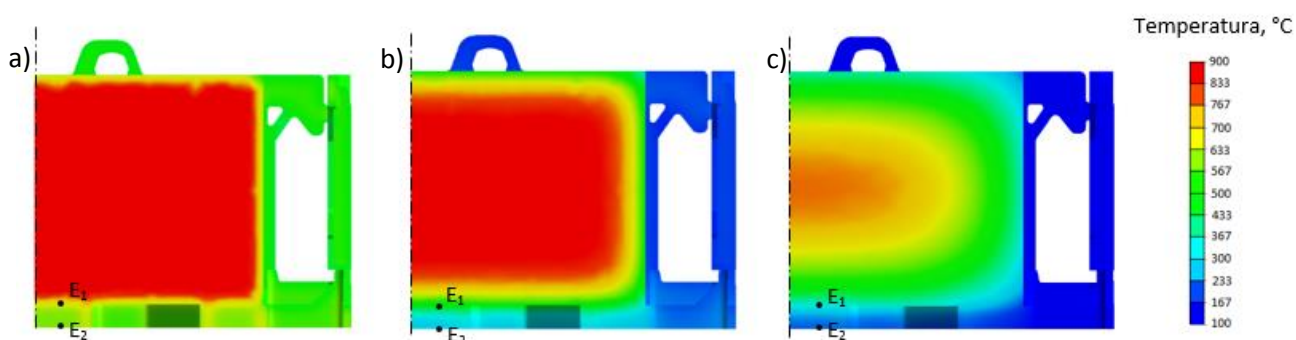
12.1. Analizy powstających odkształceń

Podobnie jak w uprzednio opisanych analizach naprężeń cieplnych, pierwszym krokiem było wykonanie analiz przepływu ciepła. W celu zamodelowania obciążenia cieplnego pochodzącego od transportowanego wsadu model 3D kosza (rys. 12.1b) uzupełniono prostopadłościennym wsadem o wymiarach 600x400x200 mm. Obecność wsadu powoduje wolniejsze chłodzenie wewnętrznej części

kosza. Przyjęta w obliczeniach grubość ścianki kosza była zgodna z grubością rzeczywistej konstrukcji i wynosiła 9 mm. Szczegółową siatkę elementów skończonych użytą w obliczeniach przedstawiono w załączniku C (rys. C.10)

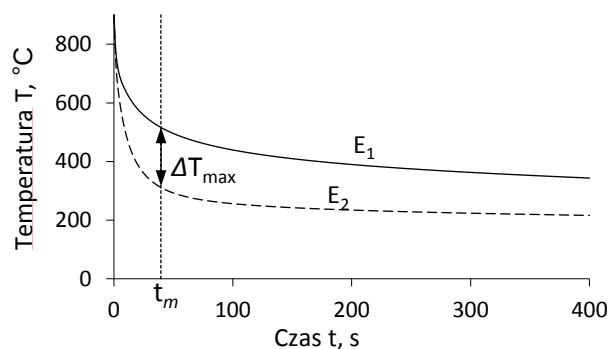
W analizach założono chłodzenie badanego kosza wraz ze znajdującym się w nim wsadem, z początkowej temperatury wynoszącej $T_0 = 900\text{ °C}$, w oleju o temperaturze $T_k = 20\text{ °C}$. Założono, że wymiana ciepła pomiędzy koszem i wsadem a otoczeniem przebiega za pomocą mechanizmu konwekcji swobodnej. W analizach przyjęto temperaturową zależność współczynnika wymiany ciepła, zgodnie z zależnością przedstawioną na rys. 9.9a. Właściwości termiczne materiału kosza przyjęto zgodnie z normą dla staliwa 1.4849 [29]. W obliczeniach założono, że chłodzony wsad ma takie same właściwości termiczne, jak materiał kosza.

Wyniki obliczeń przepływu ciepła przedstawiono na rys. 12.3, na którym pokazano rozkłady temperatury na przekroju kosza chłodzonego wraz z umieszczonym wsadem, po upływie 5, 50 i 400 s od rozpoczęcia procesu chłodzenia. Na rysunku tym oprócz graficznej prezentacji rozkładu temperatury zaznaczono także punkty E_1 i E_2 znajdujące się pod wsadem. Punkt E_1 leży na krawędzi żebra znajdującej się bezpośrednio pod wsadem i mającej z nim bezpośredni styk, natomiast punkt E_2 znajduje się na tej samej osi pionowej co punkt E_1 , jednak po przeciwnej stronie tego żebra. Zmianę temperatury w czasie, w obydwu tych punktach, przedstawiono na wykresie na rys. 12.4.



Rys. 12.3. Rozkład temperatury na przekroju kosza i posadowionego na nim wsadu po: a) 5 s, b) 50 s, c) 400 s czasu chłodzenia

Z wykresu tego wynika, że różnica temperatury pomiędzy punktami E_1 i E_2 narasta stopniowo, w miarę upływu czasu chłodzenia, aż do osiągnięcia maksimum. Czas osiągnięcia tego maksimum oznaczono na wykresie jako t_{max} . W przeprowadzonych obliczeniach numerycznych, przy założonych warunkach cyklu cieplnego, wartość t_{max} wynosiła 39,5 s, a osiągnięta maksymalna różnica temperatury po tym czasie $\Delta T_{max} = 204,6\text{ °C}$. W dalszym etapie procesu chłodzenia, tendencja się odwraca i to górna część palety stanowiącej podstawę kosza ulega zmianie temperatury z większą prędkością, zmniejszając przy tym gradient temperatury na tym kierunku.



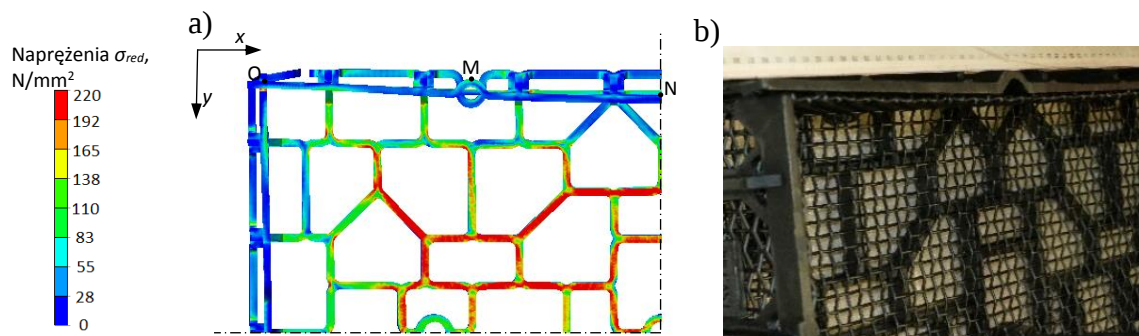
Rys. 12.4. Zmiana temperatury w punktach E_1 i E_2 podstawy kosza podczas chłodzenia

Zgodnie z wynikami przedstawionymi w podrozdziale 11.3 kierunek wyznaczony przez punkty E_1 i E_2 związany jest z powstawaniem silnego gradientu temperatury pochodzącego od oddziaływania cieplnego wsadu. Z uwagi na obserwowany charakter rzeczywistych deformacji ścian kosza uznano, że ich źródłem może być deformacja jego dna wywołana gradientem temperatury tworzącym się na tym kierunku. W związku z tym analizy powstających naprężeń i odkształceń przeprowadzono przy założeniu obciążenia rozkładem temperatury jaki w obliczeniach przepływu ciepła został otrzymany po czasie t_{max} .

Na rys. 12.5a przedstawiono wyznaczony w wyniku obliczeń numerycznych rozkład naprężeń zredukowanych w modelu kosza. Przedstawiono na nim także (w powiększeniu) deformacje, jakie w wyniku tych naprężeń powstają. Porównując je z rzeczywistymi odkształceniami kosza przedstawionymi na rys. 12.5b można zauważyć, że odkształcenia wyznaczone w wyniku obliczeń numerycznych są jakościowo zgodne z odkształceniami w rzeczywistej konstrukcji. Oznacza to, że przyjęte założenie dotyczące przyczyn powstawania opisanych odkształceń kosza jest prawdopodobne, a wyniki analiz modelowych mogą stanowić podstawę do dalszych analiz jakościowych mechanizmu powstawania deformacji, jak i analiz, których celem jest wprowadzenie zmian konstrukcyjnych redukujących wielkość tych deformacji.

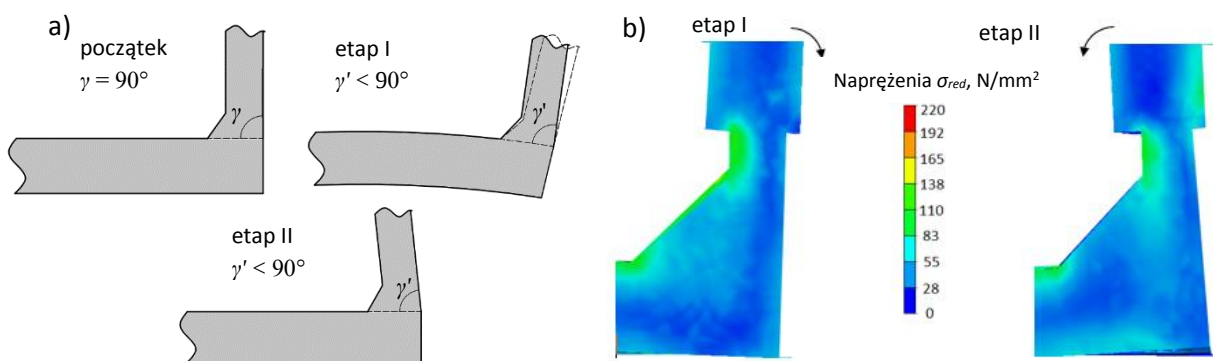
Przyczyną powstawania odkształceń ścian bocznych w analizowanym modelu kosza jest nierównomierność chłodzenia znajdujących się pod sobą warstw materiału jego podstawy. Zgodnie z wynikami zaprezentowanymi w podrozdziale 11.3 nierównomierność ta, nawet przy braku obciążeń mechanicznych, może powodować charakterystyczne wyginanie palety stanowiącej dno kosza. Zewnętrzna – dolna część podstawy ulega szybszemu chłodzeniu, bardziej zmniejszając swoje wymiary niż część wewnętrzna stykająca się bezpośrednio z wsadem. W przypadku, w którym dno kosza nie pracuje samodzielnie, lecz jest połączone ze ścianami bocznymi, jego odkształcenie może

przenosić się na te ściany i powodować zaobserwowane w badanej konstrukcji odchylenie środkowej części ich górnych krawędzi.



Rys. 12.5. Deformacja ścian kosza: a) wyniki obliczeń numerycznych, b) rzeczywisty kosz

Na tej podstawie postawiono tezę, iż widoczne, znaczne deformacje ścian bocznych mogą być wynikiem ich zbyt sztywnego połączenia z podstawą kosza. W wyniku zachodzącej przy chłodzeniu deformacji tej podstawy, w sposób opisany w poprzednim rozdziale, jego ściany boczne w pierwszym etapie chłodzenia wypychane są na zewnątrz (rys. 12.6a). Ponieważ są one połączone także ze sobą nawzajem, nie mogą się swobodnie odchyłać i we wczesnym etapie chłodzenia, w wyższych temperaturach, kiedy właściwości mechaniczne materiału są obniżone, dochodzi w połączeniach z podstawą do odkształceń plastycznych zmniejszających kąt między kolumną ściany a podstawą kosza, z początkowych $\gamma = 90^\circ$ do wartości mniejszej $\gamma' < 90^\circ$. W dalszej fazie chłodzenia, kiedy podstawa wraca do normalnej postaci, a materiał traci właściwości plastyczne, ściany boczne wracając są już, w wyniku odkształcenia plastycznego, odchylone do wnętrza kosza (rys. 12.6b).



Rys. 12.6. Deformacje kolumn ścian bocznych kosza: a) schemat powstawania deformacji, b) wyniki obliczeń numerycznych

Powstające w pojedynczym cyklu odkształcenia, są małe i nie są widoczne gołym okiem. Jednak, ponieważ oprzyrządowanie pieców zwykle eksploatowane jest w sposób cykliczny, co sprzyja zjawiskom zmęczeniowym, deformacje z kolejnych cykli mogą się nakładać, dając w efekcie zmianę kształtów i wymiarów zewnętrznych kosza, które uniemożliwiają jego dalszą pracę.

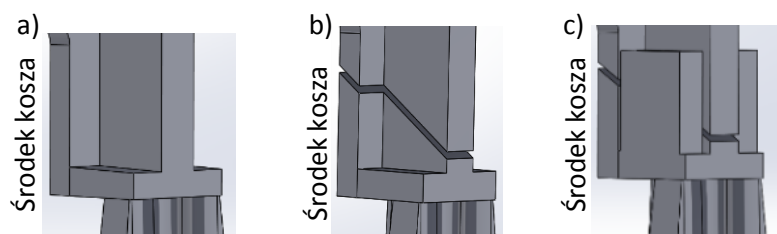
Na podstawie analizy uzyskanych wyników wprowadzono zmiany konstrukcyjne, których celem było zredukowanie powstających w konstrukcji kosza odkształceń, co w efekcie końcowym powinno przełożyć się na przedłużenie czasu jego eksploatacji.

12.2. Modyfikacja konstrukcji kosza

Na podstawie przeprowadzonych obliczeń symulacyjnych różnych rozwiązań konstrukcyjnych stwierdzono, że zmniejszenie sztywności pomiędzy ścianami bocznymi, a podstawą kosza, powinno w znaczący sposób zmniejszyć odkształcenia ścian bocznych kosza wywołane nierównomiernym rozkładem temperatury powstającym w konstrukcji kosza w każdym cyklu pracy.

Planując odpowiednią modyfikację, należało pamiętać, że w rozpatrywanym przypadku analizowana konstrukcja jest już stosowana w praktyce produkcyjnej. Ważnym więc było, aby proponowana modyfikacja oprócz spowodowania przewidywanej poprawy, była również możliwie łatwa do praktycznego wprowadzenia, przy możliwie jak najmniejszych kosztach. W przypadku odlewów jednostkowych, a analizowany osprzęt pieców często produkowany jest w niewielkich ilościach, istotnym kosztem jego produkcji jest oprzyrządowanie modelowe. Ważnym warunkiem przy planowanej modyfikacji było więc to, aby jej wprowadzenie nie wymagało wykonania nowych modeli.

Biorąc pod uwagę wymienione czynniki, zaproponowano wprowadzenie w dotychczasowej konstrukcji w wybranych kolumnach dłuższych ścian bocznych kosza przecięć odciążających (rys. 12.7b). Przecięcia te, zgodnie z celem modyfikacji, zmniejszyły sztywność połączeń. Aby zapobiec zsuwaniu się ścian do środka kosza, przecięcia te zostały wykonane pod kątem. Natomiast żeby uniknąć zsuwania się ścian bocznych na zewnątrz dospawano do podstawy kosza, przy każdej przeciętej kolumnie, po dwa ograniczniki eliminujące taką możliwość (rys. 12.7c).



Rys. 12.7. Kolumny ścian bocznych kosza: a) przed modyfikacją, b) wprowadzone rozcięcie, c) po modyfikacji

W tabeli 12.1 przedstawiono wyniki porównawcze obliczeń odkształceń przeprowadzonych dla rozwiązania wyjściowego i zmodyfikowanego. Jako kryterium porównania przyjęto różnicę pomiędzy przemieszczeniem punktu O położonego na końcu badanej ściany a przemieszczeniami

punktów M i N leżących w $\frac{1}{4}$ i $\frac{1}{2}$ jej długości (rys. 12.5), mierzoną w kierunku osi prostopadłej do tej ściany.

Tabela 12.1. Przesunięcie względne punktów O i M , N w kierunku osi y po pierwszym etapie chłodzenia

Wersja modelu	Przesunięcie względne, Δy , mm	
	Δy_{O-M}	Δy_{O-N}
Wyjściowy	2,88	4,17
Zmodyfikowany	0,349	0,239

Widać, że po wprowadzeniu zaproponowanej modyfikacji, różnica przemieszczeń pomiędzy punktami O i M zmniejszyła się ponad ośmiokrotnie, zaś pomiędzy punktami O i N ponad siedemnastokrotnie. Oznacza to, że zmniejszenie sztywności połączenia ściany i podstawy istotnie wpływa na powstające, w czasie eksploatacji kosza, odkształcenia jego ścian bocznych. Były istotne przesłanki do wprowadzenia tej modyfikacji w rzeczywistych konstrukcjach, gdyż powinna ona w znaczący sposób wydłużyć czas ich eksploatacji.

Zaproponowane zmiany konstrukcyjne zweryfikowano doświadczalnie wprowadzając je w koszach eksploatowanych w warunkach przemysłowych. Po ich wprowadzeniu, żaden z koszy nie został ponownie zareklamowany, co oznacza, że okres ich pracy wzrósł przynajmniej do 1 roku. Należy przy tym podkreślić, iż na dzień dzisiejszy nie ma informacji o ich wycofaniu, tak więc ich faktyczny czas pracy może być znacznie dłuższy. Należy także zaznaczyć, iż wyniki przeprowadzonych analiz dotyczące wpływu sztywności połączenia ścian kosza i jego podstawy stanowiły bazę do opracowania nowego sposobu konstruowania tego typu oprzyrządowania.

13. Podsumowanie oraz wnioski i uwagi końcowe

W pracy omówiono oraz poddano analizie czynniki konstrukcyjne i eksploatacyjne mające wpływ na rozkłady naprężeń cieplnych i strukturalnych powstających w osprzęcie technologicznym do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, w tym, w szczególności w wykonywanych ze staliwa austenitycznego odlewach palet pracujących w warunkach cyklicznych, gwałtownych zmian temperatury. W celu zaprojektowania rozwiązań optymalnych pod kątem trwałości przedstawiono spójną metodykę prowadzenia analiz tych naprężeń, z wykorzystaniem nowoczesnych technik obliczeniowych, umożliwiającą porównanie różnych rozwiązań konstrukcyjnych palet z uwagi na powstające w cyklu pracy naprężenia i odkształcenia.

Na podstawie wyników przeprowadzonych analiz modelowych i badań doświadczalnych zaprezentowanych w niniejszej rozprawie oraz dokonanego przeglądu literatury, sformułowano wnioski dotyczące mechanizmów odpowiedzialnych za niszczenie odlewów oprzyrządowania technologicznego do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej.

W oparciu o analizy rzeczywistych zniszczeń powstających w eksploatowanych w warunkach produkcyjnych paletach oraz wyniki analiz numerycznych prowadzonych na zaproponowanych modelach MES można stwierdzić, że istotny wpływ na procesy zmęczeniowe odpowiedzialne za niszczenie tego typ elementów oprzyrządowania technologicznego pieców mają zarówno mikronaprężenia spowodowane różną rozszerzalnością cieplną występujących w staliwie składników strukturalnych, szczególnie pomiędzy niemetalicznymi wtrąceniami i wydzieleniami a metaliczną osnową, jak i naprężenia spowodowane gradientem temperatury tworzącym się na przekroju elementu podczas gwałtownych zmian temperatury.

Ponieważ analizowane naprężenia cieplne zależą od powstających w konstrukcji, w trakcie nagrzewania i chłodzenia, i zmieniających się w sposób ciągły rozkładów temperatury, w pracy przeprowadzono badania doświadczalne kinetyki nagrzewania i chłodzenia podstawowego elementu palety, jakim jest żebro pionowe. Badania te przeprowadzono na specjalnie w tym celu zbudowanym stanowisku badawczym. Uzyskane dane wykorzystano do opracowania numerycznego modelu przepływu ciepła w żebrach palety, w czasie cyklu jej nagrzewania i chłodzenia.

Obliczenia numeryczne przepływu ciepła wykonano dla trzech ośrodków: powietrza, oleju hartowniczego i wody. W przypadku powietrza i oleju uzyskano bardzo dobrą zgodność z wynikami

badan doświadczalnych. W przypadku chłodzenia w wodzie uzyskana zgodność jest mniejsza niż dla pozostałych przyjętych mediów. Rozbieżności między danymi doświadczalnymi a wynikami obliczeń numerycznych rozkładów temperatury przy chłodzeniu wodnym wynikają najprawdopodobniej z nieuwzględnienia w modelach obliczeniowych zjawisk cieplnych towarzyszących procesom wydzieleniowym węglików w czasie chłodzenia, a także z dużej dynamiki tego rodzaju chłodzenia i zbyt małej dokładności aparatury pomiarowej, w której minimalny dostępny krok pomiaru, wynoszący 1 sekundę, okazał się zbyt duży dla pierwszego, najbardziej dynamicznego etapu chłodzenia. Pomimo tych rozbieżności uzyskano ogólną dobrą zgodność obliczeń numerycznych z wynikami badań doświadczalnych. Osiągnięto to dzięki zastosowanej metodyce obliczeń, w tym, w szczególności dzięki przyjęciu zmiennej wartości współczynnika przenikania ciepła. Wyznaczona numerycznie, uproszczona funkcja zależności tego współczynnika od temperatury pozwoliła na uwzględnienie dużych różnic jego wartości pomiędzy stanem ciecży wrząco-parującej i ciecży. Przyjęcie jednej, uśrednionej wartości tego współczynnika dla całego zakresu zmian temperatury w cyklu cieplnym spowodowałoby znacznie większe rozbieżności wyników obliczeń numerycznych i badań doświadczalnych, co znacząco zmniejszyłoby ich przydatność w analizach powstających naprężeń cieplnych.

Do głównych czynników eksploatacyjnych wpływających na procesy niszczenia elementów oprzyrządowania do transportu wsadu w piecach należy zaliczyć, oprócz wysokiej temperatury i gwałtownych jej zmian, postępujący w kolejnych cyklach pracy proces nawęglania materiału, z którego osprzet ten jest wykonany. W pracy przeprowadzono analizy numeryczne kształtowania się lokalnych naprężeń w nawęglonym stopie podczas gwałtownego chłodzenia, wywołanych różną rozszerzalnością cieplną faz w rozwijającej się w głąb materiału warstwie nawęglonej. W tym celu zaproponowano modele MES warstwy przypowierzchniowej nawęglonego stopu pokrytego na powierzchni ciągłą warstwą tlenków, uwzględniające zwiększoną koncentrację wydzieleń węglików na granicach ziaren. Wyniki analiz numerycznych przeprowadzonych na tych modelach obliczeniowych pozwalają wyjaśnić proces powstawania i rozwoju pęknięć w warstwie nawęglonej pokrytej tworzącą się w czasie eksploatacji warstwą tlenków.

Wykazano, że w warstwie tlenków, podczas gwałtownego chłodzenia, mogą powstawać naprężenia rozciągające spowodowane różną rozszerzalnością cieplną składników strukturalnych staliwa. Czynnikiem sprzyjającym powstawaniu tych naprężeń jest tworzenie się w strefie przypowierzchniowej, na granicach ziaren, ciągłej siatki węglików rozwijającej się w trakcie nawęglania w głąb materiału. Fakt ten wyjaśnia dlaczego pęknięcia w rzeczywistych odlewach powstają na granicach ziaren, gdzie występuje większa koncentracja wydzieleń. Wyniki

przeprowadzonych obliczeń wskazują również, że wpływ wydzielen węglików na naprężenia występujące w przypowierzchniowej warstwie stopu jest największy, kiedy warstwa tlenków jest cienka. W pracy wykazano także, że istotne znaczenie na wielkość powstających w czasie chłodzenia naprężeń ma wielkość ziarna. Większe odległości pomiędzy ciągłymi strefami wydzielen węglików sprzyjają powstawaniu wyższych naprężeń rozciągających w strefie przypowierzchniowej nawęglonego stopu.

Zaproponowane modele warstwy przypowierzchniowej wykorzystano do analizy synergii jednoczesnego działania dwóch źródeł naprężeń cieplnych – różnej rozszerzalności cieplnej faz oraz tworzącego się gradientu temperatury. W rzeczywistych odlewach narażonych podczas eksploatacji na gwałtowne zmiany temperatury, czynniki te oddziałują w tym samym czasie. Na podstawie uzyskanych wyników można stwierdzić, że jednoczesne oddziaływanie tych czynników wzmacnia ich negatywny wpływ na rozkład naprężeń w analizowanej warstwie. Dla opracowanego modelu, w wariacie uwzględniającym jednoczesne oddziaływanie obydwóch tych źródeł naprężeń, uzyskano rozkład naprężeń najbardziej sprzyjający powstawaniu pęknięć w powierzchniowej warstwie tlenków oraz znajdującym się pod nią obszarze wydzielen węglików.

W analizach dotyczących konstrukcyjnych czynników sprzyjających powstawaniu naprężeń cieplnych zaprezentowano metodykę do oceny wpływu rozwiązań konstrukcyjnych projektowanych i już eksploatowanych palet na naprężenia spowodowane tworzącym się gradientem temperatury. Zgodnie z opracowaną metodyką, w prowadzonych analizach numerycznych pierwszym krokiem jest przeprowadzenie obliczeń zmian temperatury w czasie, w przekroju chłodzonego lub nagrzewanego elementu, w pojedynczym cyklu pracy. Krokiem kolejnym jest wyznaczenie czasu, po którym różnice temperatury na wybranym kierunku są największe. Następnie, w celu uzyskania rozkładu naprężeń, obciąża się konstrukcję o ustalonej temperaturze początkowej, rozkładem temperatury uzyskanym dla czasu największej różnicy temperatury na analizowanym kierunku. Oczywiście postępowanie takie zawiera wiele uproszczeń, np. nie uwzględnia relaksacji naprężeń na skutek powstających na wcześniejszych etapach procesu odkształceń plastycznych, jednak bardzo dobrze sprawdziło się w analizach porównawczych różnych alternatywnych rozwiązań.

W przeprowadzonej analizie makronaprężeń cieplnych powstających w czasie chłodzenia wyróżniono trzy różne kierunki tworzenia się gradientu temperatury:

- a) na przekroju żebra – wzdłuż jego grubości,
- b) w pobliżu węzłów cieplnych tworzących się w połączeniach żeber palet – od środka połączenia, wzdłuż osi symetrii żebra, równoległe do jego krawędzi,
- c) pomiędzy strefami palety o różnym obciążeniu cieplnym wywołanym przenoszonym wsadem.

W dwóch pierwszych przypadkach największe różnice temperatury powstają w pierwszych chwilach procesu chłodzenia i wpływ wsadu na maksymalne naprężenia jest mały. W przypadku trzecim (c), maksymalne różnice temperatury występują znacznie później, a wpływ wsadu na spowolnienie chłodzenia części oprzyrządowania znajdującej się pod nim może być bardzo duży. Co więcej, różnice temperatury pomiędzy strefami palety o różnym oddziaływaniu cieplnym wsadu mogą być bardzo duże, nawet przy stosunkowo mało dynamicznym chłodzeniu na powietrzu. Fakt ten jest o tyle ważny, że przy konstrukcjach poddawanych cyklicznym zmianom temperatury w piecach, większość uszkodzeń wiązana jest z gwałtownie przebiegającym chłodzeniem i naprężeniami powstającymi w konstrukcji podczas tego procesu. Z przeprowadzonych analiz wynika jednak, że do powstania silnych naprężeń może również dochodzić w przypadku, w którym zmiany temperatury zachodzą z małą szybkością. Przykładem takich procesów może być zarówno powolne chłodzenie, jak i znacznie częściej spotykane w praktyce powolne nagrzewanie.

Dla każdego z trzech wyróżnionych kierunków gradientu temperatury wyznaczono rozkłady naprężeń w konstrukcji wyjściowej oraz w konstrukcjach z wprowadzonymi różnymi modyfikacjami. W przypadku naprężeń powstających na przekroju ścianki pojedynczej palety badaniu poddano wpływ jej grubości na powstające naprężenia. Na podstawie otrzymanych, dla analizowanego przedziału grubości żebra, wyników chłodzenia w oleju stwierdzono, że wraz ze wzrostem grubości ścianki maksymalne różnice temperatury wzrastają w przybliżeniu liniowo, co przekłada się na wzrost maksymalnych naprężeń powstających w żebrach palety w czasie chłodzenia.

Na podstawie analiz naprężeń powstających w otoczeniu węzłów cieplnych powstających w miejscach połączeń ścianek palety stwierdzono, iż najgorszymi, pod kątem powstających rozkładów temperatury i naprężeń, są połączenia X , T_{60} i T_{45} . Spośród połączeń bez wybrania technologicznego najlepsze wyniki uzyskano dla połączeń Y_{120} i Y_{90} . Dzięki wprowadzeniu wybrań technologicznych, zmniejszających grubość danego połączenia, udało się zredukować wielkość powstających w nim naprężeń cieplnych. W zmodyfikowanych wersjach, dla wszystkich połączeń udało się na wybranych kierunkach obniżyć wartość powstających podczas chłodzenia różnic temperatury do podobnego poziomu. Wybrania takie wpłynęły również znacząco na rozkłady naprężeń na tych kierunkach obniżając ich wartość, szczególnie po czasie, dla którego różnica temperatury pomiędzy środkiem połączenia a środkiem ścianki o stałej grubości była najwyższa. Ich wprowadzenie nie miało jednak istotnego wpływu na wielkość naprężeń powstających przy powierzchni połączenia w pierwszych chwilach procesu chłodzenia, tj. po czasie, dla którego różnica temperatury między środkiem połączenia a powierzchnią była największa.

Przeprowadzone analizy numeryczne wykazały, że zmiana stosowanych połączeń ścianek nie ma istotnego wpływu na naprężenia w przynaroznych żebrach palety wywoływane oddziaływaniem cieplnym przenoszonego wsadu. Wartość tych naprężeń można znacząco zmniejszyć dopiero poprzez wprowadzenie w zewnętrzny obrys palety rozprężaczy obniżających jego sztywność.

Poza analizami modelowymi na konstrukcjach palet, opisaną w pracy metodykę porównawczą zastosowano do modernizacji rzeczywistej konstrukcji kosza używanego do przenoszenia wsadu w czasie obróbki cieplno-chemicznej. Z uwagi na zbyt duże i zbyt szybko powstające w czasie eksploatacji trwałe deformacje, konstrukcja ta wymagała poprawy. Na podstawie wyników przeprowadzonych analiz numerycznych za powód powstających widocznych deformacji uznano zbyt wysoką sztywność połączenia ścian kosza z jego podstawą. Zaproponowano więc i wprowadzono w konstrukcji kosza modyfikację powodującą zmniejszenie tej sztywności. Efekt ten osiągnięto poprzez przecięcie wybranych kolumn tych ścian. Zaproponowane rozwiązanie wprowadzono do użytku znacząco przedłużając okres eksploatacji tak zmodernizowanych koszy.

Na podstawie wyników analiz numerycznych przeprowadzonych na modelach rzeczywistych konstrukcji oraz po praktycznej weryfikacji tych wyników na obiekcie rzeczywistym można stwierdzić, że poprzez wprowadzenie odpowiednich zmian konstrukcyjnych można w sposób istotny zmniejszyć naprężenia cieplne powstające w oprzyrządowaniu technologicznym do transportu wsadu w piecach w każdym cyklu pracy, a tym samym zwiększyć jego trwałość. W tym celu należy jednak poznać i zrozumieć zarówno mechanizm powstawania naprężeń i ich zmian w konstrukcji w danych warunkach w pojedynczym cyklu pracy, jaki i wpływ warunków eksploatacji na mikrostrukturę i własności mechaniczne materiału, z którego osprzęt jest wykonany. Niniejsza praca znacząco przyczynia się do zrozumienia mechanizmów odpowiedzialnych za niszczenie analizowanych elementów oprzyrządowania pieców oraz dostarcza metodykę, która stosunkowo małym kosztem może być stosowana do ilościowej oceny porównawczej różnych rozwiązań konstrukcyjnych.

Z całą pewnością praca nie wyczerpuje całości omawianej tematyki problemu. W szczególności stosowane modele MES powinny zostać udokładnione poprzez uwzględnienie w nich funkcyjnej zależności właściwości mechanicznych materiałów od temperatury. Również należałoby rozszerzyć badania doświadczalne przepływu ciepła w elementach odlewów palet o badania pomiaru zmian temperatury na próbkach o różnych kształtach i wymiarach geometrycznych, takich jakie mają połączenia ścianek w rzeczywistych konstrukcjach. W dalszej perspektywie należałoby w modelach obliczeniowych wprowadzić moduł do analizy zmian temperatury w przekroju elementu wywołanych procesami wydzielen węglików.

Przedstawione w pracy wyniki znacząco przyczyniają się do zwiększenia wiedzy o wpływie wybranych czynników konstrukcyjnych i eksploatacyjnych na proces niszczenia palet do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, a w szczególności na powstające w analizowanych konstrukcjach, w czasie zmian temperatury, rozkłady naprężeń. Przeprowadzone analizy wykazały w jaki sposób różne rozwiązania konstrukcyjne palet wpływają na rozkład i wartości powstających w nich, w czasie eksploatacji, naprężeń cieplnych.

W rzeczywistości oprzyrządowanie pieców występuje w bardzo wielu wariantach, w których rozwiązywane muszą być różne problemy związane ze specyficznymi wymaganiami prowadzonego procesu, takie jak np. optymalne rozmieszczenie wsadu lub maksymalne wykorzystanie przestrzeni roboczej pieca. Istnieje bardzo wiele zamiennych rozwiązań konstrukcyjnych, do oceny których zaproponowana w pracy metodyka porównawcza może być z powodzeniem zastosowana.

Spis literatury

1. Davis, J.R. (Ed.): Industrial Applications of Heat Resistant Materials. In Heat Resistant Materials, (67-85), ASM International, 1997;
2. Dossett J.L., Boyer H.E.: Practical Heat Treating, ASM International, drugie wydanie, 2006;
3. Szczówka L.: Wymiana ciepła w piecach przemysłowych, Wyd. Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa, 2006;
4. Totten G.E.: Steel Heat Treatment, Taylor and Francis Group, Londyn, 2006;
5. Nandwana D. i inni.: Design Finite Element analysis and optimization of HRC trays used in heat treatment process, Proceedings of the World Congress on Engineering WCE 2010, (II), 1149-1154, 2010;
6. Grzyb J., Trzciałkowski J.: Urządzenia do obróbki cieplnej w atmosferach regulowanych, WNT, Warszawa 1975;
7. Piekarski B.: Odlewy ze staliwa austenitycznego w budowie pieców do nawęglania – teoretyczne i praktyczne aspekty podwyższania ich trwałości, Prace Nauk. Politechniki Szczecińskiej nr 573, Szczecin, 2003;
8. Piekarski, B.: Odlewy ze stopów żarowytrzymałych w piecach do obróbki cieplnej, Wydawnictwo Uczelniane Zachodniopomorskiego Uniwersytetu Technologicznego w Szczecinie, Szczecin, 2012;
9. Drotlew A., Piekarski B.: Żarowytrzymałe odlewy palet – uwagi technologiczne i eksploatacyjne, Archiwum Odlewnictwa, 1(1), 2001;
10. Drotlew A., Garbiak M., Piekarski B.: Oprzyrządowanie technologiczne do obróbki cieplnej, Mechanik, 86(5-6), 398, 340, 342-344, 2013;
11. Pfeifer H.: Industrial Furnaces – Status and Research Challenges, Energy Procedia, 120, 28-40, 2017;
12. Lai G.Y.: High-Temperature Corrosion and Materials Applications, ASM International, 2007;
13. Piekarski B., Drotlew A.: Cast functional accessories for heat treatment furnaces, Archives of Foundry Engineering, 10(4), 183-190, 2010;
14. Drotlew A., Piekarski B., Słowik J.: The Design of Cast Technological Equipment for Heat Treatment Furnaces, Archives of Foundry Engineering, 17(3), 31-36, 2017;
15. Piekarski B., Drotlew A.: Cast Grates Used in Heat Treatment Furnaces, Archives of Foundry Engineering, 19(3), 2019;
16. Piekarski B.: A thermal fatigue behavior of creep-resistant Ni-Cr cast steel, Archives of Foundry Engineering, 7 (4), 155-158, 2007;
17. Słowik J., Drotlew A., Piekarski B.: The Flexibility of Pusher Furnace Grate, Archives of Foundry Engineering, 16(4), 137-140, 2016;
18. Słowik J., Drotlew A., Piekarski B.: Mechanical Stresses Induced by Compression in Castings of the Load-carrying Grate, Archives of Foundry Engineering, 16(2), 51-54, 2016;
19. Bajwoluk A., Drotlew A., Gutowski P., Piekarski B.: Suppressing the basket deformation process during heat treatment, 73rd World Foundry Congress "Creative Foundry": Congress Proceedings. Young Researcher's Seminar, 111-112, 2018;
20. Bajwoluk A., Gutowski P.: Design options to increase the service life of cast accessories for thermal and chemical treatment furnaces, 73rd World Foundry Congress "Creative Foundry": Congress Proceedings. Young Researcher's Seminar, 109-110, 2018;

21. Bajwoluk A., Gutowski P.: Design Options to Decrease the Thermal Stresses in Cast Accessories for Heat and Chemical Treatment Furnaces, *Archives of Foundry Engineering*, 18(4), 125-130, 2018;
22. Bajwoluk A., Drotlew A., Gutowski P., Piekarski B.: Suppressing the basket deformation process during heat treatment, *Foundry Trade Journal International*, 193(3765), 180-184, 2019;
23. Drotlew A. i inni: Konstrukcja palety podstawowej oprzyrządowania technologicznego do obróbki cieplnej, *Prace Instytutu Odlewnictwa*, 53(3), 59-71, 2013;
24. Piekarski B., Drotlew A.: Cast functional accessories for heat treatment furnaces, *Archives of Foundry Engineering*, 10(4), 183-190, 2010;
25. Piekarski B., Drotlew A.: Konstruowanie odlewów pracujących w warunkach cyklicznych zmian temperatury, *Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji*, 28(3), 95-102, 2008;
26. Łaczek S.: Wprowadzenie do systemu elementów skończonych ANSYS (Ver. 5.0 i 5-ED), Wydawnictwo Politechniki Krakowskiej, Kraków, 1997;
27. Luty W.: Obróbka cieplna stopów żelaza. Poradnik inżyniera, WNT, Warszawa, 1977;
28. Materiały firmy Seco/warwick, www.seco.com, 2019;
29. Norma PN-EN 10295:2004 „Odlewy ze staliwa żaroodpornego”;
30. Lai G.Y.: Heat-Resistant Materials for Furnace Parts, Trays, and Fixtures, *ASM Handbook-Heat Treating*, 4, 510, 1991;
31. Gutowski P.: Badania przyczyn pękania palet używanych w piecach do nawęglania, *Rozprawa doktorska*, Politechnika Szczecińska, Szczecin, 1989;
32. Gutowski P.: Rozwój naprężeń strukturalnych w staliwie LH17N36S w wyniku nawęglania i nagłych zmian temperatury, *Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji*, 12, 231-245, 1993;
33. Gutowski P., Kubicki J.: Determination of tessellated stresses in stable multiphase casting alloys under cyclic temperature changes, *Krzepnięcie metali i stopów*, 16, 97-102, 1992;
34. Piekarski B.: Damage of heat-resistant castings in a carburizing furnace, *Engineering Failure Analysis*, 17(1), 143-149, 2010;
35. Moszyński A.: Nawęglanie gazowe stali, WNT, Warszawa, 1983;
36. Minea A. A.: Numerical Simulation and Experimental Validation of Heat Transfer Enhancement on a Loaded Heat Treatment Furnace, *Journal of Engineering Thermophysics*, 19 (3), 184-191, 2010;
37. Gardner L. i inni: Elevated temperature material properties of stainless steel alloys, *Journal of Constructional Steel Research*, 66, 634-647, 2010;
38. Hernas A.: Żarowytrzymałość stali i stopów, cz. 1, Wyd. Polit. Śląskiej, Gliwice, 1999;
39. Lo K.H. i inni.: Recent developments in stainless steels. *Materials Science and Engineering R*. 65, 39-104, 2009;
40. Kubicki J., Christodulu P.: Stabilność austenitu w staliwach chromowo-niklowych w warunkach nawęglania i wstrząsów cieplnych, *IX Symp. Nauk. z okazji Dnia Odlewnika, ITiMO AGH*, część 1, (93-99), Kraków, 1983;
41. Mrowiec S., Werber T.: Nowoczesne materiały żaroodporne, WNT, Warszawa, 1982;
42. Piekarski B.: Węglik w stabilizowanym staliwie austenitycznym, *Krzepnięcie Metali i Stopów*, 2 (42), 95-103, 2000;
43. Singhal L.K., Martin J.W.: The growth of $M_{23}C_6$ carbide on incoherent twin boundaries in austenite, *Acta Metallurgica* 15 (10), 1603-1610, 1967;

44. Southwick P.D., Honeycombe R.W.K.: Precipitation of $M_{23}C_6$ at austenite/ferrite interfaces in duplex stainless steel, *Metal Science*, 16 (10), 475-482, 1982;
45. Wasnik D. K. i inni: Precipitation stages in a 316L austenitic stainless steel, *Scripta Materialia* 49 (2), 135-141, 2003;
46. Terada M. i inni: Microstructure and intergranular corrosion of the austenitic stainless steel 1.4970, *Journal of Nuclear Materials*, 358 (1), 40-46, 2006;
47. Hong H.U., Nam S.W.: The occurrence of grain boundary serration and its effect on the $M_{23}C_6$ carbide characteristics in an AISI 316 stainless steel, *Materials Science and Engineering A*, 332 (1-2), 255-261, 2002;
48. Hong H.U., Rho B.S., Nam S.W.: Correlation of the $M_{23}C_6$ precipitation morphology with grain boundary characteristics in austenitic stainless steel, *Materials Science and Engineering A*, 318 (1-2), 285-292, 2001;
49. Kim K. J. i inni: Correlation between the carbide morphology and cavity nucleation in an austenitic stainless steels under creep-fatigue, *Materials Science and Engineering A* 387, 531-535, 2004;
50. Hong H.U., Nam S.W.: Improvement of creep-fatigue life by the modification of carbide characteristics through grain boundary serration in an AISI 304 stainless steel, *Journal of Materials Science* 38 (7), 1535-1542, 2003;
51. Vach M. i inni: Evolution of secondary phases in austenitic stainless steels during long-term exposures at 600, 650 and 800 °C, *Materials Characterization* 59, 1792-1798, 2008;
52. Min K. S., Nam S. W.: Correlation between characteristics of grain boundary carbides and creep-fatigue properties in AISI 321 stainless steel, *Journal of Nuclear Materials*, 322 (2-3), 91-97, 2003;
53. Yoo O. i inni: The effect of the carbon and nitrogen contents on the fracture toughness of Type 347 austenitic stainless steels, *Materials Science and Engineering A* 405 (1-2), 147-157, 2005;
54. Yoon J.-H., Yoon E.-P, Lee B.-S.: Correlation of chemistry, microstructure and ductile fracture behaviours of niobium-stabilized austenitic stainless steel at elevated temperature, *Scripta Materialia* 57 (1), 25-28, 2007;
55. Thorvaldsson T., Dunlop G.L.: Precipitation reactions in Ti-stabilized austenitic stainless steel, *Metal Science* 14 (11), 513-518, 1980;
56. Howell P.R., Nilsson J.O., Dunlop, G.L.: The effect of creep deformation on the stability of intergranular carbide dispersions in an austenitic stainless steel, *Journal of Materials Science* 13, 2022-2028, 1978;
57. Sasmal B.: Mechanism of the formation of $M_{23}C_6$ plates around undissolved NbC particles in a stabilized austenitic stainless steel, *Journal of Materials Science* 32 (20) 5439-5444, 1997;
58. Minami Y., Kimura H., Tanimura M., w: R. Lula (Ed.), *New Developments in Stainless Steel Technology*, American Society for Metals, Metals Park, OH, 231, 1985;
59. Duan H. i inni: Influence of trace alloying elements on corrosive resistance of cast stainless steel, *Journal of Iron and Steel Research International* 12 (5) 52-57, 2005;
60. Surmail T.: Precipitation in creep resistant austenitic stainless steel, *Materials Science and Technology*, 17 (1), 1-14, 2001;
61. Padihla A. F., Rios P. R.: Decomposition of austenite in austenitic stainless steel, *ISIJ International*, 42 (4), 325-327, 2002;

62. Ul-Hamid A. i inni: Failure analysis of furnace tubes exposed to excessive temperature, *Engineering Failure Analysis*, 13(6), 1005-1021, 2006;
63. Tawancy H. M.: Damage Analysis of Catalyst Tube of a Reformer Furnace Used in Hydrogen Production, *Metallography, Microstructure and Analysis*, 1, 199-207, 2012
64. Reihani, A. i inni: Failure analysis of welded radiant tubes made of cast heat-resisting steel, *Journal of failure Analysis and Prevention*, 13(6), 2013;
65. Bonnaccorsi L. i inni: Damage analysis in Fe–Cr–Ni centrifugally cast alloy tubes for reforming furnaces, *Engineering Failure Analysis*, 36, 65-74, 2014;
66. Gonzalez-Ciordia B. i inni: Failure-Analysis Based Redesign of Furnace Conveyor System Components: A Case Study, 9, 816, 2019;
67. Bochnakowski W., Szyller L., Osetek M.: Damage characterization of belt conveyor made of the 330Nb alloy after service in a carburizing atmosphere in a continuous heat treatment furnace, *Engineering Failure Analysis*, 103, 173 – 183, 2019;
68. Srikanth S., i inni: Failure Analysis of Inconel 601 Radiant Tubes in Continuous Annealing Furnace of Hot Dip Galvanizing Line, *Journal of Failure Analysis and Prevention*, 2021;
69. Sustaita-Torres I. A. i inni: Aging of a cast 35Cr–45Ni heat resistant alloy, *Materials Chemistry and Physics*, 133, 1018-1023, 2012
70. Schnaas A.: Veränderung der Eigenschaften hochwarm fester Stähle durch Aufkohlung und Karbidensscheidungen. *Rozpraw doktorska, Max-Planck Institut, Düsseldorf*, 1977;
71. Schnaas A., Grabke H. J.: High-Temperature Corrosion and Creep of Ni-Cr-Fe Alloys in Carburizing and Oxidizing Environments, *Oxidation of Metals*, 12(5), 387-404, 1978;
72. Schutze M.: Protective oxide scales and their breakdown, Ed. by D. R. Holmes, *Institute of Corrosion, John Wiley & Sons*, 1997;
73. Halem A. H., Jaber H. H., Hatif R. H.: Improvement of Oxidation Resistance of Austenitic Stainless Steel by Chromizing-Siliconizing, *Journal of Babylon University/Engineering Sciences*, 23 (2), 2015;
74. Grunling H.W., Bauer R.: The role of silicon in corrosion-resistant high temperature coatings, *Thin Solid Films*, 95 (1), 3-14, 1982;
75. Revesz A.G., Fehlmer F.P.: The role of noncrystalline films in the oxidation and corrosion of metals, *Oxidation of Metals* 15, 297-321, 1984;
76. Christodulu P., Piekarski B., Kubicki J.: Wpływ obróbki mechanicznej na kinetykę nawęglania staliwa L35H17N36S w atmosferze gazowej, *Prac. Nauk. Polit. Szczecińskiej* nr 281, 61, Szczecin, 1985;
77. Beattie H. J., Versnyder F. L.: A new complex phase in a high-temperature alloy, *Nature*, 178, 208-209, 1956;
78. Barcik J.: Proces wydzielania fazy sigma w chromowo-niklowych stalach austenitycznych, *Prace Nauk. Uniwersytetu Śląskiego*, 340, Katowice, 1979;
79. Piekarski B. Garbiak M, Chylińska R.: Sprawozdanie z projektu badawczego KBN 3 T08C 048 27 „Podwyższenie trwałości staliwa 0,3%C-30%Ni-18%Cr przeznaczonego do pracy w warunkach udarów cieplnych”, *Politechnika Szczecińska, Szczecin*, 2007 (praca niepublikowana);
80. Ul-Hamid A. i inni: Carburisation of Fe–Ni–Cr alloys at high temperatures, *Materials Science-Poland*, 24 (2), 319-331, 2006;
81. Srisuwan N. i inni: The Study of Heat Treatment Effects on Chromium Carbide Precipitation of 35Cr–45Ni–Nb Alloy for Repairing Furnace Tubes, *Metals*, 6 (1), 26, 2016

82. Bajwoluk A., Gutowski P.: Stress and crack propagation in the surface layer of carburized stable austenitic alloys during cooling, *Materials at High Temperatures*, 36(1), 2019;
83. Michel B.: Formulation of a new intergranular creep damage model for austenitic stainless steels, *Nuclear Engineering and Design*, 227 (2), 161–174, 2004;
84. Yamamoto Y. i inni: Creep-Resistant, Al₂O₃-Forming Austenitic Stainless Steels, *Science* 316 (5823), 433-436, 2007;
85. Brady M. P. i inni: Effects of minor alloy additions and oxidation temperature on protective alumina scale formation in creep-resistant austenitic stainless steels, *Scripta Materialia*, 57 (12), 1117-1120, 2007;
86. Vu T. H, Woo S. J.: Creep behavior and microstructure evolution at 750 °C in a new precipitation-strengthened heat-resistant austenitic stainless steel, *Materials Science & Engineering A*, 558, 2012;
87. Maziasz P. J.: Development of Creep-Resistant and Oxidation-Resistant Austenitic Stainless Steels for High Temperature Applications, *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society* 70, 66–75, 2018;
88. Tancret F., Laigo J., Furtado J.: Creep resistance of Fe–Ni–Cr heat resistant alloys for reformer tube applications, *Materials Science and Technology*, 35(16), 1924-1931, 2019;
89. Oberg A., Zhu B., Jonsson S., Creep behaviour, creep damage and precipitation in the austenitic cast steel HK30 at 750 °C, *Materials Science & Engineering A*, 797, 2020;
90. Nunes F.C. i inni: Yttrium addition to heat-resistant cast stainless steel, *Scripta Materialia* 54 (9), 1553-1556, 2006;
91. Nunes F.C. i inni, Microstructural changes caused by yttrium addition to NbTi-modified centrifugally cast HP-type stainless steels, *Materials Characterization*, 58 (2), 132-142, 2007;
92. Chen L. i inni: Effect of rare earth alloying on creep rupture of economical 21Cr-11Ni-N heat-resistant austenitic steel at 650 °C, *Journal of Rare Earths*, 34 (4), 447-452, 2016
93. Żuchowski R.: Zmęczenie cieplne metali i elementów konstrukcji, *Prace Naukowe Politechniki Wrocławskiej, Monografie nr 15*, Wrocław, 1981;
94. Weroński A.: Zmęczenie cieplne metali, WNT, Warszawa, 1983;
95. Orłowski Z.: Naprężenia cieplne, PWN, Warszawa, 1991;
96. Tuleja J., Gutowski P., Leus M.: Naprężenia strukturalne w stabilnym staliwie austenitycznym w warunkach nawęglania i nagłych zmian temperatury, *Archiwum Odlewnictwa*, 6 (22), 590-597, 2006;
97. Tuleja J., Gutowski P.: Wytężeniowa analiza rozwoju pęknięć w stabilnym staliwie austenitycznym podczas nagłych zmian temperatury, *Archiwum Technologii Maszyn i Automatyzacji*, 26(1), 25-37, 2006;
98. Tuleja J.: Ocena wpływu makro i mikronaprężeń na powstawanie i rozwój pęknięć w staliwie austenitycznym podczas zmęczenia cieplnego. II. Mikronaprężenia, *Archives of Foundry Engineering*, 10 (2 spec.), 163-168, 2010;
99. Bajwoluk A., Gutowski P.: Analysis of thermal stresses in components of pallets operating in furnaces for the carburising treatment, *Archives of Foundry Engineering*, 14(1 spec.), 175-180, 2014;
100. Bajwoluk A., Gutowski P.: The effect of pallet component geometry on temperature gradient during cooling, *Archives of Foundry Engineering*, 15(1), 5-8, 2015;
101. Bajwoluk A., Gutowski P.: Inicjacja i propagacja mikropęknięć w stabilnym staliwie austenitycznym, *Inżynieria Materiałowa*, 36(6), 401-404, 2015;

102. Bajwoluk A., Gutowski P.: Thermal Stresses in the Wall Connections of Cast Grate Structures, Archives of Foundry Engineering, 16(4), 11-16, 2016;
103. Bajwoluk A., Gutowski P.: The effect of cooling agent on stress and deformation of charge-loaded cast pallets, Archives of Foundry Engineering, 17(4), 13-18, 2017;
104. Bajwoluk A., Gutowski P.: Thermal micro- and macrostresses in the surface layer of cast steel accessories for carburizing furnaces, Inżynieria materiałowa, 5(225), 178-182, 2018;
105. Bajwoluk A., Gutowski P.: Thermal Stresses in the Accessories of Heat Treatment Furnaces vs Cooling Kinetics, Archives of Foundry Engineering 19(3), 88-93, 2019;
106. Adamski M.: Naprężenia własne – przykłady pomiarów ultradźwiękowych, Biuro Gamma, Warszawa 1999;
107. Senczyk D.: Naprężenia własne: wstęp do generowania, sterowania i wykorzystania, Politechnika Poznańska, Poznań, 1996;
108. Senczyk D.: Klasyfikacja naprężeń na podstawie badań metodami dyfrakcji promieniowania rentgenowskiego, Zeszyty Naukowe Politechniki Poznańskiej, Mechanika, 48, 91-97, 2002;
109. Skrzypek S. J.: Nowe możliwości pomiaru makronaprężeń własnych materiałów przy zastosowaniu dyfrakcji promieniowania X w geometrii stałego kąta padania, Uczelniane Wydawnictwo Naukowo-Dydaktyczne AGH, Kraków, 2002;
110. Lement B. S.: Distortion in tool steels, ASM, Metals Park, Novelty, Ohio, 1959;
111. Macherauch E., Vohringer O.: Residual Stresses after Quenching, in Theory and Technology of Quenching, Springer Science+Buisness Media, 1992;
112. Rhodes C.G., Thompson A.W.: The composition dependence of stacking fault energy in austenitic stainless steels, Metallurgical Transactions A 8 (12), 1901-1906, 1977;
113. Takemoto T., Murata Y., Tanaka T.: Effects of Alloying Elements and Thermomechanical Treatments on Mechanical and Magnetic Properties of Cr-Ni Austenitic Stainless Steel, ISIJ International 30 (8), 608-614, 1990;
114. Li J.C., Zhao M., Jiang Q.: Alloy design of FeMnSiCrNi shape-memory alloys related to stacking-fault energy, Metallurgical and Materials Transactions A 31 (3), 581-584, 2000;
115. Herda W, Rickard A. J., Recent developments in materials for high-temperature service in petrochemical process and refinery furnaces, Metallurgist and Materials Technologist, 7, 342-350, 1973;
116. Yamasaki D., Hirata I.: Study of the carburizing phenomenon of heat-resisting cast steels for pyrolysis tubes, Mitsubishi Technical Review, 1, 294-301, 1977;
117. Bojarski Z., Barcik J., Wala A.: Przyczyny niszczenia rur pirolitycznych, Ochrona przed Korozją, 4, 86-90, 1983;
118. Laszlo F.: Tessellated stresses, Journal of the Iron and Steel Institute, 147, 173-199, 1943;
119. Brooksbank D., Andrews K. W.: Stress fields around inclusions and their relation to mechanical properties, Journal of the Iron and Steel Institute, 210, 474-483, 1969;
120. Bućko M. M. i inni: Wpływ kształtu wtrąceń na naprężenia cieplne w kompozycie regularny $ZrO_2-Al_2O_3$, Kompozyty, 6, 59-65, 2006;
121. Rose A.: Eigenspannungen als Ergebnis von Wärmebehandlung und Umwandelungsverhalten, Harterei-Technische Mitteilungen, 21, 1-6, 1966;
122. Petela R.: Przepływ ciepła, PWN, Warszawa, 1983;

123. Madejski J.: Teoria wymiany ciepła, Wyd. Uczelniane Politechniki Szczecińskiej, Szczecin, 1998;
124. Chong X. i inni: Multialloying effect on thermophysical properties of Cr_7C_3 -type carbides. *Journal of the American Ceramic Society*, 100, 1588–1597, 2017;
125. Church B.C., i inni: Thermal expansion matching and oxidation resistance of Fe–Ni–Cr interconnect alloys, *Material Science and Engineering A*, 452–453, 334–340, 2007;
126. Shaffer P. T. B.: *Plenum Press Handbooks Of High-Temperature Materials*, Springer Science + Buisness Media, 1964;
127. Huntz A. M: Stresses in NiO , Cr_2O_3 , and Al_2O_3 , oxide, *Mater Science and Engineering A*, 201 (1-2), 211–228, 1995;
128. Richard C. S. i inni: Study of Cr_2O_3 coatings part I: microstructures and modulus, *Journal of Thermal Spray Technology*, 4(4), 342–346, 1995;
129. Xiaolu P., Kewei G, Volinsky A.A.: Microstructure and mechanical properties of chromium oxide coatings, *Journal of Materials Research*, 22(12), 3531–3537, 2007;
130. Ji A.L. i inni: Microstructures and mechanical properties of chromium oxide films by arc ion plating, *Materials Letters*, 58 (14), 1993–1998, 2004;
131. Barshilia H.C., Rajam K.S.: Growth and characterization of chromium oxide coatings prepared by pulsed-direct current reactive unbalanced magnetron sputtering, *Applied Surface Science*, 255 (5), 2925–2931, 2008;
132. Gaillac R., Pullumbi P., Coudert F.X.; ELATE: an open-source online application for analysis and visualization of elastic tensors, *Journal of Physics: Condensed Matter*, 28(27), 275201, 2016
133. von Mises, R.: *Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand*, *Nachrichten von der Königlichen Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-physikalische Klasse*, 582–592, 1913
134. Barsanescu P. D., Comanici A. M.: von Mises hypothesis revised, *Acta Mechanica*, 228, 433–446, 2017;

Mgr inż. Artur Bajwoluk

Temat rozprawy: *Konstrukcyjno-eksploatacyjne czynniki procesu niszczenia odlewów palet stosowanych w piecach do obróbki cieplnej*

Słowa kluczowe: osprzęt pieców do obróbki cieplnej, odlewy palet, staliwo żarowytrzymałe, naprężenia cieplne, metoda elementów skończonych

Streszczenie

Odlewy palet, stanowiące przedmiot analiz podjętych w niniejszej rozprawie doktorskiej, stanowią podstawowy element osprzętu pieców do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, na których ulepszane cieplnie elementy są transportowane podczas procesów obróbki. Z uwagi na warunki eksploatacji palety narażone są na oddziaływanie wielu niekorzystnych czynników wpływających negatywnie na ich trwałość. Celem prowadzonych badań było poznanie mechanizmów powodujących niszczenie tego rodzaju osprzętu oraz ocena możliwości spowolnienia tego procesu.

Na podstawie dokonanego przeglądu literatury obejmującego m.in. takie zagadnienia jak: warunki pracy osprzętu technologicznego pieców, materiały stosowane do wykonywania analizowanych odlewów, źródła naprężeń w elementach eksploatowanych w warunkach gwałtownych zmian temperatury oraz przegląd powszechnie występujących zniszczeń rzeczywistych elementów osprzętu pieców postawiono tezę, iż możliwe jest wprowadzenie takich zmian konstrukcyjnych palet, które istotnie zmniejszą naprężenia cieplne w czasie każdego cyklu pracy, skutkiem czego będzie znaczące podwyższenie ich trwałości.

Zmiany takie nie mogą być jednak wprowadzane arbitralnie, lecz muszą wynikać z odpowiednio przeprowadzonych analiz wytrzymałościowych, w których uwzględnione zostaną zarówno zmiany struktury i związane z tym zmiany właściwości mechanicznych zachodzące w materiale palet w czasie ich eksploatacji, jak i naprężenia cieplne powstające w każdym cyklu pracy wskutek gradientu temperatury w przekroju nagrzewanych i chłodzonych elementów oraz naprężenia cieplne wywołane różną rozszerzalnością cieplną faz występujących w materiale.

W ramach prowadzonych badań opracowano metodykę porównawczą rozwiązań konstrukcyjnych palet pod kątem powstających w nich, w warunkach gwałtownych zmian temperatury, naprężeń cieplnych. Pierwszym krokiem prowadzonych według opracowanej metodyki analiz jest modelowanie numeryczne przepływu ciepła w badanych elementach podczas realizowanego procesu cieplnego, a następnie wyznaczenie czasu t_{max} , po którym na wybranym kierunku powstają największe różnice temperatury. Następnym krokiem jest przeprowadzenie obliczeń numerycznych naprężeń cieplnych, jakie powstają w poszczególnych punktach badanego elementu po zmianie temperatury z wyjściowej – jednakowej dla całego obiektu do rozkładu temperatury wyznaczonego dla danego procesu po czasie t_{max} . Krokiem końcowym jest optymalizacja rozwiązań konstrukcyjnych pod kątem minimalizacji powstających w czasie cyklu pracy naprężeń cieplnych.

Z uwagi na istotną rolę analiz przepływu ciepła w zaproponowanej metodyce, zbudowano stanowisko badawcze do pomiaru zmiany temperatury podczas nagrzewania lub chłodzenia próbki odzwierciedlającej kształtem żebro pionowe palety. Na zbudowanym stanowisku przeprowadzono pomiary kinetyki zmian temperatury wewnątrz próbki przy nagrzewaniu w piecu oraz przy chłodzeniu w oleju i wodzie, przy różnych temperaturach granicznych danego procesu. Uzyskane wyniki wykorzystano do opracowania modelu MES przepływu ciepła w nagrzewanym i chłodzonym żebrze palety.

Po uzyskaniu zgodności wyników obliczeń numerycznych przepływu ciepła z wynikami badań doświadczalnych, przeprowadzono numeryczne analizy naprężeń cieplnych z wykorzystaniem metody elementów skończonych. Przyjęto, że głównymi źródłami tych naprężeń w analizowanych paletach jest różna

rozszerzalność cieplna składników strukturalnych występujących w staliwie, z którego są one wykonywane oraz tworzący się podczas procesów wymiany ciepła gradient temperatury. W prowadzonych analizach przyjęto, że w całym zakresie temperatury pracy stosowane do produkcji palet staliwo ma stabilną strukturę austenityczną, a więc w czasie zmian temperatury nie zachodzą w nim przemiany fazowe żelaza α w żelazo γ i odwrotne.

Do analizy naprężeń strukturalnych wywoływanych różną rozszerzalnością cieplną składników staliwa opracowano modele MES strefy przypowierzchniowej nawęglonego stopu austenitycznego. Modele te wykorzystano do analizy wpływu takich parametrów, jak: głębokość strefy nawęglonej, grubość warstwy tlenków na powierzchni stopu czy wielkość ziarna, na naprężenia powstające w warstwie przypowierzchniowej gwałtownie chłodzonego elementu. W etapie końcowym prowadzonych analiz opracowane modele wykorzystano do obliczeń uwzględniających jednoczesne oddziaływanie naprężeń spowodowanych różną rozszerzalnością cieplną składników strukturalnych staliwa oraz tworzącego się gradientu temperatury. Uzyskano rozkłady naprężeń sprzyjające powstawaniu obserwowanych w rzeczywistości pęknięć. Dzięki przeprowadzonym analizom modelowym i obliczeniom numerycznym uzyskano wyniki dostarczające informacji o czynnikach sprzyjających formowaniu się naprężeń, w przypowierzchniowej warstwie nawęglonego stopu, przyczyniających się do inicjacji obserwowanych pęknięć.

Analizy naprężeń wywołanych gradientem temperatury wykorzystano do oceny wpływu czynników, takich jak rodzaj medium chłodzącego oraz temperatura początkowa i końcowa procesu, na rozkłady naprężeń powstających w pionowym żebrze palety. Zaproponowaną metodykę wykorzystano do analiz wpływu różnych rozwiązań konstrukcyjnych palet na kształtowanie się naprężeń cieplnych podczas gwałtownego chłodzenia. W ramach tych badań przeprowadzono analizy wpływu grubości ścianek palety i rozwiązania konstrukcyjnego ich połączenia oraz analizy wpływu usztywnienia zewnętrznego obrysu palety na naprężenia powstające na wybranych kierunkach. Dzięki uzyskanym wynikom stwierdzono, które rodzaje połączeń powinny być stosowane w paletach poddanych gwałtownym zmianom temperatury, a których należy unikać oraz jakie decyzje konstrukcyjne powinny być podejmowane w celu zmniejszenia naprężeń cieplnych powstających na analizowanych kierunkach.

Zaproponowaną metodykę porównawczą zweryfikowano w praktyce dokonując modernizacji konstrukcji kosza wykorzystywanego do transportu wsadu. W wyniku identyfikacji, na podstawie przeprowadzonych analiz numerycznych, mechanizmu odpowiedzialnego za powstawanie zniszczeń (dużych deformacji) kosza, zaproponowano zmianę rozwiązania konstrukcyjnego połączenia jego ścian bocznych z podstawą. Zmiana ta przyniosła zamierzony efekt w postaci istotnego zmniejszenia powstających w cyklu cieplnym deformacji, co w znaczący sposób wydłużyło czas eksploatacji badanej konstrukcji.

Rezultaty uzyskane w ramach zrealizowanej rozprawy doktorskiej znacząco przyczyniają się do zwiększenia wiedzy o wpływie czynników konstrukcyjnych i eksploatacyjnych na procesy niszczenia osprzętu do transportu wsadu w piecach do obróbki cieplnej i cieplno-chemicznej, w tym, w szczególności wytwarzanych ze staliwa austenitycznego odlewów palet. Na podstawie opracowanej metodyki porównawczej i przeprowadzonych przy jej wykorzystaniu numerycznych analiz symulacyjnych można jednoznacznie stwierdzić, czy i poprzez jakie zmiany konstrukcyjne można zredukować naprężenia cieplne powstające w konstrukcjach palet podczas cyklu eksploatacji, a tym samym podwyższyć ich trwałość. Zaproponowana w pracy metodyka porównawcza może być stosowana nie tylko przy projektowaniu palet, ale także przy projektowaniu innych elementów konstrukcyjnych eksploatowanych w warunkach gwałtownych zmian temperatury.

Mgr inż. Artur Bajwoluk

Dissertation topic: *Constructional and operational factors of the destruction process of pallet castings used in heat treatment furnaces*

Key words: heat treatment furnace tooling, pallet castings, heat-resistant cast steel, thermal stresses, finite element method

Abstract

Pallet castings, which are the subject of the analyzes undertaken in the doctoral dissertation, are the basic element of the equipment for heat and thermo-chemical treatment furnaces, on which the heat-treated elements are transported during the treatment processes. Due to the operating conditions, pallets are exposed to the influence of many unfavorable factors negatively affecting their durability. The aim of the research was to find out about the mechanisms causing the destruction of this type of equipment and to assess the possibility of slowing down this process.

Based on the literature review, including such issues as: working conditions of furnace technological equipment, materials used to make the analyzed castings, sources of stresses in elements operated under conditions of rapid temperature changes and an overview of the commonly occurring damage of real elements of furnace equipment, the thesis was made that it is possible to introduce such changes in the design of the pallets that will significantly reduce thermal stresses during each work cycle, which will result in a significant increase in pallets durability.

Such changes, however, cannot be introduced arbitrarily, but must result from properly conducted strength analyzes, which should take into account both: changes in the structure and related changes in mechanical properties occurring in the material of pallets during their operation, as well as thermal stresses arising in each work cycle due to the temperature gradient in the cross-section of the heated and cooled elements as well as thermal stresses caused by different thermal expansion of phases occurring in the material.

As part of the research, a methodology was developed to compare pallet design solutions in terms of thermal stresses arising in them under conditions of rapid temperature changes. The first step of the analyzes carried out according to the developed methodology is numerical modeling of the heat flow in the tested elements during the thermal process, and then determining the time t_{max} , after which the greatest temperature differences arise on the selected direction. The next step is to carry out numerical calculations of the thermal stresses that arise at individual points of the tested element after changing the initial temperature – the same for the entire object to the temperature distribution determined for a given process after time t_{max} . The final step is the optimization of design solutions in terms of minimizing the thermal stresses arising during the work cycle.

Due to the important role of heat flow analyzes in the proposed methodology, a test stand was built to measure the temperature change during heating or cooling of the sample reflecting the shape of the vertical rib of the pallet. On the constructed stand, measurements of the kinetics of temperature changes inside the sample were carried out during heating in a furnace and cooling in oil and water, at different boundary temperature of a given process. The obtained results were used to develop a FEM model of heat flow in the heated and cooled pallet rib.

After obtaining the compliance of the results of numerical calculations of heat flow with the results of experimental tests, numerical analyzes of thermal stresses were carried out using the finite element method. It was assumed that the main sources of the stresses in the analyzed pallets are the different thermal expansion of structural constituents present in the cast steel of which they are made and the temperature gradient formed

during heat exchange processes. In the conducted analyzes, it was assumed that in the entire operating temperature range, cast steel used for the production of pallets has a stable austenitic structure, and therefore, during temperature changes, phase transformations of iron α into iron γ and vice versa do not occur.

For the analysis of structural stresses caused by different thermal expansion of cast steel constituents, FEM models of the subsurface zone of a carburized austenitic alloy were developed. These models were used to analyze the influence of parameters such as the depth of the carburized zone, the thickness of the oxide layer on the alloy surface or the grain size on the stresses arising in the subsurface layer of the rapidly cooled element. In the final stage of the analyzes, the developed models were used for calculations taking into account the simultaneous stress effects caused by different thermal expansion of the structural constituents of cast steel and the temperature gradient that was formed. The obtained stress distributions favoring the formation of the cracks observed in reality. Thanks to the model analyzes and numerical calculations, the results were obtained, which provide information about the factors favoring the formation of stresses in the subsurface layer of the carburized alloy, contributing to the initiation of the observed cracks.

The analysis of stresses caused by the temperature gradient was used to assess the influence of factors such as the type of cooling medium and the initial and final temperature of the process on the distribution of stresses arising in the vertical rib of the pallet. The proposed methodology was used to analyze the influence of various pallet design solutions on the formation of thermal stresses during rapid cooling. As part of these studies, analyzes of the impact of the thickness of the pallet walls and the design solution of their connection were carried out, as well as the analysis of the impact of stiffening of the outer contour of the pallet on the stresses arising in selected directions. Thanks to the obtained results, it was found which types of wall connections should be used in pallets subject to rapid temperature changes, and which should be avoided, and what design decisions should be made in order to reduce thermal stresses arising in the analyzed directions.

The proposed comparative methodology was verified in practice by modernizing the design of the basket used for the charge transport. As a result of the identification, on the basis of numerical analyzes, of the mechanism responsible for the formation of damages (large deformations) of the basket, it was proposed to change the design solution for connecting its side walls with the base. This change brought about the intended effect in the form of a significant reduction of deformations occurring in the thermal cycle, which significantly extended the service life of the tested construction.

The results obtained as part of the doctoral dissertation significantly contribute to increasing the knowledge about the impact of constructional and operational factors on the destruction processes of equipment for the charge transport in heat and thermo-chemical treatment furnaces, including in particular pallets made of austenitic cast steel. On the basis of the developed comparative methodology and numerical simulation analyzes carried out with its use, it can be clearly determined whether and by what design changes it is possible to reduce the thermal stresses arising in the pallet construction during the life cycle, and thus increase their durability. The proposed comparative methodology can be used not only in the design of pallets, but also in the design of other elements operated under conditions of rapid temperature changes.

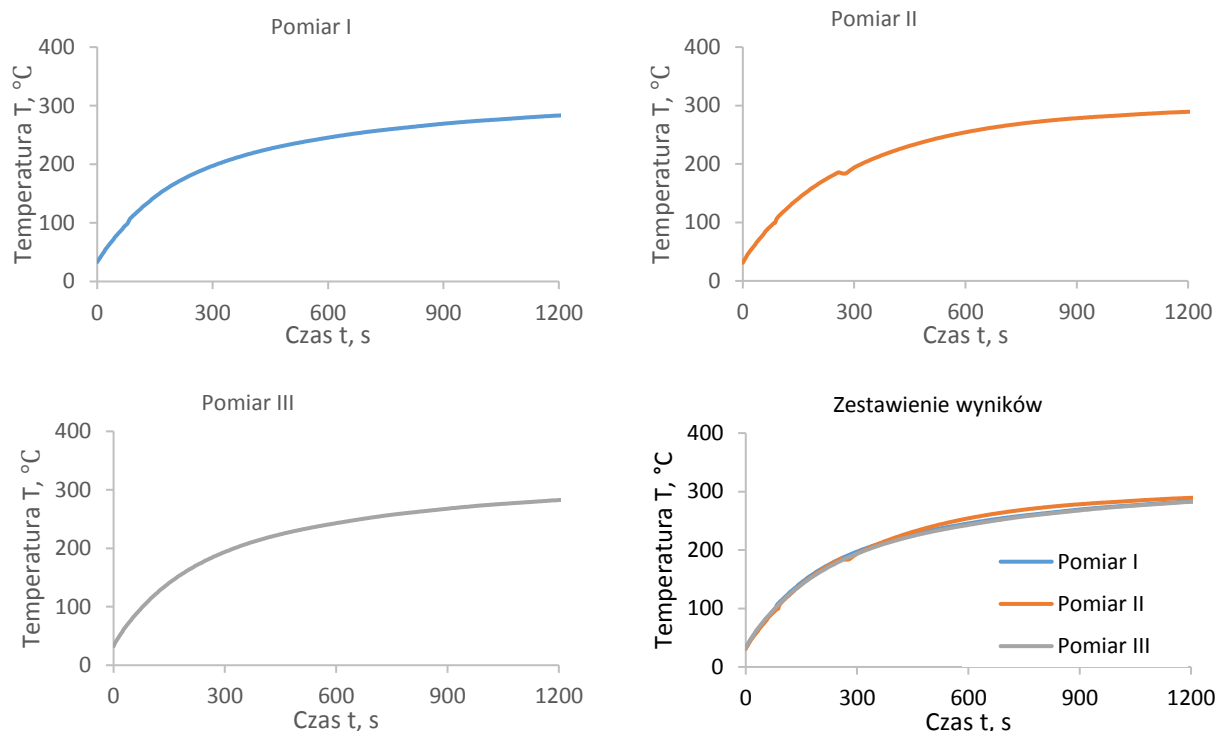
Załącznik A

Skład chemiczny wybranych stopów żarowytrzymałych (w procentach masowych) zgodnie z normą PN-EN 10295:2004 „Odlewy ze staliwa żaroodpornego” [29]

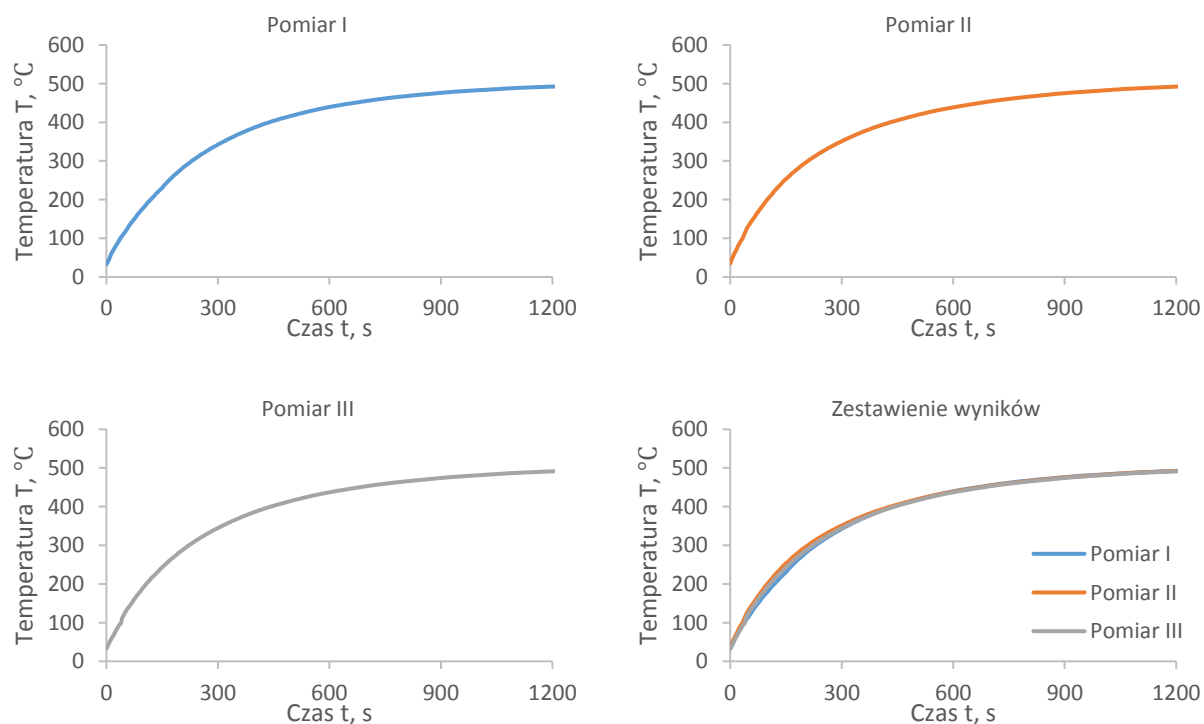
Oznaczenie		Pierwiastki									
Symbol	Numer	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Nb	Inne
GX40NiCrSi38-19	1.4865	0,3 do	1,0 do	max	max	max	18,0 do	max 0,50	36,0 do	-	
		0,5	2,5	2,00	0,04	0,03	21,0		39,0		
GX40NiCrSi25-20	1.4848	0,3 do	1,0 do	max	max	max	24,0 do	max 0,5	19,0 do	-	
		0,5	2,5	2,00	0,04	0,03	27,0		22,0		
GX40NiCrSiNb38-19	1.4849	0,3 do	1,0 do	max	max	max	18,0 do	max 0,5	36,0 do	1,2 do 1,8	
		0,5	2,5	2,00	0,04	0,03	21,0		39,0		
GX50NiCrCo20-20-20	1.4874	0,35 do	max	max	max	max	19,0 do	2,5 do 3,0	18,0 do	0,75 do 1,25	Co: 18,5 do 22,0 W: 2,0 do 3,0
		0,65	1,0	2,0	0,4	0,03	22,0		22,0		
G-NiCr28W	2.4879	0,35 do	1,0 do	max	max	max	27,0 do	max 0,5	47,0 do	-	W: 4,00 do 6,00 Fe: reszta
		0,55	2,0	1,5	0,04	0,03	30,0		50,0		

Załącznik B

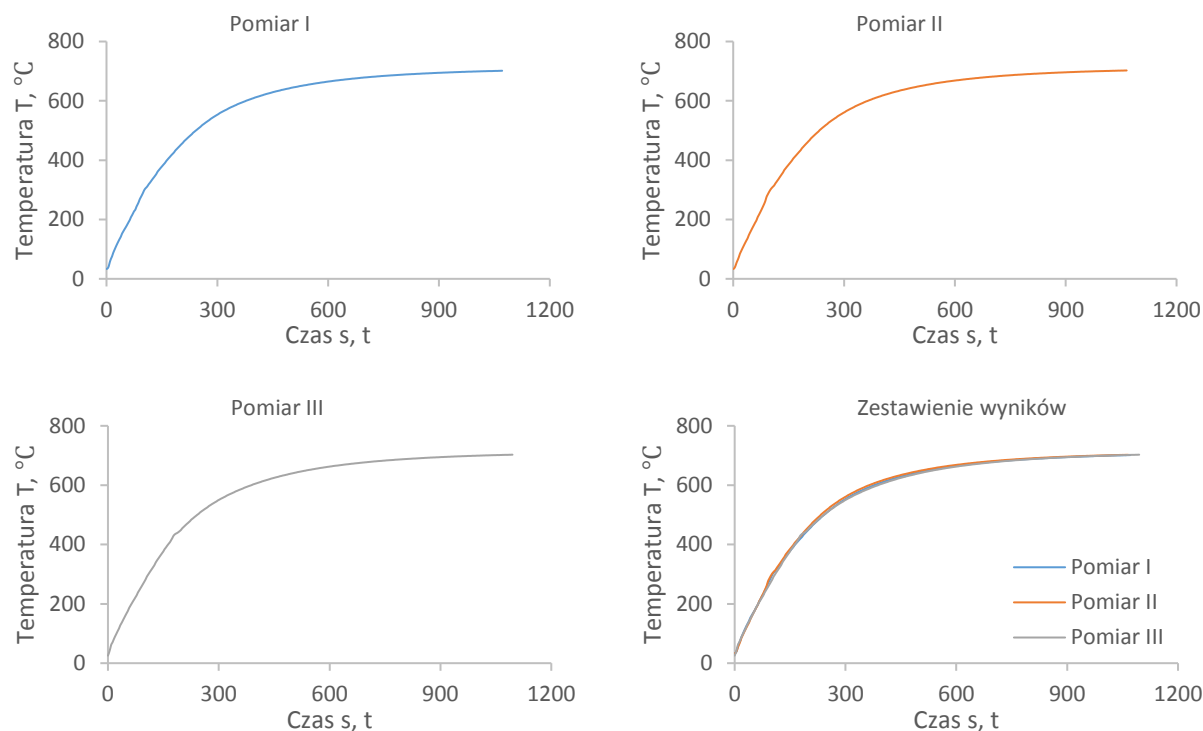
Wykresy zmiany przebiegu kinetyki nagrzewania i chłodzenia uzyskane na podstawie przeprowadzonych badań doświadczalnych



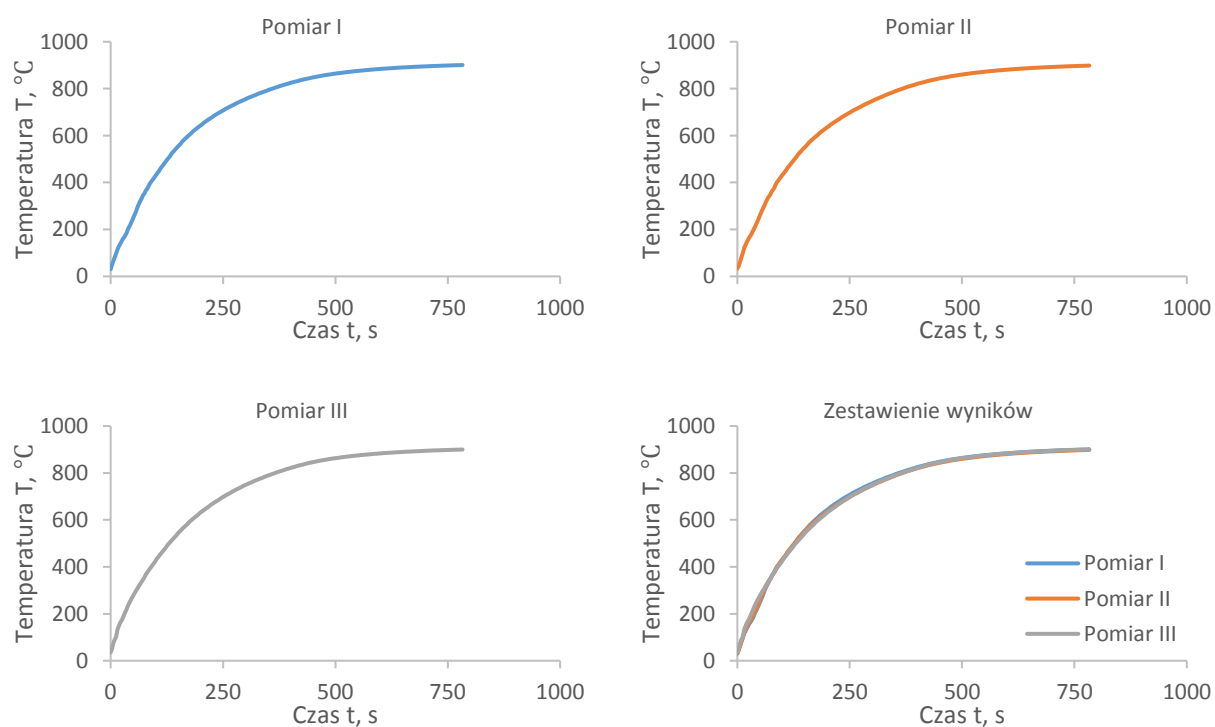
Rys. B.1. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas nagrzewania w piecu nagrzanym do temperatury $T_0 = 300\text{ }^{\circ}\text{C}$: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



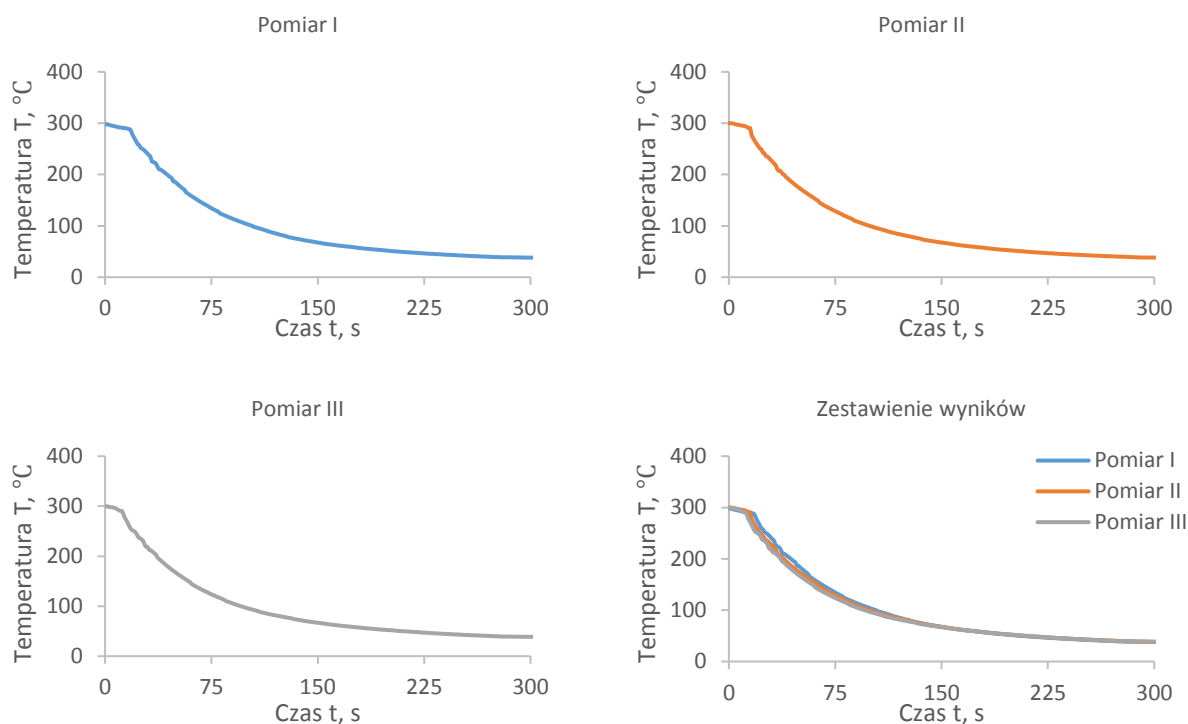
Rys. B.2. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas nagrzewania w piecu nagrzanym do temperatury $T_0 = 500\text{ }^{\circ}\text{C}$: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



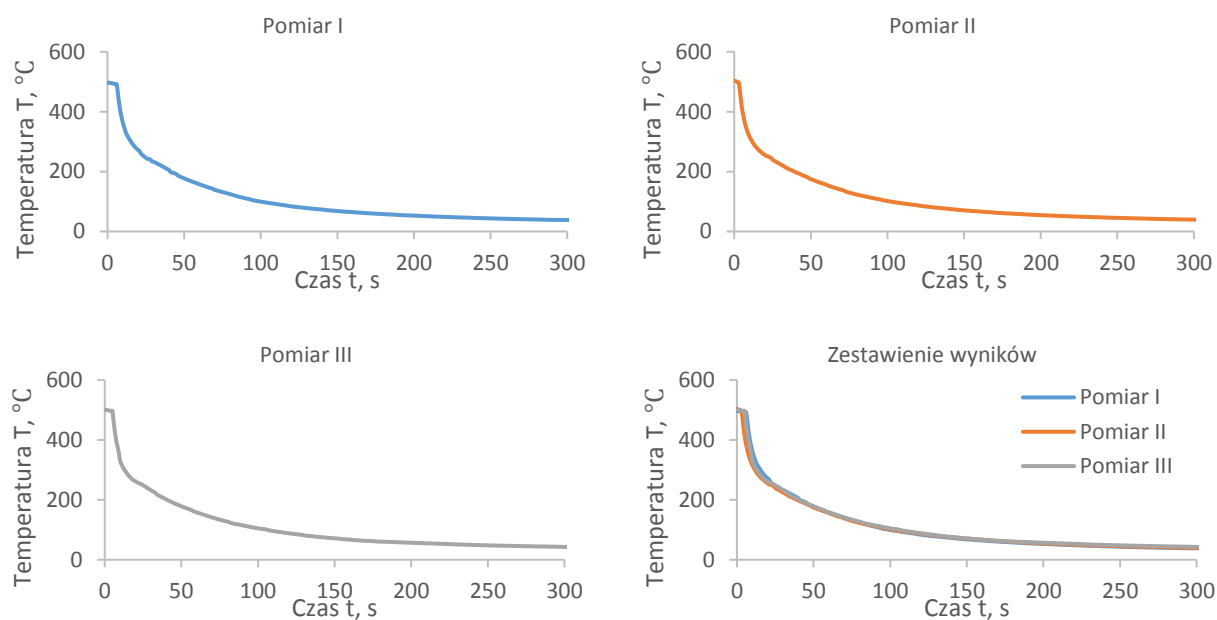
Rys. B. 3. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas nagrzewania w piecu nagrzanym do temperatury $T_0 = 700\text{ }^{\circ}\text{C}$: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



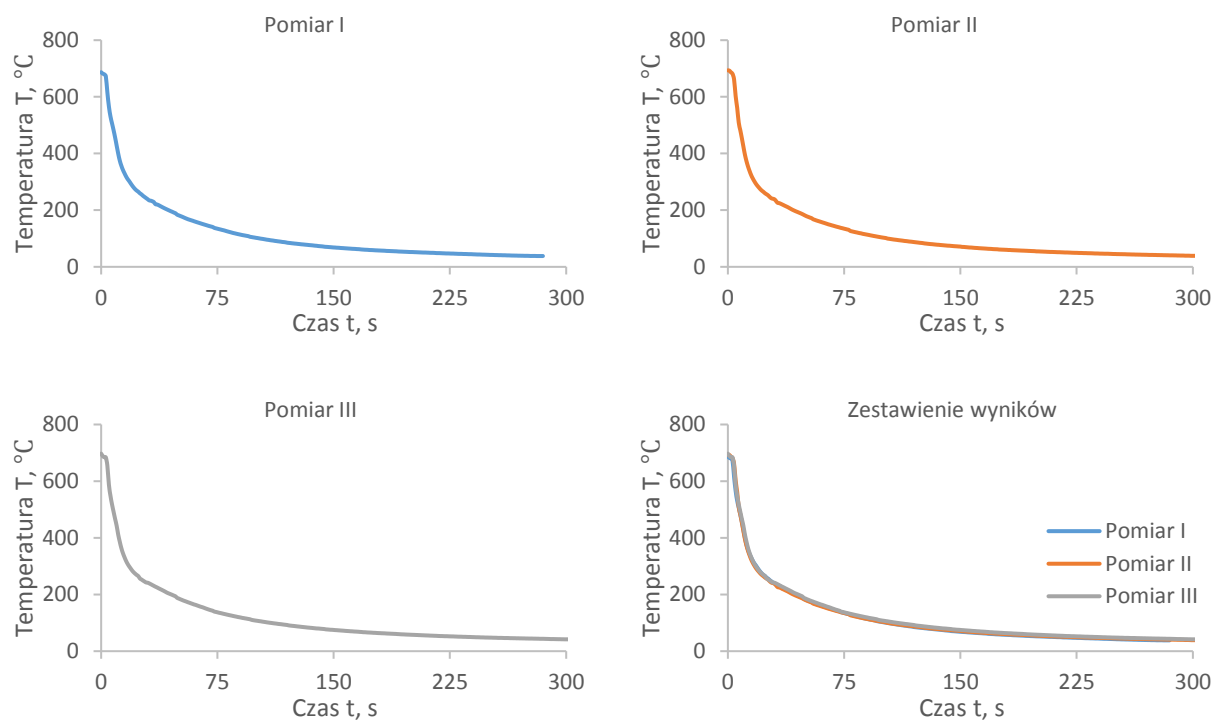
Rys. B. 4. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas nagrzewania w piecu nagrzanym do temperatury $T_0 = 900\text{ }^{\circ}\text{C}$: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



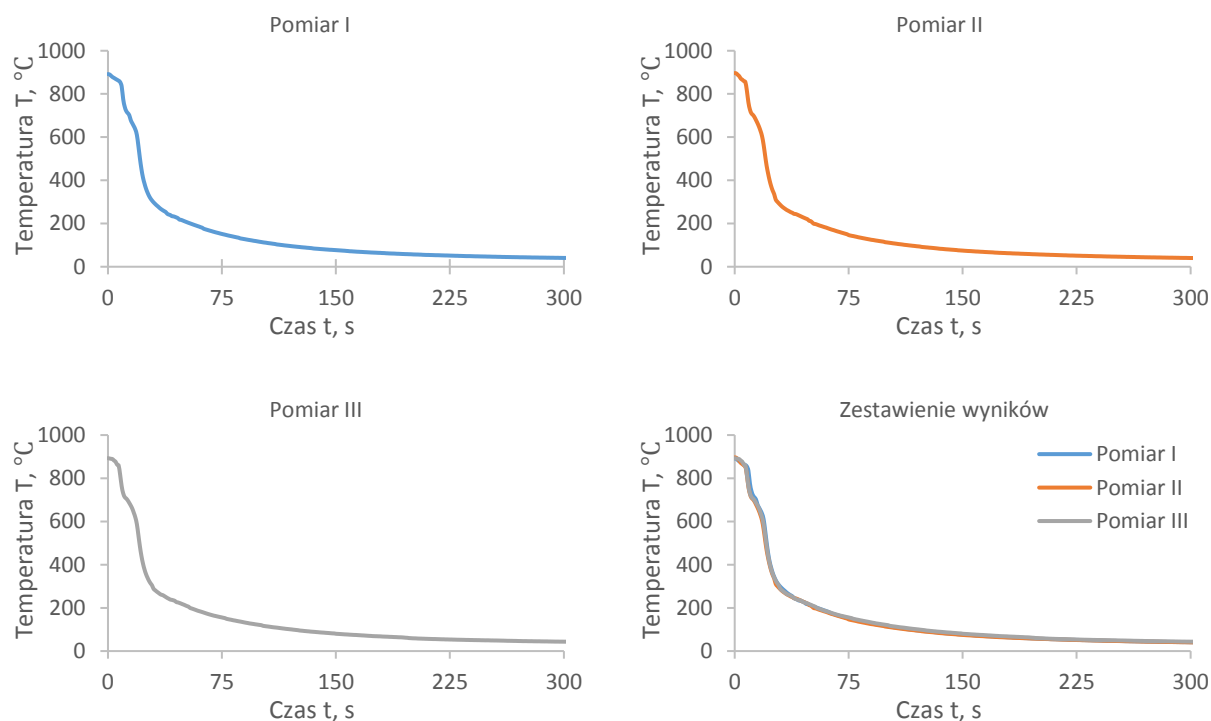
Rys. B. 5. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w oleju hartowniczym OH 70 o temperaturze 22 ± 2 °C, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 300 °C: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



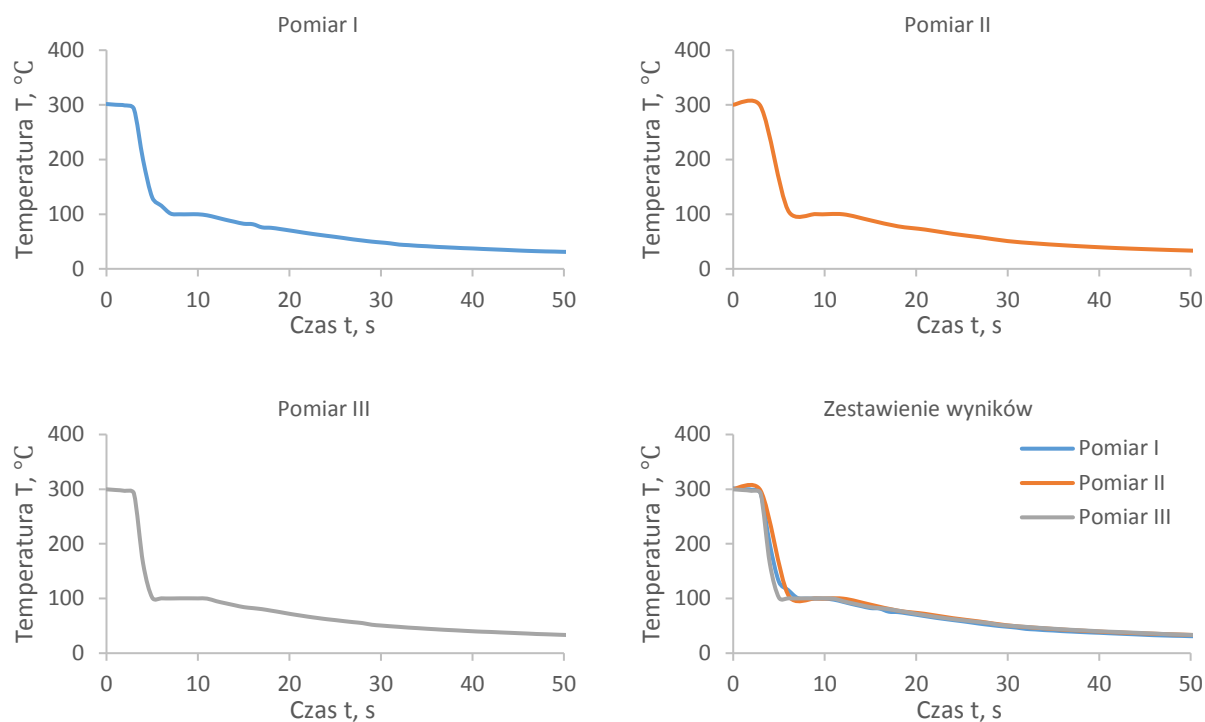
Rys. B.6. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w oleju hartowniczym OH 70 o temperaturze 22 ± 2 °C, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 500 °C: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



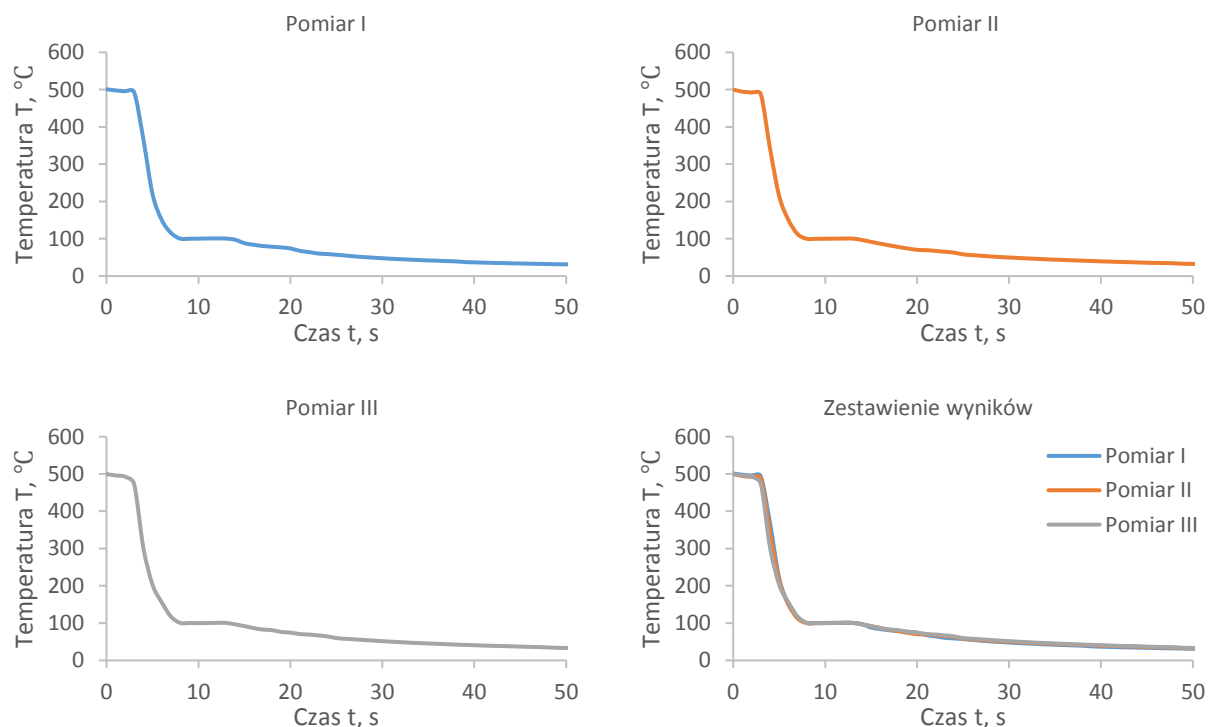
Rys. B.7. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w oleju hartowniczym OH 70 o temperaturze $22 \pm 2^{\circ}\text{C}$, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 700°C : a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



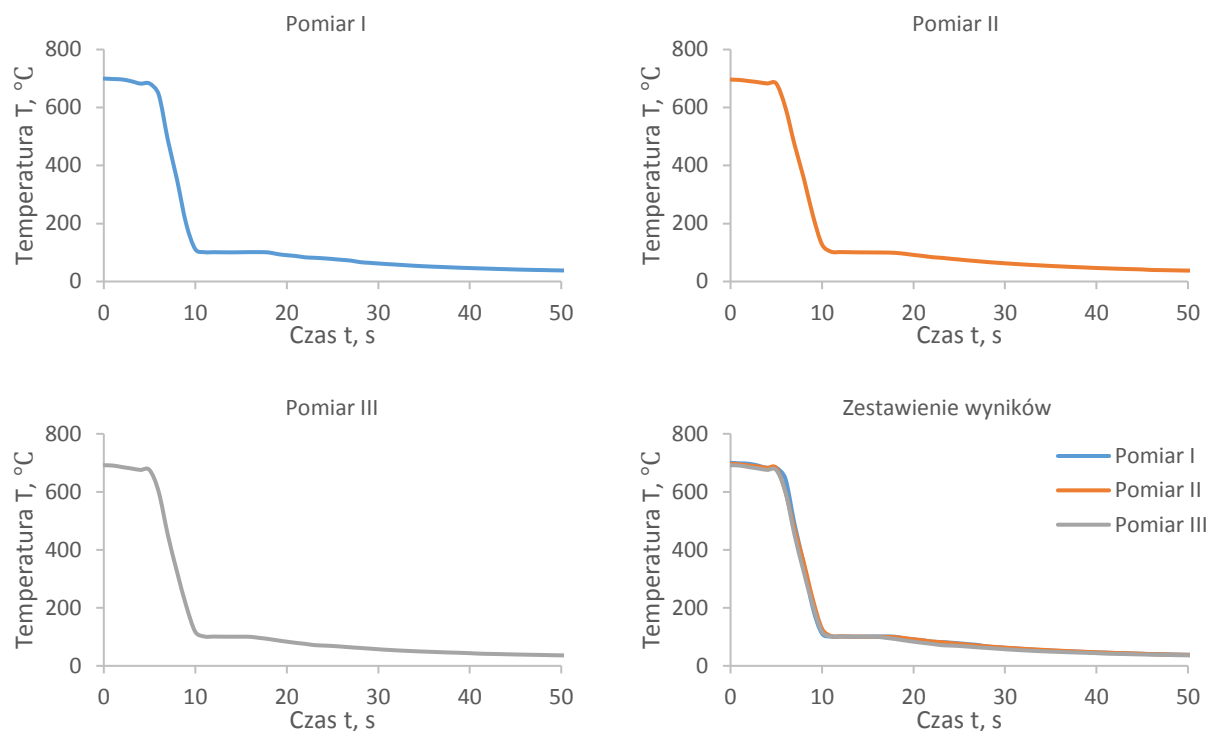
Rys. B.8. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w oleju hartowniczym OH 70 o temperaturze $22 \pm 2^{\circ}\text{C}$, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 900°C : a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



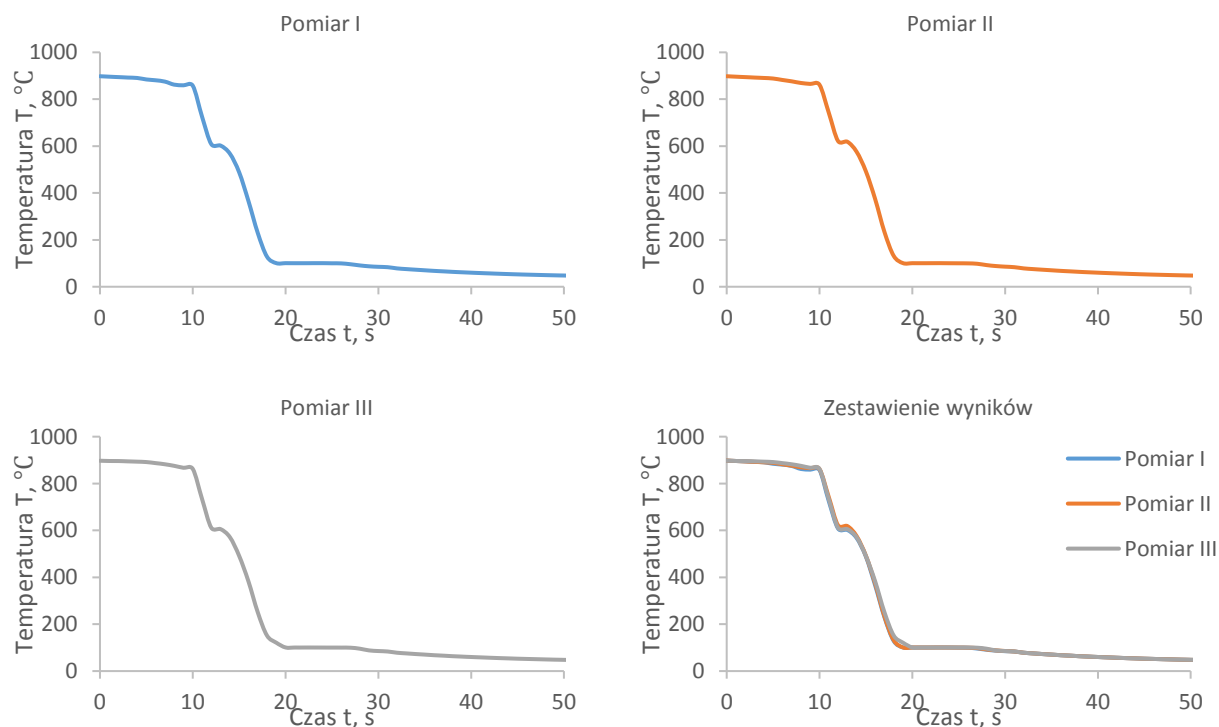
Rys. B.9. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w wodzie o temperaturze 22 ± 2 °C, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 300 °C: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



Rys. B.10. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w wodzie o temperaturze 22 ± 2 °C, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 500 °C: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników



Rys. B.11. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w wodzie o temperaturze 22 ± 2 °C, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 700 °C: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników

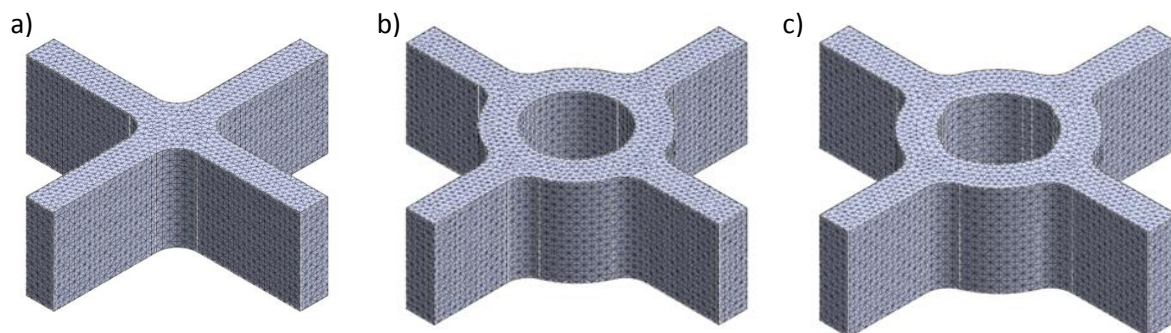


Rys. B.12. Zmiana temperatury w środku badanej próbki podczas chłodzenia w wodzie o temperaturze 22 ± 2 °C, przy temperaturze początkowej procesu T_0 wynoszącej 900 °C: a), b), c) wyniki pomiarów, d) zestawienie wyników

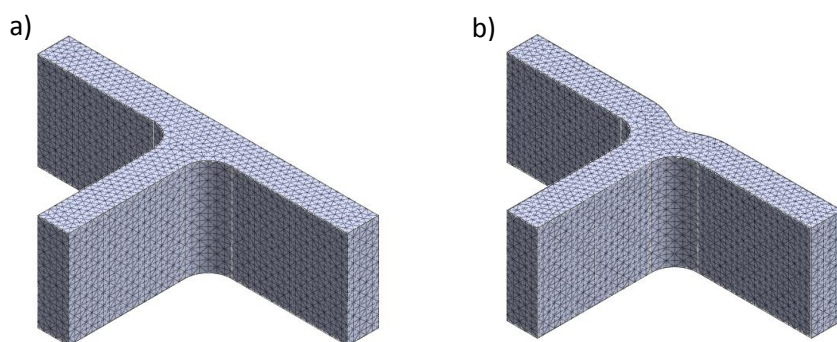
Załącznik C

Siatki elementów skończonych użyte w analizach numerycznych przepływu ciepła i naprężeń cieplnych

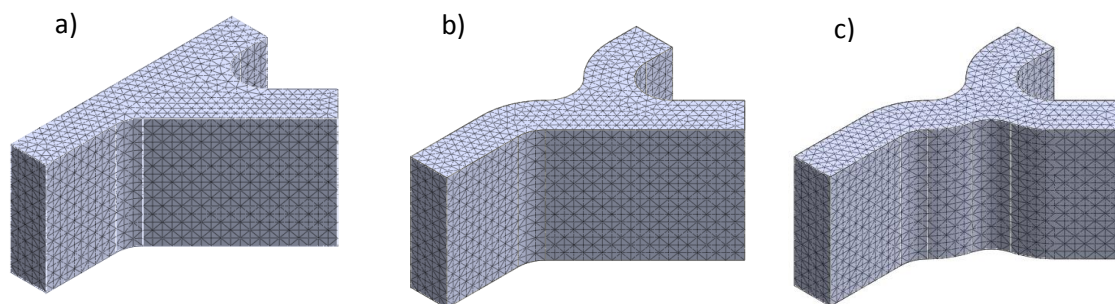
1. Siatki połączeń ścianek palety



Rys. C.1. Siatki elementów skończonych analizowanych połączeń ścianek: a) X, b) R, c) R_m

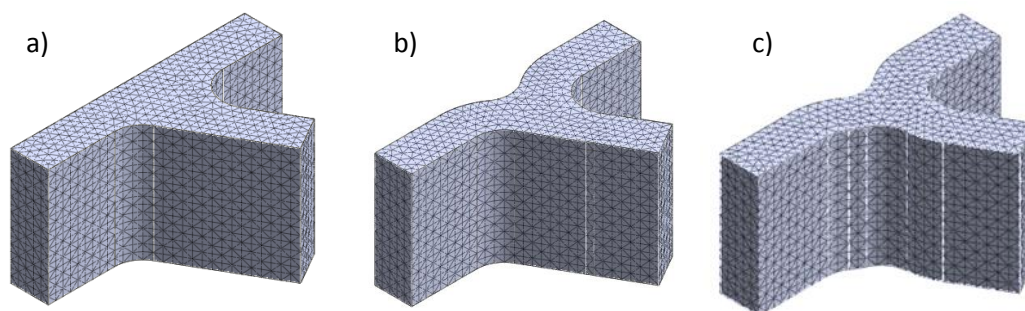


Rys. C.2. Siatki elementów skończonych analizowanych połączeń ścianek: a) T, b) T_m

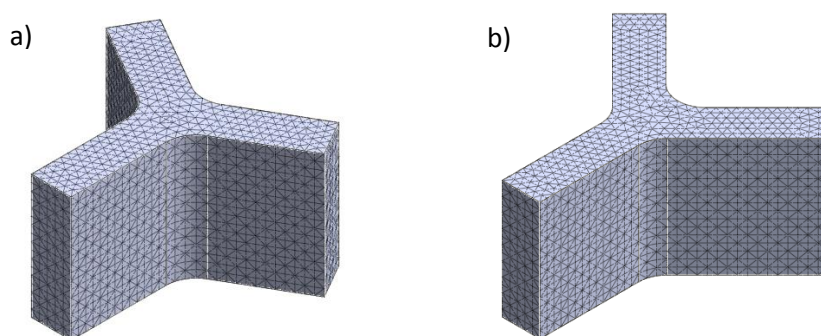


Rys. C.3. Siatki elementów skończonych analizowanych połączeń ścianek: a) T_{45} , b) T_{45m} , c) T_{45m2}

1. Siatki połączeń ścianek palety c.d.

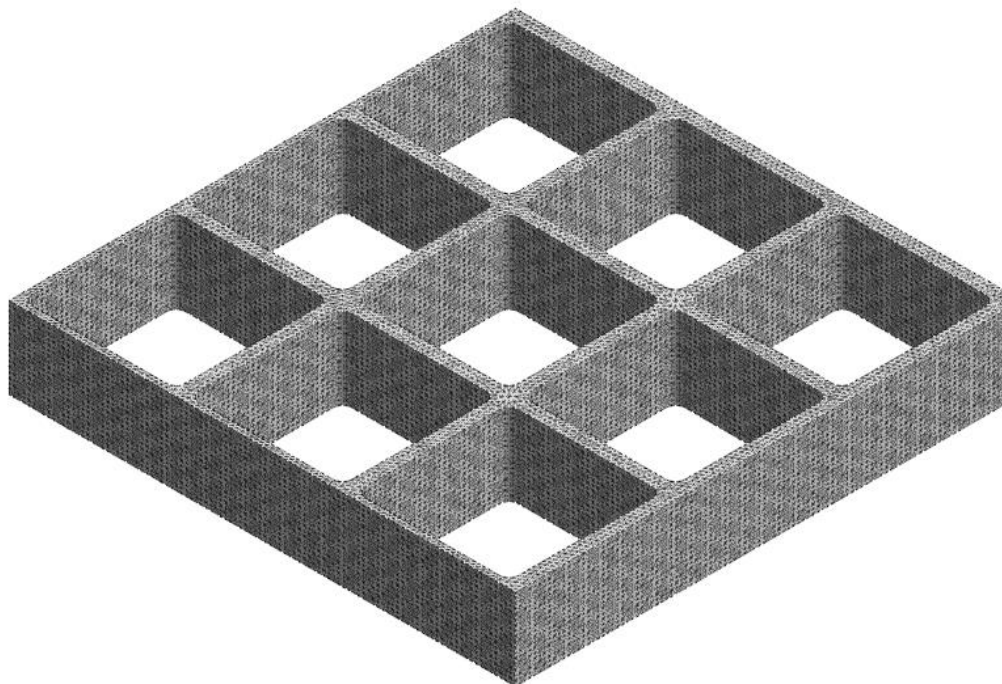


Rys. C.4. Siatki elementów skończonych analizowanych połączeń ścianek: a) T_{60} , b) T_{60m} , c) T_{60m2}

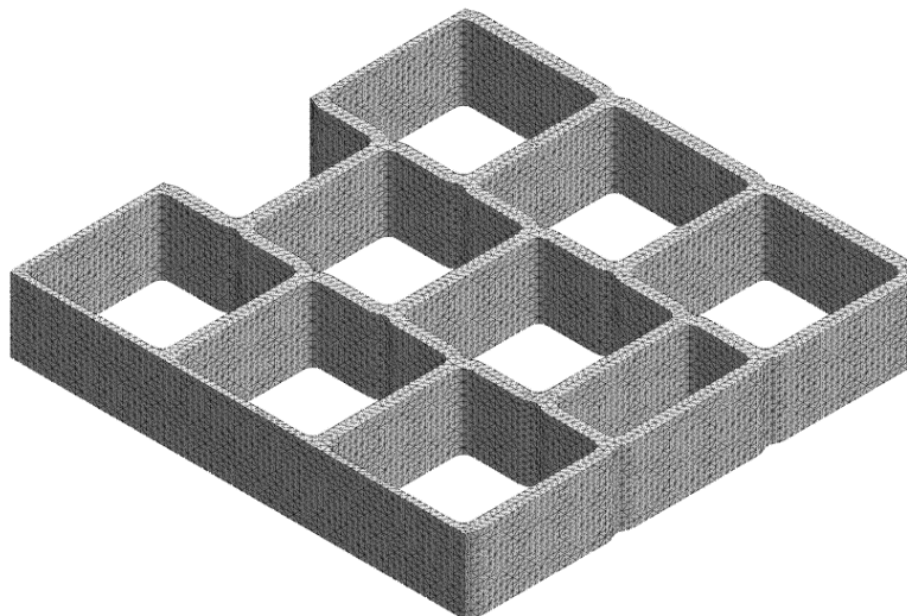


Rys. C.5. Siatki elementów skończonych analizowanych połączeń: a) Y_{120} , b) Y_{90}

2. Siatki palet

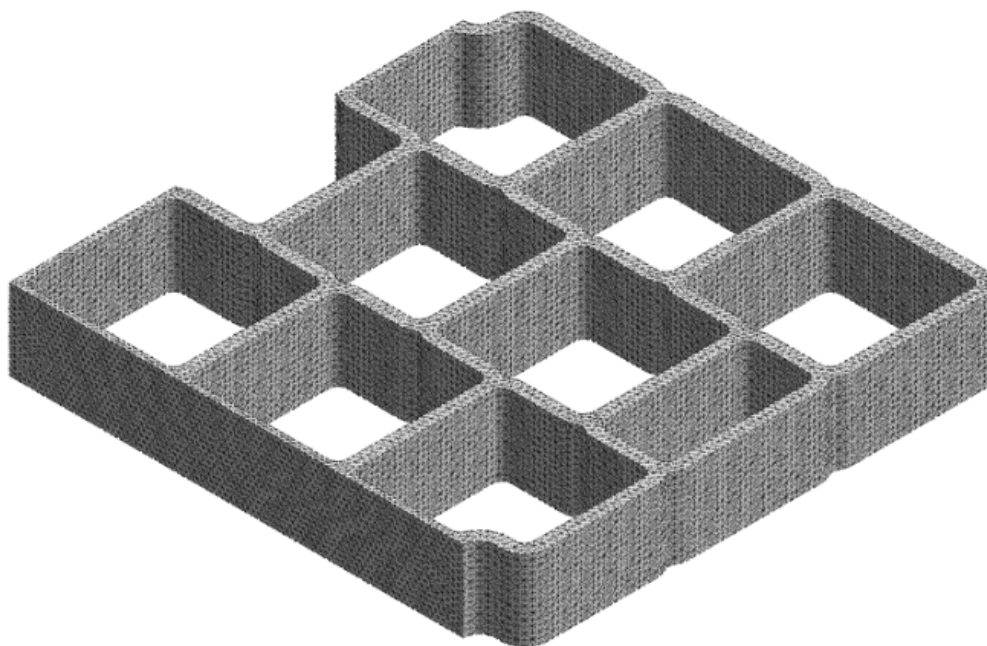


Rys. C.6. Siatka elementów skończonych modelu $\frac{1}{4}$ palety z połączeniami typu X i T, wykorzystana w obliczeniach omówionych w rozdziałach 11.3 i 11.4

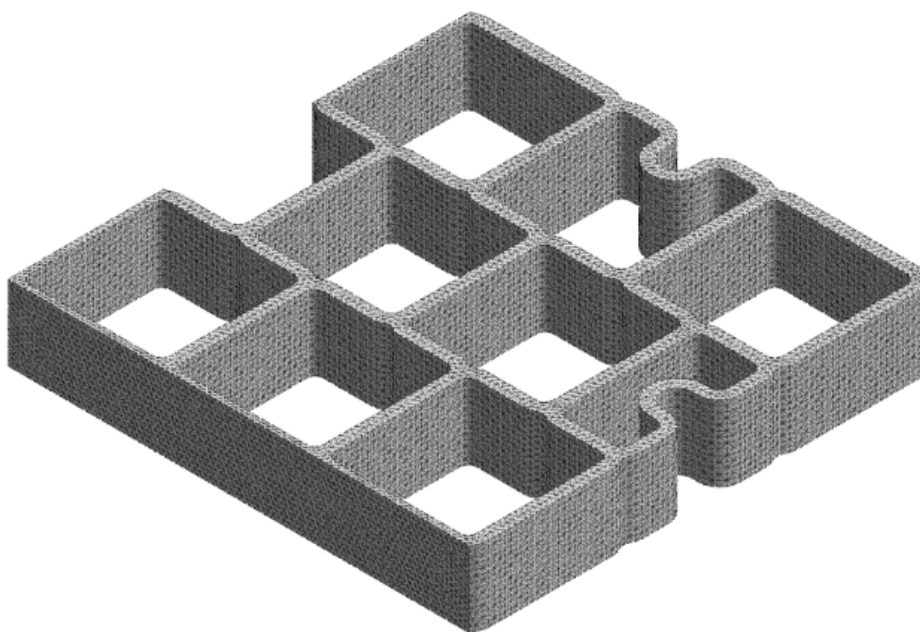


Rys. C.7. Siatka elementów skończonych modelu $\frac{1}{4}$ palety z połączeniami typu T_m , wykorzystana w obliczeniach omówionych w rozdziale 11.4

2. Siatki palet c.d.

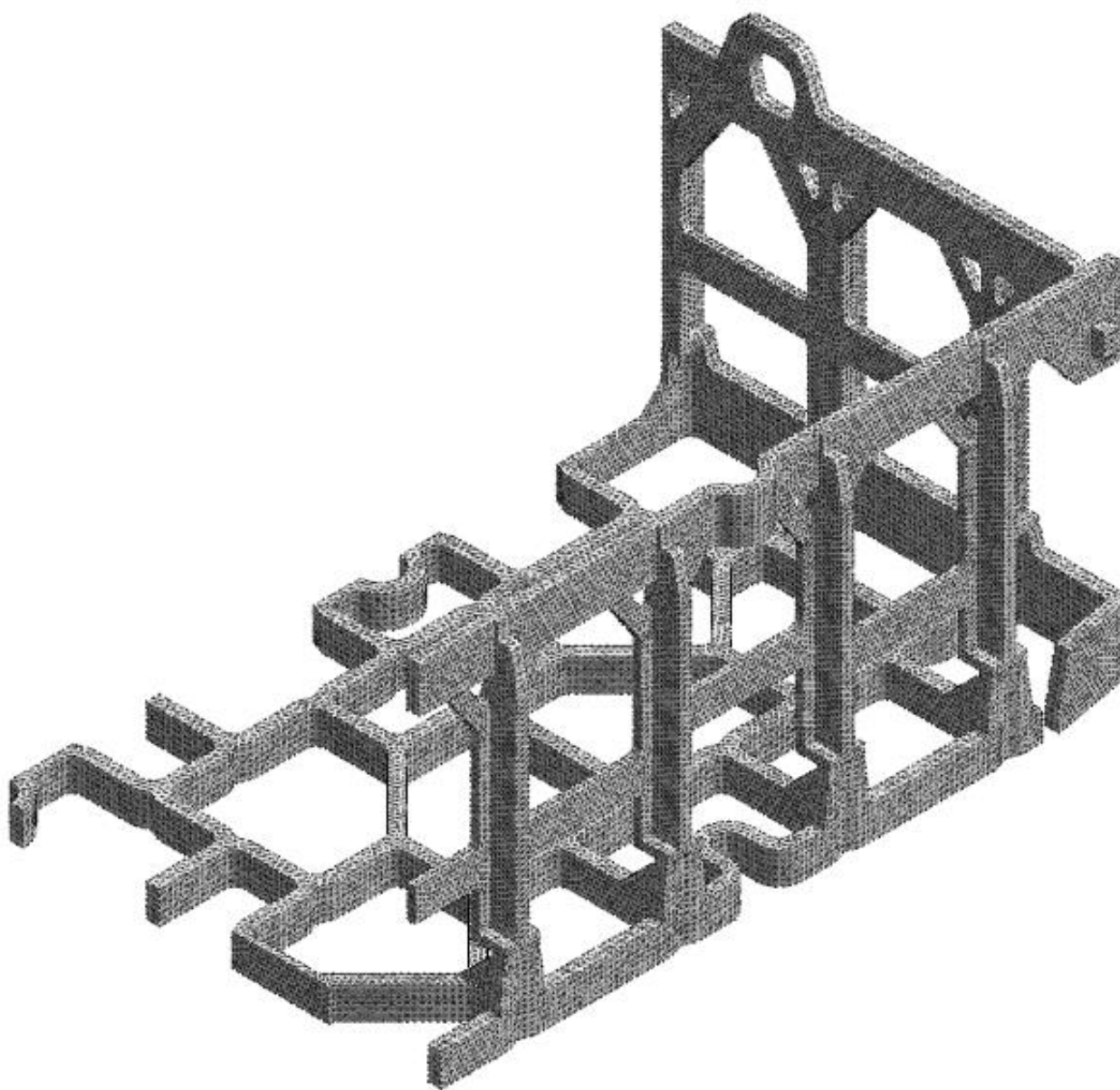


Rys. C.8. Siatka elementów skończonych modelu $\frac{1}{4}$ palety z połączeniami typu T_m z jednym rozprężaczem (T_{m1}) wstawionym w bok zewnętrznego obrysu palety, wykorzystana w obliczeniach omówionych w rozdziale 11.4



Rys. C.9. Siatka elementów skończonych modelu $\frac{1}{4}$ palety z połączeniami typu T_m z dwoma rozprężaczami (T_{m2}) wstawionymi w bok zewnętrznego obrysu palety, wykorzystana w obliczeniach omówionych w rozdziale 11.4

3. Siatka kosza



Rys. C.10. Siatka elementów skończonych modelu $\frac{1}{4}$ kosza wykorzystana w obliczeniach omówionych w rozdziale 12