

Stanisław Jemioło, Marcin Gajewski
Instytut Mechaniki Konstrukcji Inżynierskich

SYMULACJA MES OBRÓBKI CIEPLNEJ WYROBÓW STALOWYCH Z UWZGLĘDNIENIEM ZJAWISK TERMO-METALURGICZNYCH

Część 2. Przykłady numeryczne z zastosowaniem programu SYSWELD

Rękopis dostarczono 12.07.2004 r.

W Części 1 pracy zaprezentowano m.in. fenomenologiczną teorię nieustalonego przepływu ciepła z uwzględnieniem przejść fazowych w stali. Podano sposób przygotowania i weryfikacji niezbędnych danych termiczno-metalurgicznych na przykładzie stali 16MnCr5. Dane te wykorzystujemy w tej części artykułu. Stosujemy metodę elementów skończonych i program SYSWELD. Punktem wyjścia do obliczeń jest sformułowanie wariacyjne nieustalonego przepływu ciepła z zastosowaniem m.in. metody Galerkina, zmodyfikowanego algorytmu Newtona i metody różnic skończonych albo uogólnionej reguły trapezów, co pokazujemy w pkt.2 pracy. W pkt.3 zamieszczamy rozwiązania zadań testowych oraz zadania chłodzenia koła zębatego w wodzie. Przedstawione w pkt.4 przykłady są związane z modelowaniem numerycznym procesu spawania, gdzie stosuje się tzw. model Goldaka poruszającego się źródła ciepła. Pracę zamykają uwagi i wnioski, które dotyczą dwóch części pracy.

1. CEL DRUGIEJ CZĘŚCI PRACY

Celem tej części pracy jest zastosowanie metody elementów skończonych (MES) i systemu programów SYSTUS-SYSWORLD-SYSWELD [I.48-I.50,39-41] w zagadnieniach związanych z obróbką cieplną (np. hartowaniem) i spawaniem elementów wyrobów stalowych. Powołując się na literaturę i wzory z części 1 pracy (poz. [21]) będziemy odpowiednio dostawali cyfrę rzymską I, np. [I.29] albo (I.2.1), itp.

Stosujemy model konstytutywny przejść fazowych w metalach i ich stopach, którego podstawy teoretyczne podaliśmy w Części 1. Sprecyzowanie modelu konstytutywnego stali wymaga między innymi uwzględnienia w nim danych metalurgicznych, które podane są w pkt.I.5 [21]. W pkt.2 zamieszczamy sformułowanie wariacyjne nieustalonego przepływu ciepła z zastosowaniem m.in. metody Galerkina. Rozwiązanie nieliniowego zagadnienia nieustalonego przepływu ciepła wymaga zastosowania zmodyfikowanego algorytmu Newtona (BFGS) i metody różnic skończonych albo uogólnionej reguły trapezów, por. np. [47]. Podajemy także uwagi o realizacji algorytmów MES, [I.48,I.49,1,2,39]. Metody

analityczne rozwiązywania parabolicznych, cząstkowych równań różniczkowych nieustalonego przepływu ciepła przedstawione są np. w monografii Kąckiego [24], por. także [I.39]. W pkt.3 i 4 zamieszczamy przykłady rozwiązań numerycznych zadań modelujących chłodzenie elementów stalowych oraz symulację procesu spawania z zastosowaniem programu SYSWELD [I.48,39,41]. W zadaniach dotyczących spawania stosujemy tzw. model Goldaka poruszającego się źródła ciepła [16], por. także [10,11,19,23,31]. Przeprowadzamy także dyskusję dotyczącą obecnego stanu prac badawczych związanych z symulacją MES procesów obróbki cieplnej i spawania stali, por. [7,17,27-33], ograniczając się do zagadnień, w których nie uwzględnia się sprzężenia nieustalonego przepływu ciepła z polami mechanicznymi.

2. UWAGI O SFORMUŁOWANIU MES ZAGADNIEŃ NIEUSTALONEGO PRZEPIYU CIEPŁA

W Części 1 sformułowaliśmy zagadnienie sprzężone nieustalonego przepływu ciepła z przemianami fazowymi w ramach teorii mieszanin. Rozpatrywaliśmy dwa ogólne przypadki wynikające z zastosowania funkcji energii wewnętrznej albo funkcji entalpii z uwzględnieniem ciepła utajonego przemian fazy ciekłej w fazy stałe lub odwrotnie. W punkcie tym zamieszczamy podstawy teoretyczne sformułowania wariacyjnego w przypadku zagadnienia nieustalonego przepływu ciepła oraz podamy uwagi o realizacji algorytmu MES. Stosujemy notację absolutną oraz rozpatrujemy materiały niejednorodne, które w ogólności mogą mieć własności anizotropowe ze względu na własność przewodnictwa ciepła, por. także [13,14] i literaturę tam cytowaną. Stosujemy tego typu uogólnienie prawa Fouriera, gdyż nie wprowadza ono żadnych istotnych trudności w sformułowaniu algorytmu MES. W ten sposób otrzymamy także uogólnienie równań wyprowadzonych w części 1 pracy, por. [I.26, I.48,21].

Równanie bilansu (I.2.1) w przypadku gdy $\rho = \tilde{\rho}(\mathbf{x})$ możemy zapisać w następującej postaci:

$$\int_{\Omega} \rho \dot{U} dV = \int_{\Omega} Q dV - \int_{\partial\Omega_q} \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS . \quad (2.1)$$

Należy pamiętać, że $c(\theta) = dU / d\theta$. Zależność (2.1) uzupełniamy warunkami początkowymi i brzegowymi oraz tzw. anizotropowym prawem Fouriera o postaci

$$\mathbf{q} = -\mathbf{A} \text{grad} \theta , \quad (2.2)$$

gdzie w ogólności $\mathbf{A} = \tilde{\mathbf{A}}(\mathbf{x}, \theta)$. Jeżeli tensor współczynników przewodzenia ciepła jest tensorem izotropowym o postaci $\mathbf{A} = \lambda(\theta) \mathbf{I}$, to (2.2) upraszcza się do (I.2.6). Zgodnie z założeniami wprowadzonymi w Części 1, możemy w równaniu bilansu podstawić odpowiednio funkcję entalpii i uwzględnić ciepło utajone oraz wzory (I.2.17) i (I.2.21). Zastosowanie teorii mieszanin wg zależności (I.2.8) albo (I.2.8) z uwzględnieniem (I.2.18), nie powoduje zmian w ogólnym algorytmie MES nieustalonego przepływu ciepła. Konieczna jest tylko, na każdym kroku iteracyjnym, odpowiednia modyfikacja parametrów i funkcji materiałowych, co sprowadza się do rozwiązania zagadnienia Cauchy'ego dla układu równań różniczkowych o ogólnej postaci (I.2.19), por. pkt.I.3-I.5. W najprostszych sytuacjach diskutowanych w pkt.I.4 znamy analityczne rozwiązania układu równań kinetycznych, por. także [I.49]. W wielu pracach dotyczących MES i zagadnień termiczno-metalurgicznych *a priori* przyjmuje się znajomość zależności określających objętościowy udział poszczególnych

faz stali. Są to z reguły równania typu (I.3.2) i (I.3.3). Często rozróżnia się, jako uproszczenie, tylko dwie fazy stali. Znajomość bowiem udziału objętościowego martenzytu w stosunku do pozostałych udziałów objętościowych faz stali jest w wielu zastosowaniach wystarczająca, por. np. [I.21,27-29,35-37]. Na przykład w symulacji MES krzepnięcia metali z reguły uwzględnia się tylko dwie fazy materiału, por. np. [38] i literaturę tam cytowaną. Należy jednak zaznaczyć, że sformułowanie algorytmu MES podane poniżej nie jest adekwatne do analizy tzw. problemu Stefana, patrz np. [34].

Sformułowanie wariacyjne zadania nieustalonego przepływu ciepła wynika z zastosowania standardowej metody Galerkina, tzn.

$$\int_{\Omega} \psi \rho \dot{U} dV + \int_{\Omega} \text{grad} \psi \cdot \mathbf{A} \cdot \text{grad} \theta dV = \int_{\Omega} \psi Q dV - \int_{\partial\Omega_q} \psi \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS, \quad (2.3)$$

gdzie pole próbne ψ spełnia odpowiednie warunki brzegowe, tj. zadane na brzegu $\partial\Omega_0$ warunki Dirichleta. Zakładamy interpolację pola θ i pola próbnego ψ . Metoda Galerkina wymaga aby interpolacje tych pól były w obszarze Ω założone w postaci identycznych funkcji. Następnie postępujemy w sposób typowy dla zagadnień MES (por. uwagę poniżej) i w konsekwencji otrzymujemy następującą interpolację poszukiwanego pola i pola próbnego:

$$\theta = I^N \theta^N, \quad \psi = I^N \psi^N, \quad I^N = \tilde{I}^N(\mathbf{x}), \quad N = 1, 2, \dots, N_s, \quad (2.4)$$

gdzie θ^N są temperaturami w węzłach obszaru Ω (w (2.4) obowiązuje konwencja sumacyjna po N , co także stosujemy w dalszej części pracy).

Uwaga: Podstawowa idea metody elementów skończonych jest następująca, por. [I.48,1,47]: obszar ciała Ω dzielimy na N_{Ω} podobszarów, które nazywamy elementami skończonymi

Ω^e , gdzie $e = 1, 2, \dots, N_{\Omega}$. Podział ten jest addytywny i rozłączny, tj. $\Omega = \bigcup_{e=1}^{N_{\Omega}} \Omega^e$ i

$\Omega^e \cap \Omega^f = \emptyset$ dla $e \neq f$. Podziałowi ulega także brzeg $\partial\Omega$, tzn. $\Gamma = \bigcup_{\tilde{e}=1}^{N_{\Omega}} \Gamma^{\tilde{e}}$, przy czym

sumowanie zachodzi tylko po tych elementach, które mają część wspólną z brzegiem. Elementy skończone mają wyróżnione punkty zwane węzłami, w których określamy stopnie swobody (temperatury węzłów) będące parametrami elementu skończonego. Elementy połączone są ze sobą za pośrednictwem węzłów położonych na bokach elementu (lub w szczególności tylko w wierzchołkach). Z góry dobrane funkcje interpolacyjne temperatury, zwane tu funkcjami kształtu, definiują pole temperatury wewnątrz każdego elementu względem temperatury w węzłach. Na przykład w programie ABAQUS [1,2], SYSWELD [I.49,39] są stosowane wielomiany pierwszego i drugiego stopnia w zagadnieniach 2D i 3D.

Funkcje interpolacyjne mają w ogólności postać macierzy jednowierszowej $I^e = \tilde{I}^e(\mathbf{x})$, wtedy $\theta = I^e \underline{\theta}^e$ (nie ma sumowania po $e = 1, 2, \dots, N_{\Omega}$), gdzie $\underline{\theta}^e$ jest macierzą jednokolumnową temperatur w węzłach elementów skończonych. Widać stąd, że dokonując takiego podstawienia na pole temperatury w obszarze elementu Ω^e definiujemy skończoną liczbę stopni swobody charakteryzujących element skończony i w konsekwencji cały obszar Ω . Ponieważ elementy połączone są węzłami, to aby otrzymać (2.4) należy dokonać odpowiedniej numeracji węzłów występujących w całym obszarze Ω .

Podstawiając (2.4) w (2.3) otrzymujemy:

$$\psi^N \left\{ \int_{\Omega} I^N \rho \dot{U} dV + \int_{\Omega} \text{grad}^N \cdot \mathbf{A} \cdot \text{grad} \theta dV \right\} = \psi^N \left\{ \int_{\Omega} I^N Q dV - \int_{\partial\Omega_q} I^N \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS \right\} \quad (2.5)$$

i układ równań różniczkowych pierwszego rzędu o postaci

$$\int_{\Omega} I^N \rho \dot{U} dV + \int_{\Omega} \text{grad}^N \cdot \mathbf{A} \cdot \text{grad} \theta dV = \int_{\Omega} I^N Q dV - \int_{\partial\Omega_q} I^N \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS, \quad N = 1, 2, \dots, N_s, \quad (2.6)$$

ponieważ pola próbne w (2.5) są dowolne.

Następnie w (2.6) stosujemy np. metodę różnic skończonych, tzn. zakładamy, że

$$\dot{U}_{t+\Delta t} = \frac{U_{t+\Delta t} - U_t}{\Delta t}. \quad (2.7)$$

Zamiast (2.7) możemy zastosować uogólnioną regułę trapezów (w wyniku zmian parametru tam występującego otrzymamy m.in. tzw. algorytmy jawne i niejawne, por. [I.34]). Podstawiając (2.7) w (2.6) otrzymamy następujące równanie:

$$\frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega} I^N \rho (U_{t+\Delta t} - U_t) dV = - \int_{\Omega} \text{grad}^N \cdot \mathbf{A} \cdot \text{grad} \theta dV + \int_{\Omega} I^N Q dV - \int_{\partial\Omega_q} I^N \mathbf{q} \cdot \mathbf{n} dS. \quad (2.8)$$

Ze względu na konwekcyjne warunki brzegowe albo warunek brzegowy promieniowania termicznego otrzymujemy w (2.8) nieliniowy układ równań algebraicznych.

W celu rozwiązania tego układu stosuje się metodę Newtona (albo jej modyfikacje ze względu na możliwość nieróżniczkowalności funkcji energii wewnętrznej względem temperatury, co ma miejsce przy przejściu z fazy stałej do fazy ciekłej rozpatrywanego ciała, por. [I.49,39]). Konstruujemy wobec tego tzw. „macierz styczną”. W wyniku różniczkowania (2.8) po temperaturze w związkach przyrostowych wystąpią m.in. następujące wyrazy dla:

i) energii wewnętrznej

$$\frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega} I^N \rho \frac{dU}{d\theta} \Big|_{t+\Delta t} I^M dV,$$

ii) przepływu

$$\int_{\Omega} \text{grad} I^N \cdot \mathbf{A} \Big|_{t+\Delta t} \cdot \text{grad} I^M dV + \int_{\Omega} \text{grad} I^N \cdot \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \theta} \Big|_{t+\Delta t} \cdot (\text{grad} \theta \Big|_{t+\Delta t}) I^M dV,$$

iii) warunków brzegowych

$$\int_{\partial\Omega_q} I^N \frac{\partial q}{\partial \theta} \Big|_{t+\Delta t} I^M dS, \quad q = \mathbf{q} \cdot \mathbf{n},$$

gdzie w przypadku konwekcji (tzn. $q = \alpha(\theta_0 - \theta)$) mamy

$$\frac{\partial q}{\partial \theta} = \frac{\partial \alpha}{\partial \theta} (\theta_0 - \theta) - \alpha,$$

zaś dla promieniowania (tzn. $q = e(T_0^4 - T^4)$) uwzględniamy

$$\frac{\partial q}{\partial \theta} = \frac{\partial q}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial \theta} = -eT^3.$$

W konsekwencji, z (2.8) i powyższych zależności otrzymujemy następujące równania:

$$\begin{aligned} & \frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega} I^N \rho \frac{dU}{d\theta} \Big|_{t+\Delta t} I^M dV + \int_{\Omega} \text{grad}^N \cdot \mathbf{A} \Big|_{t+\Delta t} \cdot \text{grad}^M dV + \int_{\partial\Omega_q} I^N \frac{\partial q}{\partial \theta} \Big|_{t+\Delta t} I^M dS + \\ & + \int_{\Omega} \text{grad}^N \cdot \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial \theta} \Big|_{t+\Delta t} \cdot (\text{grad} \theta \Big|_{t+\Delta t}) I^M dV = \quad (2.9) \\ & = -\frac{1}{\Delta t} \int_{\Omega} I^N \rho (U_{t+\Delta t} - U_t) dV - \int_{\Omega} \text{grad}^N \cdot \mathbf{A} \cdot \text{grad} \theta dV + \int_{\Omega} I^N Q dV - \int_{\partial\Omega_q} I^N q dS, \end{aligned}$$

gdzie uwzględniamy iii). W przypadku gdy funkcja energii wewnętrznej nie jest różniczkowalna wprowadza się w (2.9) dodatkowe modyfikacje, por. np. [1].

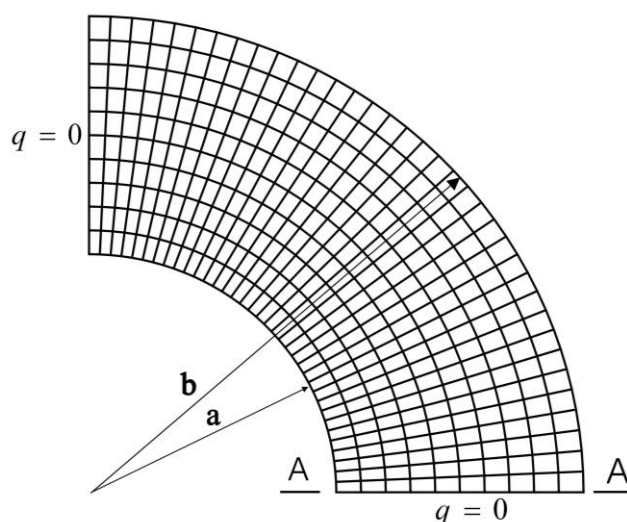
Powyższe sformułowanie MES nieustalonego przepływu ciepła stosowane jest np. w programie ABAQUS/Standard [1] oraz SYSTUS [I.48]. W programie SYSWELD [I.49, 39-41] istnieje możliwość bezpośredniego zastosowania algorytmu z uogólnioną regułą trapezów. Algorytm ten jest zalecany w sformułowaniu nieustalonego przepływu ciepła z funkcją entalpii.

3. PRZYKŁADY SYMULACJI MES PRZEJŚĆ FAZOWYCH W STALI W TRAKCIE CHŁODZENIA

We wszystkich przykładach obliczeń MES stosujemy program SYSWELD oraz dane termiczno-metalurgiczne stali 16MnCr5, zgodnie z pkt.I.5.

Przykład 1. Chłodzenie długiego cylindra w wodzie

Przykład ten proponujemy jako zadanie testowe MES w sprzężonych zagadnieniach termometalurgicznych. Nagrzany do temperatury 900°C długi cylinder stalowy chłodzony jest w wodzie do czasu ustalenia się w nim temperatury 20°C. Wybór tej temperatury początkowej powoduje, że wystąpią podczas chłodzenia wszystkie, wyróżnione w pkt.I.5 przemiany fazowe zgodnie z diagramem CCT. Przyjmujemy założenie upraszczające, że cylinder jest nieskończenie długi oraz rozwiązujemy zadanie w układzie kartezjańskim. W układzie współrzędnych cylindrycznych jest to zadanie przestrzennie jednowymiarowe, co pozwala na formalną weryfikację wyników. Ze względu na symetrię zadania rozpatrujemy tylko jedną czwartą pierścienia o wymiarach i warunkach brzegowych jak na rys. 3.1. Siatka MES składa się z 360 elementów skończonych o funkcjach kształtu w postaci wielomianów pierwszego stopnia. Warunki brzegowe na ścianie pionowej i poziomej przekroju cylindra wynikają z symetrii zadania, zaś na powierzchniach bocznych stosujemy konwekcyjne warunki brzegowe z tzw. prawem Newtona. Celem testu jest wobec tego formalne sprawdzenie poprawności sformułowania MES oraz ocena dokładności uzyskanych wyników.



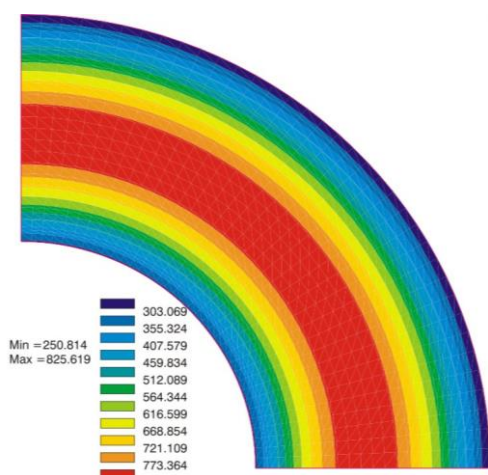
Rys.3.1. Schemat siatki MES oraz warunków brzegowych dla chłodzonego cylindra o wymiarach: $a = 50 \text{ mm}$, $b = 100 \text{ mm}$.

Jak wcześniej zaznaczyliśmy dane materiałowe do obliczeń MES przyjmujemy wg pkt.I.5. Dodatkowo, w celu określenia warunków brzegowych typu (I.2.16) i zastosowania prawa Newtona konieczna jest znajomość współczynnika przyjmowania ciepła przez wodę, patrz tab.3.1.

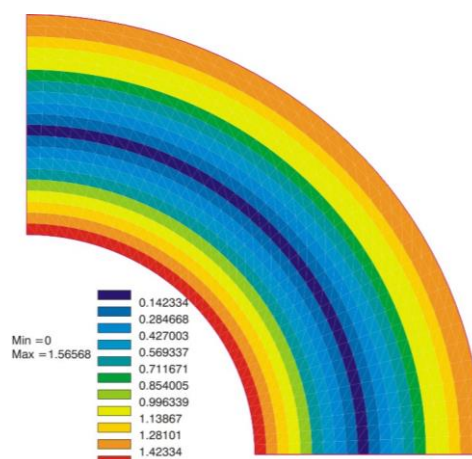
Tablica 3.1. Współczynnik przyjmowania ciepła przez wodę w funkcji temperatury.

Współczynnik przyjmowania ciepła przez wodę [$\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$]						
θ [$^{\circ}\text{C}$]	0	100	250	350	700	900
α	500	1500	6000	6000	2000	2000

Przykładowe wyniki numeryczne pokazano na rys. 3.2 – 3.6. Uzyskane wyniki są jakościowo zgodne z diagramem CCT podanym na rys.I.5.6.

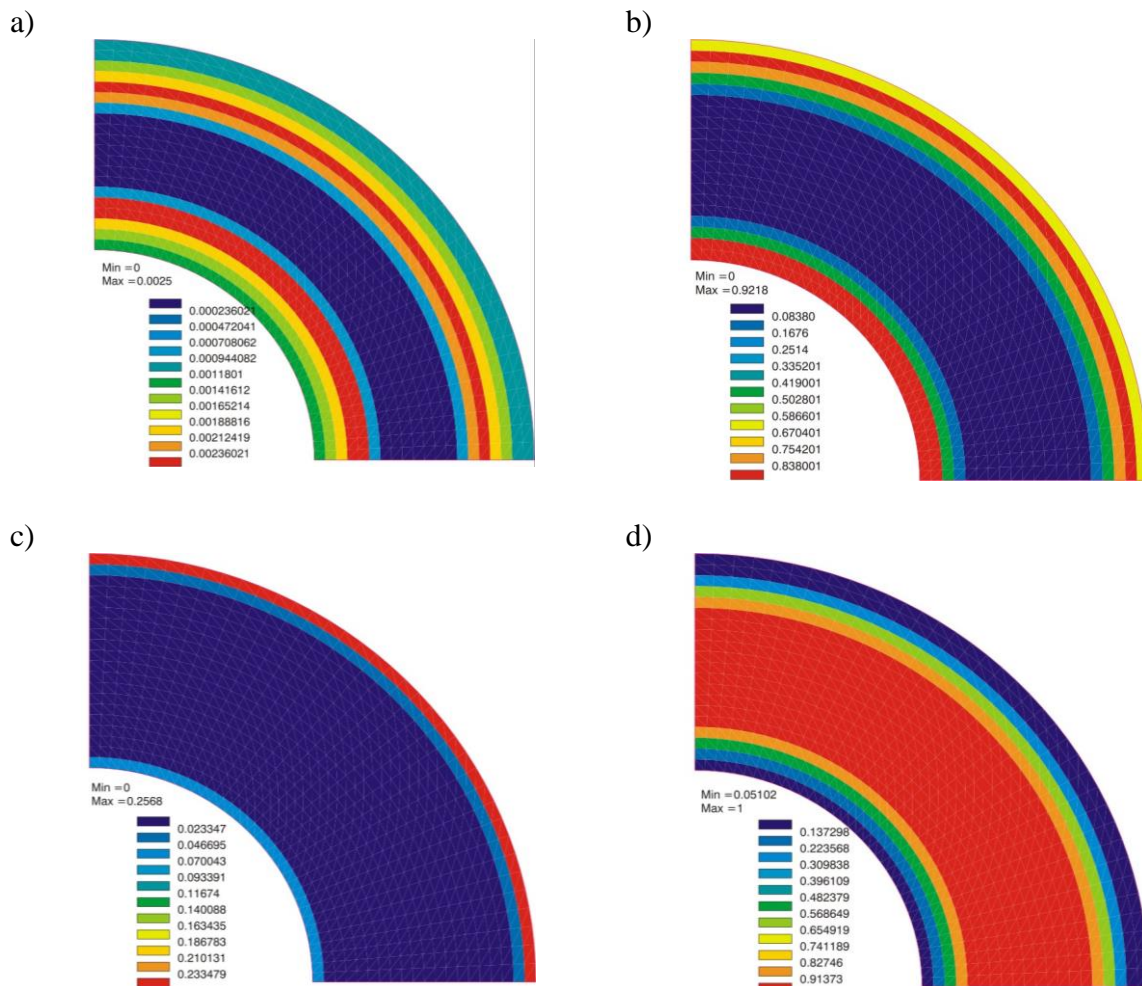


Rys. 3.2. Wykres warstwiczny temperatury po 20 sekundach chłodzenia.

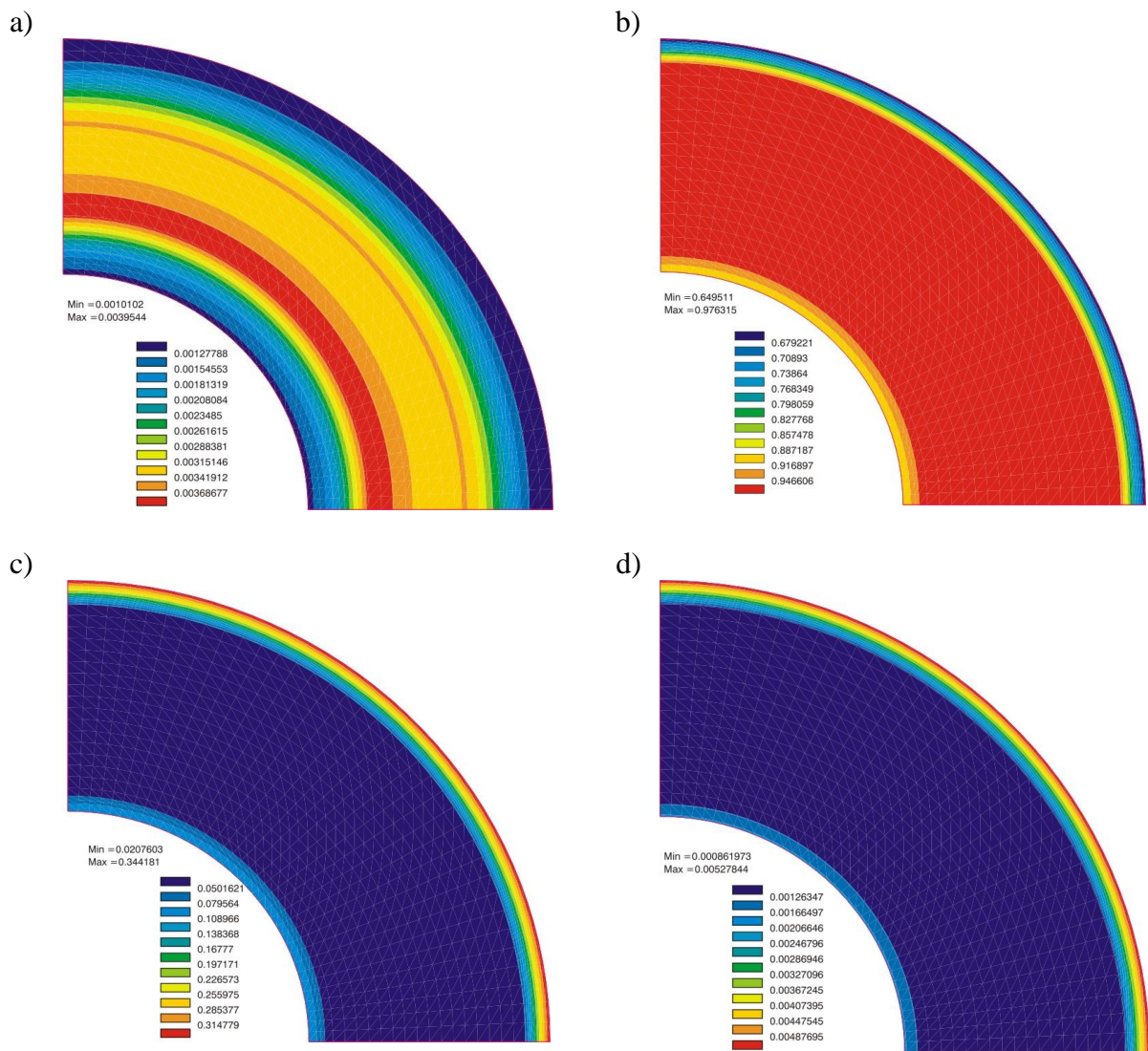


Rys. 3.3. Wykres warstwiczny normy strumienia ciepła po 20 sekundach chłodzenia.

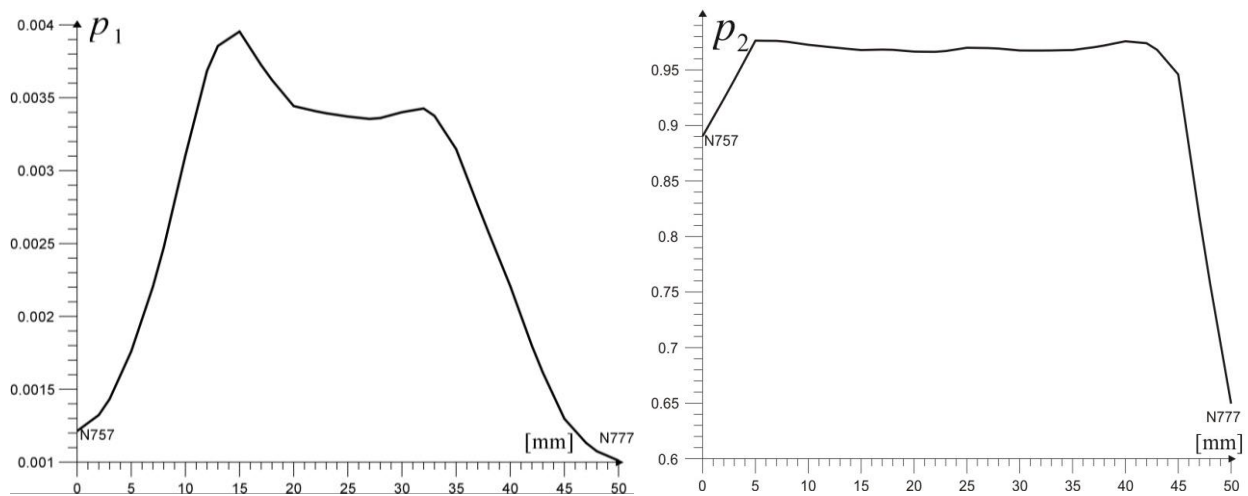
Na rys. 3.2-3.4 zamieszczono wykresy warstwiczne pola temperatur, normy strumienia ciepła i udziałów objętościowych poszczególnych faz stali w wybranej chwili czasu na początku procesu chłodzenia. Stan ten jest daleki od równowagi co potwierdzają znaczne wartości normy strumienia ciepła (przypominamy, że w przypadku izotropii jest to odpowiednio przeskalowany gradient temperatury). Po upływie 4000s pole temperatury z zadaną dokładnością jest stałe i w całym obszarze temperatura wynosi około 20°C (z dokładnością co najmniej do czterech cyfr znaczących). Wobec tego na rys. 3.5 i 3.6 zaprezentowano tylko wykresy udziałów objętościowych poszczególnych faz stali. W stanie równowagi termicznej, po całkowitym ochłodzeniu cylindra, dominujący jest udział w stali Fazy 2 i 3, czyli bainitu i martenzytu. Warto podkreślić, że udział objętościowy martenzytu jest największy w pobliżu powierzchni, przez które chłodziliśmy walec. Ponadto udział objętościowy martenzytu w pobliżu powierzchni wewnętrznej wynosi około 10%, zaś w pobliżu powierzchni zewnętrznej jest ponad trzykrotnie większy, co także jest zgodne z przewidywaniami wynikającymi z warunków brzegowo-początkowych i diagramu CCT. Zawartość mieszaniny ferrytu i perlitu oraz austenitu jest pomijalna, por. rys.3.5 i 3.6.

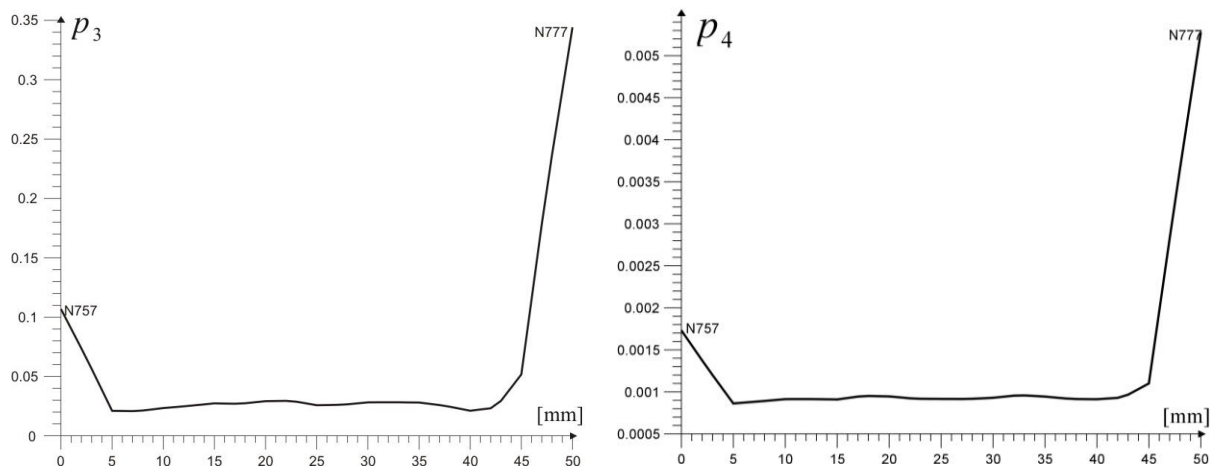


Rys. 3.4. Wykresy warstwiczne udziałów objętościowych: a) fazy 1, b) fazy 2, c) fazy 3, d) fazy 4, po 20 sekundach chłodzenia cylindra.



Rys. 3.5. Wykresy warstwowe udziałów objętościowych: a) fazy 1, b) fazy 2, c) fazy 3, d) fazy 4, po całkowitym ochłodzeniu cylindra.





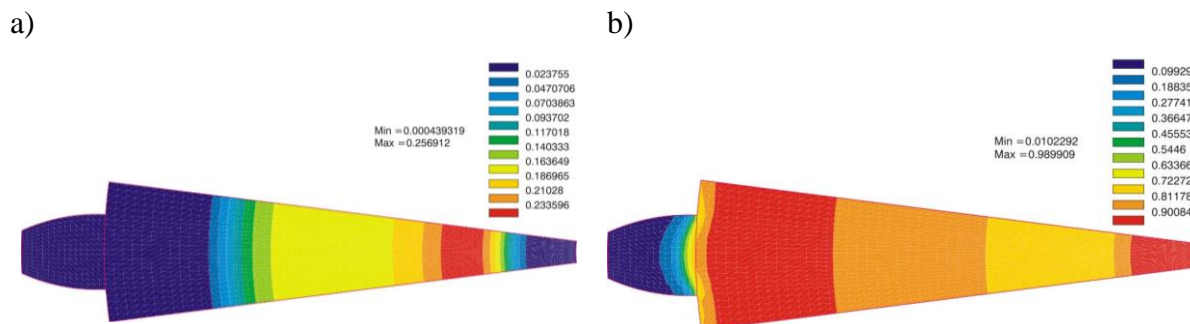
Rys. 3.6. Wykresy udziałów poszczególnych faz stali w przekroju A-A, po całkowitym ochłodzeniu cylindra.

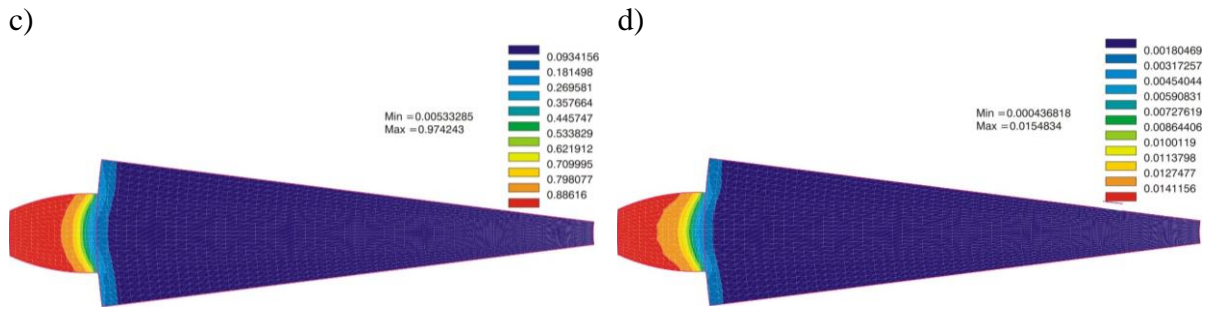
Podsumowując wyniki tego testu zauważamy, że otrzymaliśmy, w wyniku chłodzenia w wodzie, cylinder o rdzeniu bainitycznym, ze znacznie utwardzonymi powierzchniami bocznymi (strefa znacznego udziału martenzytu ogranicza się do około 5mm warstwy przy powierzchniowej).

Przykład 2. Chłodzenie koła zębatego w wodzie

Chłodzenie stalowego koła zębatego o 28 zębach modelowane jest zarówno jako zagadnienie płaskie jak i przestrzenne MES. Jest to zadanie podobne do analizowanego w pracy [I.27], por. także literaturę tam cytowaną. Nagrzane do temperatury 900 °C koło zębate chłodzone jest w wodzie do czasu ustalenia się w nim temperatury 20 °C. Zakładamy że ciało było w temperaturze 900 °C na tyle długo by można było przyjąć, że ma strukturę austenityczną (udział Fazy 4 – 100%). Następnie modelujemy chłodzenie koła zębatego wodą i analizujemy udziały poszczególnych faz w kolejnych chwilach czasu. Dane materiałowe przyjmujemy analogicznie jak w Przykładzie 1. Ze względu na symetrię zadania rozpatrujemy wycinek koła zębatego. Siatki MES mają odpowiednio 1475 elementach skończonych (2D) i 29500 elementach skończonych (3D). Funkcje kształtu są wielomianami pierwszego stopnia. Przykładowe wyniki podano na rys. 3.8-3.11.

Zagadnienie płaskie

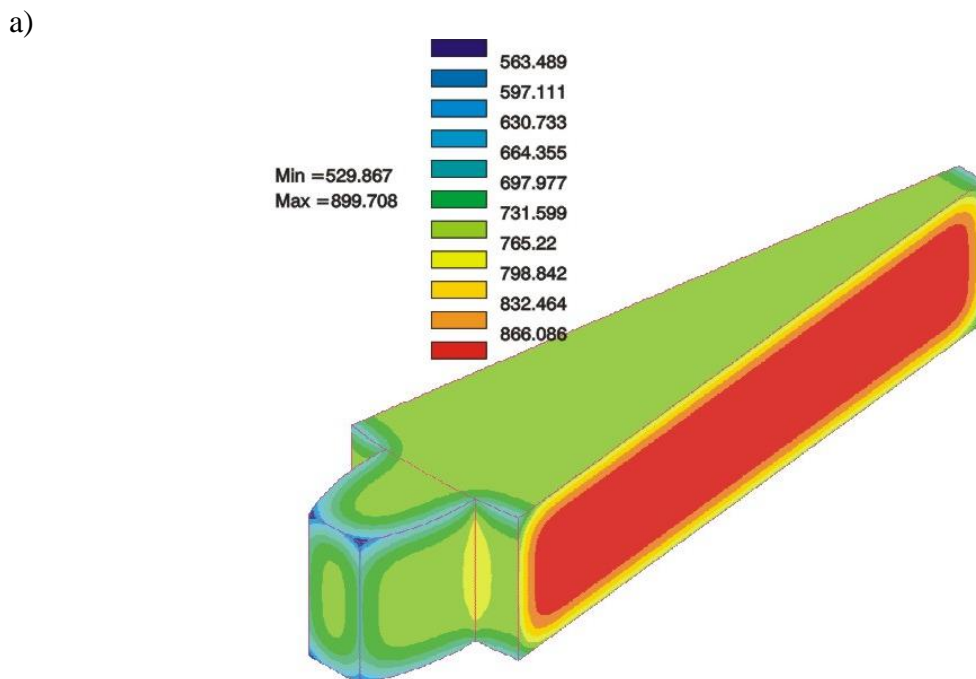




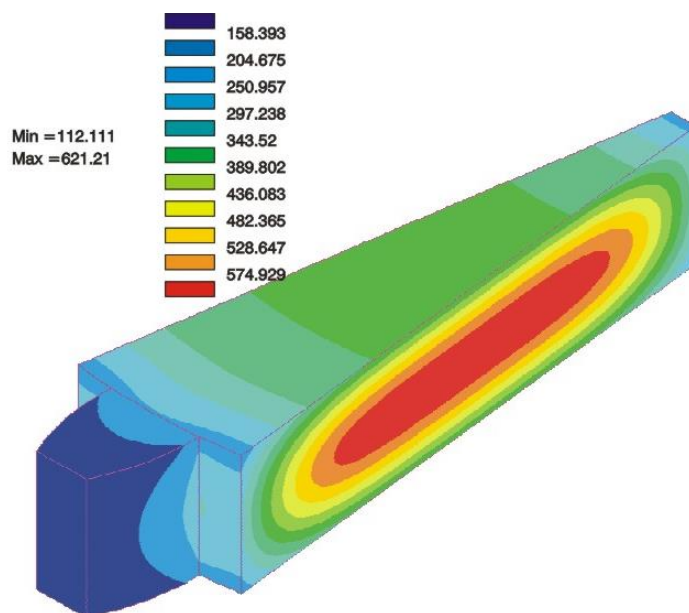
Rys. 3.7. Wykresy warstwowe udziałów objętościowych: a) fazy 1, b) fazy 2, c) fazy 3, d) fazy 4, po całkowitym ochłodzeniu koła zębatego.

Wyniki MES podane na rys.3.7 dotyczą zagadnienia uproszczonego, gdzie podaliśmy tylko wyniki końcowe o udziale poszczególnych faz materiału po całkowitym ochłodzeniu. Można zaobserwować jakościowo poprawny rozkład poszczególnych faz materiału, tzn. martenzytu, bainitu oraz mieszaniny ferrytu i perlitu. Udział austenitu, z dokładnością do dwóch cyfr znaczących jest zerowy. Należy jednak wyraźnie zaznaczyć, że jest to tylko przykład testowy. Bardziej realistyczne wyniki otrzymamy modelując to zadanie jako zagadnienie przestrzenne, którego wyniki wyraźnie wskazują, że konieczna jest dwuetapowa obróbka cieplna stali w celu odpowiedniego utwardzenia zębów, tzn. oprócz chłodzenia powinniśmy zastosować w drugim etapie nagrzewanie.

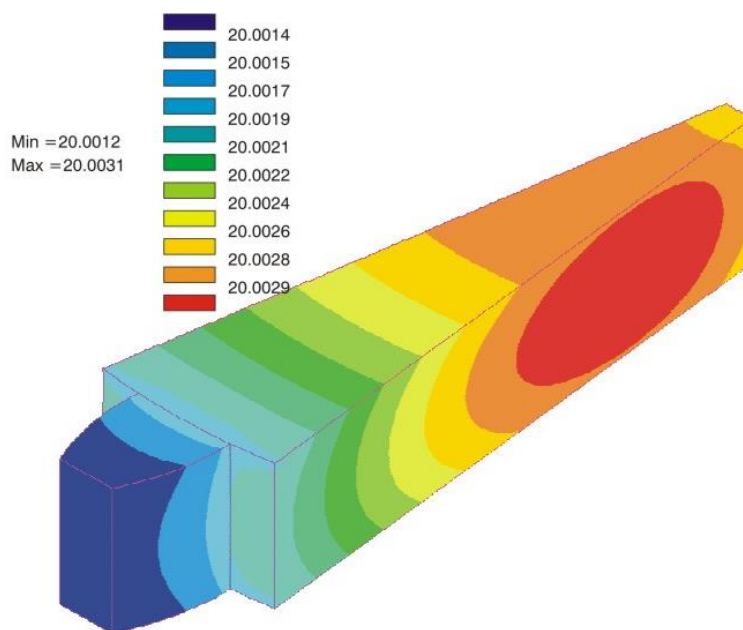
Zagadnienie przestrzenne



b)

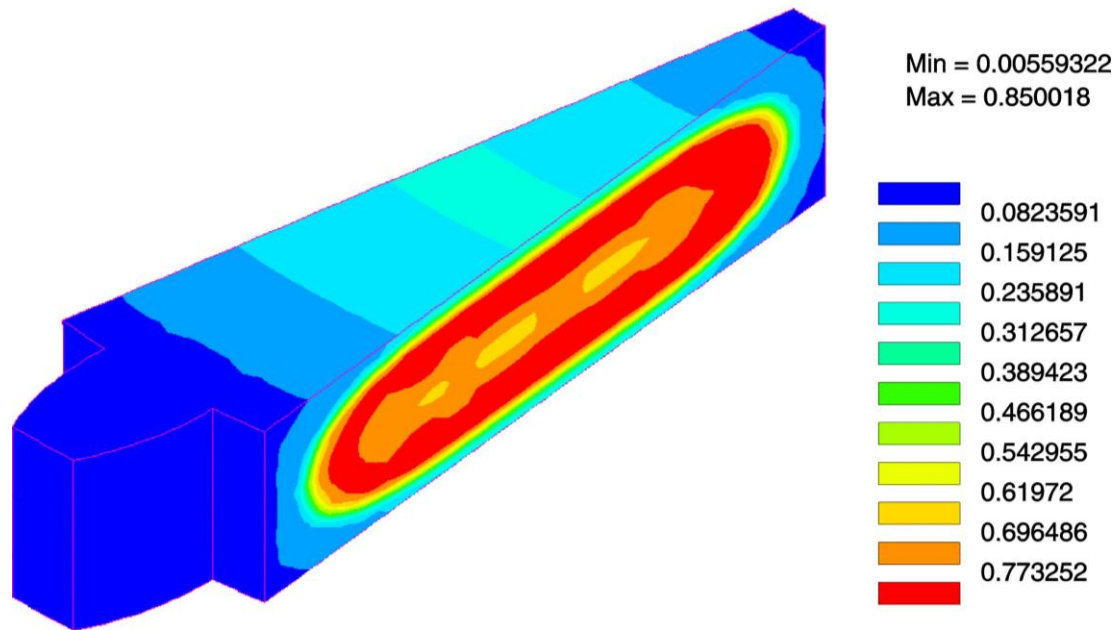


c)

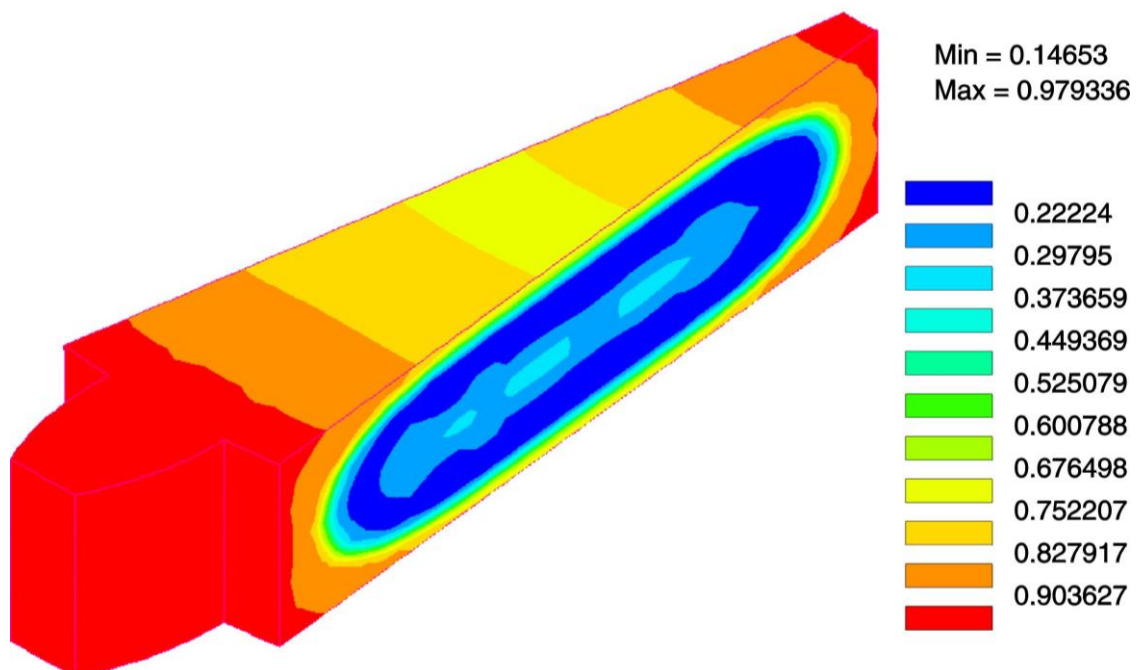


Rys. 3.8. Wykresy warstwowe temperatury (w [°C]) po upływie a) $t=1s$, b) $t=10s$, c) $t=900s$.

Po 900 sekundach chłodzenia otrzymano, z dokładnością do czterech cyfr znaczących, zakładaną temperaturę końcową, por. rys.3.8c. Przykładowe wyniki dotyczące udziału poszczególnych faz w chwili ustalenia się równowagi termicznej podano na rys. 3.9-3.10. Rysunków dotyczących udziału Fazy 1 (mieszanina ferrytu i perlitu) i Fazy 4 (austenitu) nie zamieszczono, gdyż praktycznie ich udział jest pomijalny.



Rys. 3.9. Wykres warstwowy udziału Fazy 2 (bainitu) po całkowitym ochłodzeniu koła zębatego



Rys. 3.10. Wykres warstwowy udziału Fazy 3 (martenzytu) po całkowitym ochłodzeniu koła zębatego

W stanie równowagi termicznej, po całkowitym ochłodzeniu elementu, dominujący jest udział w stali Fazy 2 i 3, czyli bainitu i martenzytu. Zaprezentowany proces obróbki cieplnej można nazwać tzw. hartowaniem powierzchniowym. Warto podkreślić, że martenzyt jest fazą stali o najwyższej twardości, a więc zabieg hartowania przyniósł spodziewane efekty. Na rys. 3.8 widzimy, że faza ta ma największy udział objętościowy w pobliżu powierzchni zęba.

4. PRZEJŚCIA FAZOWE W PŁYCCIE STAŁOWEJ PODDANEJ OBCIĄŻENIU TERMICZNEMU W POSTACI PORUSZAJĄCEGO SIĘ ŹRÓDŁA CIEPŁA

Odpowiedni dobór modelu poruszającego się źródła ciepła jest jednym z kluczowych elementów w modelowaniu MES procesu spawania. Dodatkowo, znacznym problemem numerycznym, ze względu na bardzo duże gradienty pola temperatury oraz gwałtownie zachodzące przemiany fazowe metalu wokół źródła ciepła, jest prawidłowe uzyskanie odpowiedniego rozkładu temperatur i określenie tzw. obszaru wpływu ciepła.

W literaturze dotyczącej opisu spawania dużo miejsca poświęca się modelowaniu źródła ciepła, por. np. [I.32,I.41,I.45,6,10-12,16,35-37,43,45], które powinno uwzględniać: sposób indukowania ciepła (spawanie elektryczne [8,12], laserowe [17], gazowe oraz np. zgrzewanie tarciove [44]), geometrię, wydajność źródła ciepła w obszarach przed i za elektrodą oraz trajektorię i prędkość spawania. Rozpatrywane są zarówno modele dwuwymiarowe jak i trójwymiarowe [12,16,18,25,30,36,37,42]. W zagadnieniu liniowym ustalonego i niestalonego przepływu ciepła stosowane są powszechnie rozwiązania analityczne, por. np. [I.32,44,46]. W pracy [19], Hu i Komanduri'ego z 2000 roku, zestawiono rozwiązania analityczne dwuwymiarowych zadań stacjonarnych i niestalonego przepływu ciepła dla różnych kształtów źródła ciepła. Rozpatrzono dwuwymiarowe modele źródła ciepła w kształcie elipsy i prostokąta o stałej, parabolicznej albo eksponencjalnej intensywności. W przypadku zagadnień nieliniowych konieczne jest zastosowanie metod numerycznych. Wśród metod numerycznych, oprócz MES [27-29,36,37], stosuje się także metodę różnic skończonych, [7,12,25]. Ze względu na złożoność zadania, często wprowadza się założenia upraszczające i formułuje zadanie we współrzędnych cylindrycznych, [12,18]. W pracach [12,18] zamieszczono porównanie wyników numerycznych z danymi doświadczalnymi dotyczącymi kształtu strefy wpływu źródła ciepła. Dodatkowo w artykule [12] uwzględniono m.in. ruch cieczy i siły elektryczne. Obecnie w modelach źródła ciepła stosuje się powszechnie rozkład Gaussa 2D i 3D, patrz np. [6,25,31].

W tej pracy stosujemy model zaproponowany przez Goldaka, w którym zakłada się normę strumienia ciepła. Samej weryfikacji modelu Goldaka oraz związanych z tym badaniami doświadczalnym poświęconych jest wiele prac, por. np. [19,25,31] i literaturę tam cytowaną. Przykładowo na rys.4.1 zamieszczono wyniki badań prowadzonych przez Christensena [10].

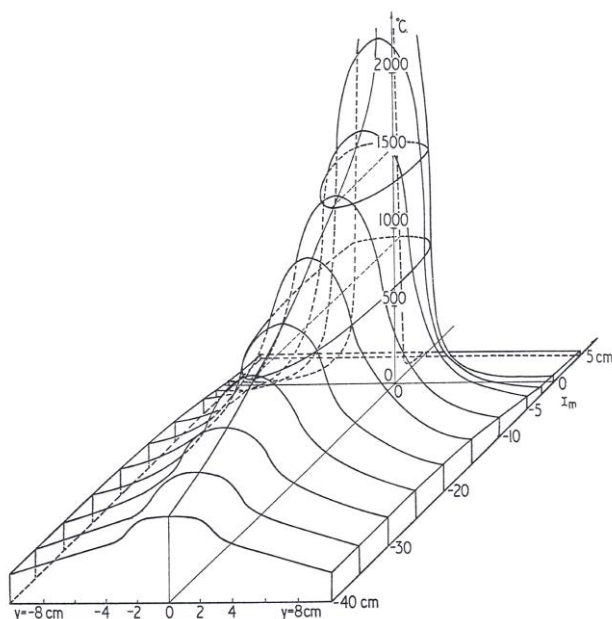
Model Goldaka zakłada rozkład intensywności źródła ciepła we wszystkich punktach całkowania elementów skończonych, które znajdują się w obszarze zdefiniowanym przez parametry geometryczne zamieszczone na rys.4.2. Ustalenie tych parametrów, mocy oraz prędkości poruszania się źródła ma w rezultacie zapewnić rozkład temperatury na powierzchni płyty analogiczny do zamieszczonego na rys.4.2, co pozwala na zweryfikowanie modelu i danych. Model źródła ciepła zaproponowany przez Goldaka opisuje następujące równanie:

$$Q(x, y, z, t) = \eta \frac{6\sqrt{3}f_{\alpha}W}{abc_{\alpha}\pi\sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3((vt)-z)^2}{c^2}}, \quad (4.1)$$

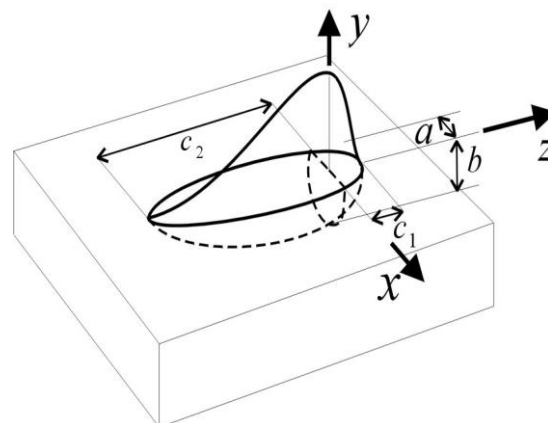
gdzie

- W - moc źródła ciepła [W],
- Q - intensywność źródła ciepła [W mm⁻³],
- a, b, c_{α} - wymiary w [mm] charakteryzujące strefę przetopionego materiału,
- $f_{\alpha}, \alpha = 1,2$ - współczynniki rozdziału intensywności źródła przed i za elektrodą,

- v - prędkość spawania (poruszania się elektrody) [mm s^{-1}],
- t - aktualny czas (parametr sterujący procesem) [s],
- η - sprawność.



Rys.4.1. Przybliżony rozkład temperatury na powierzchni płyty (Submerged arc welding $I=1170$ A, $U=33$ V, $v=0.5$ cm/s) – badania Christensena, por. [10].



Rys.4.2. Model oraz parametry geometryczne źródła ciepła zaproponowanego przez Goldaka, por. [16].

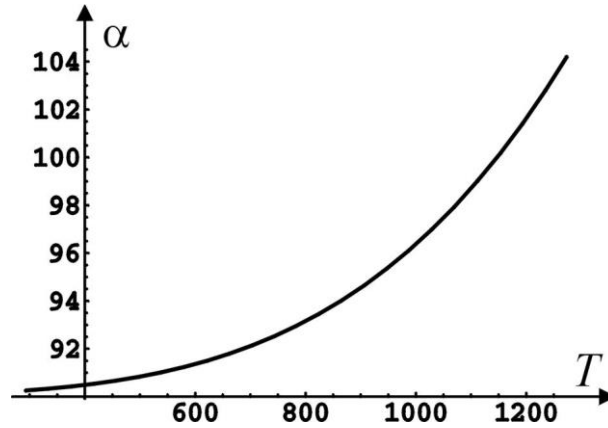
Analizujemy płytę wykonaną ze stali scharakteryzowanej w pkt.I.5, o wymiarach: $l = 200$ mm, $h = 15$ mm. Płytę obciążono poruszającym się wzdłuż odcinka A-B źródłem ciepła, które modeluje oddziaływanie termiczne od łukowego spawania elektrycznego. W takim przypadku realny rozkład temperatury w pobliżu elektrody został zaprezentowany na rys.4.1. Z kolei na rys.4.2 pokazano graficzną interpretację parametrów źródła ciepła zaproponowanego przez Goldaka i in. [16]. W obliczeniach numerycznych wartości poszczególnych parametrów przyjęto według tab. 4.1.

Tablica 4.1. Wartości parametrów źródła ciepła.

W	2800W
a	4.45mm
b	6.5mm
c_1	3mm
c_2	20mm
v	4mm s^{-1}
η	0.6
f_1	0.8
f_2	1.2

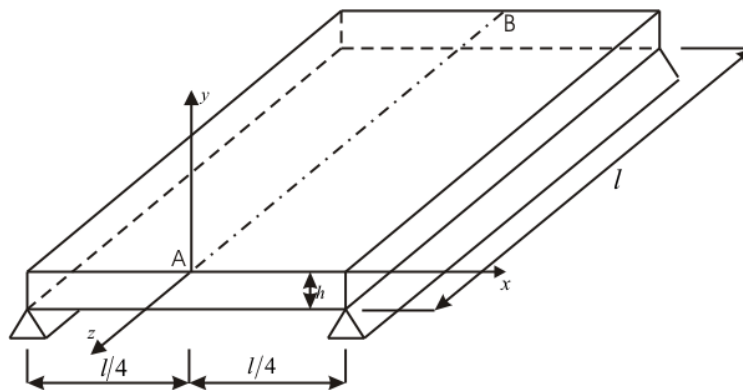
Definiując warunki początkowe zadania założono, że w chwili początkowej temperatura płyty wynosi 20 °C. Wstępnie płyta została poddana austenitacji, a więc udział austenitu dla

$t=0s$ wynosi 100%. Po płycie porusza się źródło ciepła, które powoduje ogrzewanie określonych rejonów płyty powyżej temperatury topnienia rozważanej stali. Płyta stygnie, ponieważ cały czas aktywne są warunki brzegowe uwzględniające konwekcję i promieniowanie, zadane zgodnie ze wzorem $q = \alpha(\theta_0 - \theta)$ i danymi zamieszczonymi na rys. 4.3.



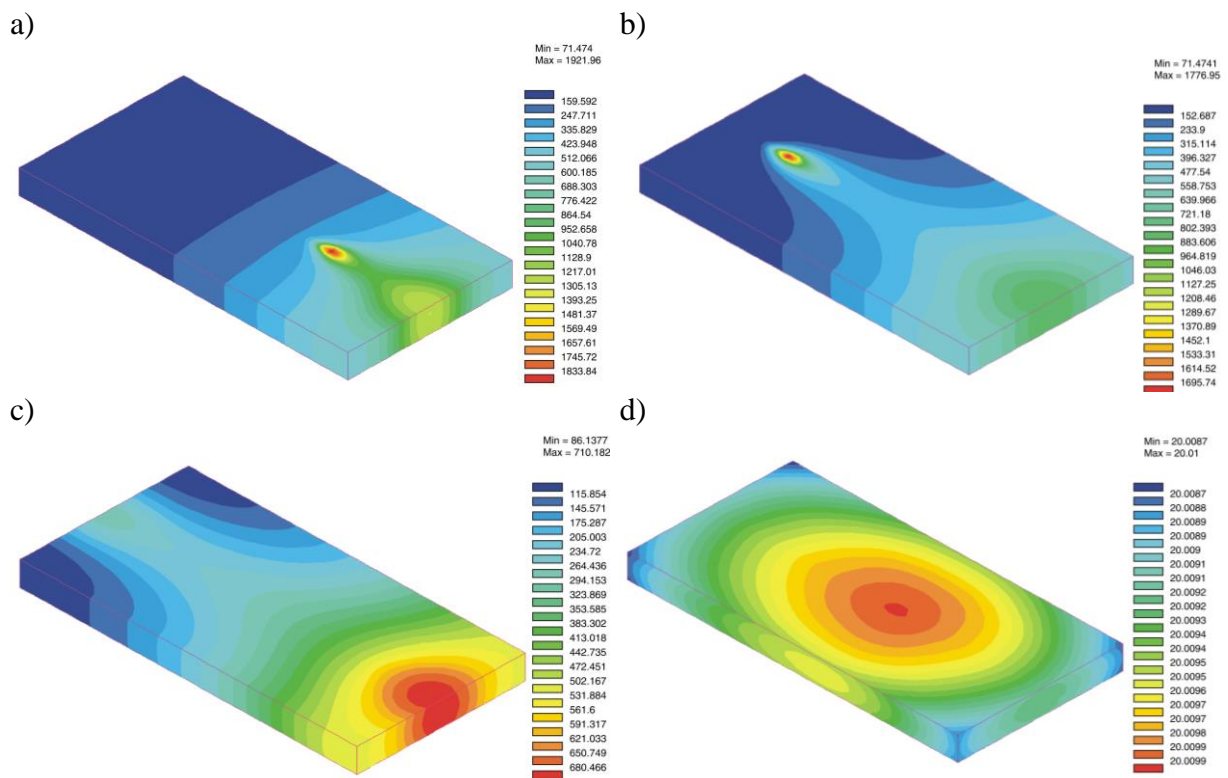
Rys. 4.3. Wykres współczynnika przejmowania ciepła w funkcji temperatury bezwzględnej (w [$W/(m^2K)$]).

Stal, której początkowa struktura była austenityczna zmienia strukturę, ponieważ zachodzą przejścia fazowe w zależności od prędkości stygnięcia.



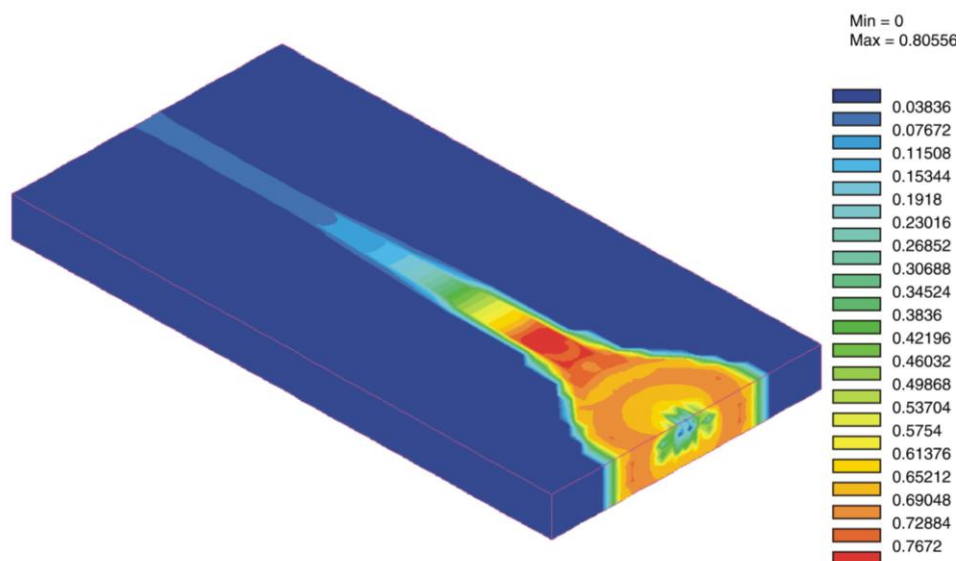
Rys.4.4. Schemat płyty oraz tor źródła ciepła (odcinek AB).

Źródło ciepła, przemierza całą płytę w ciągu 50s. Następnie potrzeba około 3200s aby w płycie ustalił się stan równowagi. Wykresy warstwicowe temperatury w wybranych chwilach czasu zaprezentowano na rys.4.5.

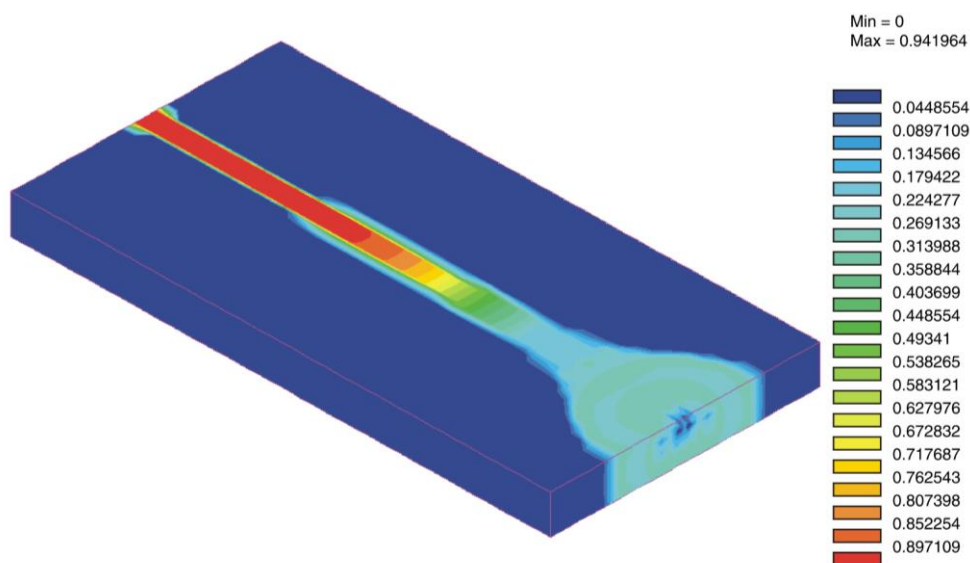


Rys.4.5. Wykresy warstwowe temperatury w poszczególnych chwilach czasu a) $t=15s$, b) $t=40s$, c) $t=60s$, d) $t=3200s$.

Na rys. 4.6 i 4.7 zamieszczono wykresy warstwowe udziału poszczególnych faz w płycie po ustaleniu się równowagi termicznej. Pokazano tylko wykresy dla bainitu i martenzytu, gdyż jedynie udział tych dwóch faz jest znaczący.



Rys.4.6. Wykres warstwowy udziału Fazy 2 (bainitu) po całkowitym ochłodzeniu płyty.



Rys.4.7. Wykres warstwowy udziału Fazy 3 (martenzytu) po całkowitym ochłodzeniu płyty

Zauważalne jest przegrzanie brzegu płyty w miejscu początkowego położenia źródła ciepła, czego skutkiem jest powstanie znacznych niejednorodności materiału.

5. WNIOSKI I UWAGI KOŃCOWE

Podstawowe wnioski są następujące:

- 1) Zastosowana w pracy fenomenologiczna teoria nieustalonego przepływu ciepła z uwzględnieniem przejść fazowych w metalach technicznych i stopach metali wynika z teorii mieszanin oraz odpowiednich równań bilansu (energii wewnętrznej albo entalpii z uwzględnieniem ciepła utajonego topnienia/krzepnięcia), które uzupełnione są nieliniowymi relacjami konstytutywnymi przepływu ciepła oraz równaniami kinetycznymi dla mieszaniny faz. W stanie stałym rozpatrywane są dwa podstawowe typy zmian fazowych o mechanizmach dyfuzyjnych (np. austenitu w perlit, ferryt albo bainit) i bezdyfuzyjnych (np. austenitu w martenzyt). Nie rozpatruje się jednak sprzężenia zagadnienia nieustalonego przepływu ciepła z nieustalonym procesem dyfuzji w sensie praw Ficka (por. np. [I.39,5]), co oznacza m.in., że nie ma zmian sumarycznego składu chemicznego materiału. Tego typu teorie w przypadku metali technicznych i stopów metali stosowane są od około 20 lat, por. np. [I.18,I.33,I.36,9, 15,21]. Służą one do opisu obróbki cieplnej metali i są jednym z elementów koniecznych do opisu ich łączenia (np. spawania), cięcia albo formowania odlewów, [I.6,I.7,I.9,I.24,I.35,3-4,26]. Oryginalną częścią tej pracy jest uporządkowanie prezentowanych w literaturze podejść stosowanych do opisu procesów termometalurgicznych w stali. Zaprezentowano konsekwentne wyprowadzenie lokalnych i globalnych zależności ogólnych dla procesów nierównowagowych oraz wykazano konieczność zapostulowania relacji konstytutywnych i równań kinetycznych. Wyraźne

rozdzielenie odpowiednich równań bilansu od relacji konstytutywnych pozwala na dalsze uogólnienia stosowanych w literaturze modeli, tj. np. uwzględnienie anizotropii, nieliniowej zależności strumienia ciepła od gradientu temperatury, por. [25]. Uogólnienia tego typu powinny być przedmiotem oddzielnej pracy.

- 2) Obecnie, skuteczne uwzględnienie w opisie nieustalonego przepływu ciepła z przejściami fazowymi sprzężonego zagadnienia dyfuzji w sensie zjawisk transportu jest racjonalne w przypadku tzw. słabego sprzężenia tych zjawisk, co oznacza sprzężenie tylko przez parametry materiałowe. Wynika to z braku danych doświadczalnych. Równania różniczkowe dyfuzji są podobnego typu jak równania przewodnictwa. W konsekwencji otrzymujemy podobne sformułowanie teoretyczne z uwzględnieniem teorii mieszanin. Oznacza to, że w każdym kroku iteracyjnym musimy dodatkowo rozwiązać nieliniowe równania różniczkowe cząstkowe dyfuzji. Algorytm jest podobny jak przedstawiony w pkt.2 pracy. Różnice występują tylko w interpretacji parametrów i funkcji materiałowych oraz warunków brzegowych typu Dirichleta i Neumana oraz tzw. warunków mieszanych [I.39].
- 3) Sprecyzowanie parametrów i funkcji materiałowych w sprzężonym zagadnieniu termo-metalurgicznym wymaga znajomości wyników podstawowych badań o własnościach cieplnych i metalurgicznych metalu. Chodzi tu o znajomość dla poszczególnych faz materiału: ciepła właściwego (albo entalpii), współczynnika przewodzenia ciepła oraz gęstości w funkcji temperatury. Dodatkowo konieczna jest znajomość diagramów definiujących przejścia fazowe w funkcji temperatury, jej prędkości i innych parametrów, takich jak np. czas przemiany. Są to podstawowe informacje, które umożliwiają jakościowo i ilościowo poprawne sformułowanie sprecyzowanie zagadnień szczegółowych. Odpowiednia interpretacja wyników badań doświadczalnych i przygotowanie wymienionych powyżej danych termiczno-metalurgicznych jest obecnie jednym z najtrudniejszych etapów w formułowaniu konkretnych zadań. Wyznaczenie niektórych z parametrów występujących w równaniach kinetycznych wymaga wcześniejszego rozwiązania tych równań, co oznacza, że przygotowanie danych jest wieloetapowe. Pomocne w tym mogą być metody optymalizacji nieliniowej.
- 4) Konieczna jest w każdym zagadnieniu identyfikacja: warunków brzegowo-początkowych, np. wymaga to m.in. znajomości parametrów w związkach opisujących konwekcję i/lub promieniowanie podczas wymiany ciepła przez powierzchnię rozpatrywanego wyrobu metalowego z sąsiadującym ośrodkiem, warunków początkowych temperatury i rozkładu faz metalu w wyrobie.
- 5) W przypadku zagadnień związanych ze spawaniem oddzielnym problemem jest opis fenomenologiczny poruszającego się źródła ciepła modelującego rodzaj spawania. W modelach tego typu oprócz mocy, sprawności i prędkości ważne jest zdefiniowanie „kształtu” źródła ciepła. Ma to istotny wpływ gdyż od tego zależy zasięg i zmiana w czasie tzw. strefy wpływu ciepła gdzie „koncentrują” się efekty przemian fazowych.
- 6) Opis zagadnień nieustalonego przepływu ciepła z uwzględnieniem przejść fazowych prowadzi do nieliniowego układu równań różniczkowych cząstkowych z warunkami brzegowo-początkowymi oraz nieliniowego układu równań różniczkowych zwyczajnych z warunkami początkowymi. Sprzężenie pomiędzy tymi równaniami wynika z zastosowanej teorii mieszanin. Do rozwiązania tego typu układu równań konieczne jest zastosowanie metod wariacyjnych i numerycznych. W tym celu w tej pracy zastosowano metodę elementów skończonych, wynikającą z metody Galerkina i metody różnicowe. Zastosowano także zmodyfikowany algorytm Newtona. Obliczenia przeprowadzono wykorzystując system programów SYSTUS-SYSWORLD-SYSWELD.

- 7) Linearyzacja wymienionych powyżej równań różniczkowych nie prowadzi do jakościowo-poprawnych wyników w modelowaniu obróbki cieplnej wyrobów metalowych. Wynika to z fizyki problemu przejść fazowych. Możliwe są uproszczenia w równaniach kinetycznych, tzn. np. zastąpienie układu równań różniczkowych układem nieliniowych równań algebraicznych. W przypadku modelowania spawania długich elementów racjonalne jest założenie upraszczające o wymiarze zadania, tzn. rozpatrywanie jednego przekroju poprzecznego do kierunku poruszającego się odpowiednio zmieniającego się w czasie źródła ciepła.
- 8) Obecnie istotnym czynnikiem ograniczającym możliwość skatalogowania wyników obliczeń numerycznych nawet w typowych przypadkach rozpatrywanych zagadnień jest ich złożoność. Obliczenia są długotrwałe, wymagają komputerów o dużej mocy obliczeniowej i pamięci. Np. obliczenia zadania zaprezentowanego w pkt.4 na komputerze PC z procesorem Pentium III 500MHz i 512 Mb RAM trwają około tygodnia, a wielkość zbiorów wynikowych jest rzędu dziesiątek Gb. Obecnie jest to etap badań podstawowych i powinien być kontynuowany w dwóch podstawowych kierunkach. Pierwszy etap powinien dotyczyć samej weryfikacji uzyskiwanych wyników obliczeń, ich dokładności oraz analizy wrażliwości na zmiany parametrów zadania. Drugi etap powinien polegać na katalogowaniu rozwiązań dotyczących typowych sytuacji.

Artykuł jest jednym ze wstępnych etapów pracy badawczej, której program i cele opisano w rozprawach [I.29,20,22]. Wyniki zawarte w tym artykule są niezbędne do dalszych symulacji numerycznych połączeń spawanych, z uwzględnieniem sprzężenia pól termicznych i mechanicznych. Oprócz złożoności numerycznej zagadnienia, podstawowym problemem badawczym jest obecnie zebranie i uzupełnienie kompletu danych materiałowych o cechach termodynamicznych i metalurgicznych stosowanych w budownictwie stali. Chodzi tu głównie o zaproponowanie i przeprowadzenie niestandardowych testów wytrzymałościowych, z których możliwe byłoby określenie właściwości sprężysto-plastycznych i reologicznych poszczególnych faz stali w funkcji temperatury.

Obecnie zagadnienia związane zarówno z metalurgią, inżynierią materiałową jak i szeroko rozumianą termodynamiką i mechaniką ośrodków ciągłych oraz zastosowaniami stali są przedmiotem zainteresowania wielu „odrębnych” dziedzin nauki i techniki. Konieczne są wobec tego badania i prace interdyscyplinarne, które zarówno porządkują jak i łączą posiadaną wiedzę. Z punktu widzenia badaczy zajmujących się termodynamiką ośrodków ciągłych nie jest to zadanie łatwe i ciągle jest w obszarze badań podstawowych, por. np. [I.28,I.46] i literaturę tam cytowaną. Wiąże się to zarówno z podstawowymi trudnościami jakie napotyka się w połączeniu informacji o mikrostrukturze materiału z metodami badawczymi fizyki kontinuum. Na przykład w zagadnieniach związanych ze spawaniem stali mamy do czynienia ze sprzężeniem pól termiczno-mechanicznych z polami magneto-elektrycznymi. Dodatkowo zachodzą dyfuzyjne i bezdyfuzyjne przemiany fazowe zarówno w stali jako ciele stałym jak i przemiany ciała stałego w ciecz, por. np. [I.2,I.30,I.33,I.39]. Napotyka się w teorii pól sprzężonych podstawowe trudności z opisem relacji konstytutywnych jak i doświadczalną identyfikacją parametrów oraz tzw. funkcji materiałowych występujących w tych relacjach oraz zdefiniowaniem adekwatnych warunków brzegowo-początkowych. Z drugiej strony zagadnienia te są bardzo złożone z punktu widzenia teorii równań różniczkowych cząstkowych. Zadania brzegowo-początkowe są „silnie” nieliniowe. Konieczne jest stosowanie np. metod numerycznych w celu ich rozwiązania. W wielu złożonych zagadnieniach mechaniki ośrodków ciągłych nie istnieją nawet dowody o istnieniu ich rozwiązania, por. [I.28]. Dotyczy to także zadań związanych ze sprzężeniem nieustalonego przepływu ciepła z przemianami fazowymi jakie zachodzą w

materiale. Konieczne są racjonalne „uproszczenia” w samym sformułowaniu zadania jak i „świadome pominięcie” pewnych informacji o mikrostrukturze materiału. W tej pracy, podobnie jak wielu innych [I.21,I.23,I.25-I.27,I.33,I.34,I.50] dążono do takiego sformułowania zagadnienia aby można je było skutecznie rozwiązać.

Podziękowania: Praca finansowana była w ramach Grantu KBN Nr 8 T07E016 20.

Bibliografia

- [1] ABAQUS *Theory manual*, Version 6.1., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 2000.
- [2] ABAQUS/Standard *User's manual*, Version 6.1., Hibbitt, Karlsson and Sorensen, Inc., Pawtucket, 2000.
- [3] Ahan D.G., Lee S.H., Yang D.Y.: Investigation into thermal characteristics of linear hotwire cutting system for variable lamination manufacturing (VLM) process by using expandable polystyrene foam, *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*, 42, pp. 427-439, 2002.
- [4] Ahan D.G., Lee S.H., Yang D.Y.: A study on the influence of the sloped cutting angle on kerfwidth and part quality in the hotwire cutting of foam for the VLM-s rapid prototyping process, *Int. J. of Machine Tools and Manufacture*, 43, pp. 1447-1464, 2003.
- [5] Bokota A., Iskierka S.: An analysis of the diffusion-convection problem by the boundary element method, *Engineering Analysis with Boundary Elements*, 15, pp. 267-275.
- [6] Brockmann R., Dickmann, Geshev P., Matthes K.-J.: Calculation of laser-induced temperature field on moving thin metal foils in consideration of Stefan problem, *Optics and Laser Technology*, 35, pp. 115-122, 2003.
- [7] Al-Khalidy N.: An upwind numerical solution of nonlinear advection-diffusion problems with a moving heat source, *Heat and Mass Transfer*, 34, pp. 287-293, 1998.
- [8] Andersson B. A. B.: Thermal stresses in submerged-arc welded joint considering phase transformations, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, 100, pp. 356-362, 1978.
- [9] Cames-Pintaux A. M., Nguyen-Lamba M.: Finite element enthalpy method for discrete phase change, *Numerical Heat Transfer*, 9, pp. 403-417, 1986.
- [10] Christensen N., de L. Davies V., Gjermundsen K.: Distribution of temperatures in arc welding, *British Welding Journal*, vol. 12, pp. 54-75, 1965.
- [11] Doumanidis Ch., Kwak Y.-M.: Multivariable adaptive control of the bead profile geometry in gas metal arc welding with thermal scanning, *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, 79, pp. 251-262, 2002.
- [12] Fan H. G., Tsai H. L., Na S. J.: Heat transfer and fluid flow in partially or fully penetrated weld pool in gas tungsten arc welding, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 44, pp. 417-428, 2001.
- [13] Gajewski M., Jemioło S.: Nieustalony przepływ ciepła przez niejednorodne przegrody budowlane, VI Konferencja: Komputerowe systemy wspomaganie nauki, przemysłu i transportu, TRANSCOMP, Zakopane, 2002.
- [14] Gajewski M., Jemioło S.: Ustalony przepływ ciepła przez niejednorodne przegrody budowlane przy różnych typach warunków brzegowych, XI Polsko-Rosyjskie seminarium, Teoretyczne podstawy budownictwa, B. Rymsza [red.], Oficyna Wydawnicza PW, Warszawa, 2002.
- [15] Gajewski M., Jemioło S., Szwed A.: Symulacja MES spawania stali z uwzględnieniem zjawisk termo-metalurgicznych, XII Polsko-Rosyjskie seminarium, Teoretyczne

- podstawy budownictwa, B. Rymsza [red.], str. 53-60, Oficyna Wydawnicza PW, Warszawa, 2003.
- [16] Goldak J., Chakravarti A., Bibby M.: A new finite element model for welding heat sources, *Metallurgical Trans. B*, vol.15, pp. 299-305, 1984.
- [17] Grigon Ch., Petipas E., Perinet R., Condoure J.: Modélisation thermométallurgique appliquée au soudage laser des aciers, *Int. J. Therm. Sci.*, 40, pp. 669-680, 2001.
- [18] Hunziker O., Dye D., Reed R.C.: On the formation of centreline grain boundary during fusion welding, *Acta mater.*, **48**, pp. 4191-4201, 2000.
- [19] Hou Z.B., Komanduri R.: General solutions for stationary/moving plane heat source problems in manufacturing and tribology, *Int. J. Heat and Mass Transfer*, **43**, pp. 1679-1698, 2000.
- [20] Jemioło S., Gajewski M.: Zastosowanie programu SYSWELD w modelowaniu połączeń spawanych konstrukcji stalowych, *Theoretical Foundations of Civil Engineering, Polish-Ukrainian Transactions*, W. Szcześniak [ed], str. 411-424, Oficyna Wydawnicza PW, Warszawa, 2003.
- [21] Jemioło S., Gajewski M.: Symulacja MES obróbki cieplej wyrobów stalowych z uwzględnieniem zjawisk termo-metalurgicznych, Część 1. Nieustalony przepływ ciepła i przejścia fazowe, w przygotowaniu.
- [22] Jemioło S., Gajewski M.: Zastosowanie programu SYSWELD w modelowaniu resztkowych naprężeń pospawalniczych, w przygotowaniu.
- [23] Kang C.S., Chang Y.P.: Effects of change of phase on temperature distribution due to a moving heat source, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, **100**, pp. 39-44, 1975.
- [24] Kącki E.: Równania różniczkowe cząstkowe w zagadnieniach fizyki i techniki, WNT, Warszawa, 1992.
- [25] Kuo H.-Ch., Wu L.-J.: Prediction of heat-affective zone using Grey theory, *J. Materials Processing Technology*, **120**, pp. 151-168, 2002.
- [26] Leblond J.B., Devaux J., Devaux J.C.: Mathematical modeling of transformation plasticity in steels. I: Case of ideal-plastic phases, *Int. J. Plast.*, **5**, pp.551-572, 1989.
- [27] Lindgren L. E.: Finite element modelling and simulation of welding, Part 1: Increased complexity, *Journal of Thermal Stresses*, **24**, pp. 141-192, 2001.
- [28] Lindgren L. E.: Finite element modelling and simulation of welding, Part 2: Improved material modelling, *Journal of Thermal Stresses*, **24**, pp. 1195-231, 2001.
- [29] Lindgren L. E.: Finite element modelling and simulation of welding, Part 3: Efficiency and integration, *Journal of Thermal Stresses*, **24**, pp. 305-334, 2001.
- [30] Little G.H., Kamtekar A.G.: The effect of thermal properties and weld efficiency on transient temperatures during welding, *Computers and Structures*, **68**, pp. 157-165, 1998.
- [31] Monca O., Morrone B., Naso V.: Quasi-steady-state three-dimensional temperature distribution induced by a moving circular Gaussian heat source in a finite depth solid, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, **38**, 7, pp. 1305-1315, 1995.
- [32] Muraki T., Bryan J. J., Masubuchi K.: Analysis of thermal stresses and metal movement during welding, Part I: Analytical study, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, **97**, 1, pp. 81-84, 1975.
- [33] Muraki T., Bryan J. J., Masubuchi K.: Analysis of thermal stresses and metal movement during welding, Part II: Comparison of experimental data and analytical results, *Transactions of the ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, **97**, 1, pp. 85-91, 1975.
- [34] Nehad Al-K.: Enthalpy technique for solution of Stefan problems: Application to the keyhole plasma arc welding process involving moving heat source, *Int. Comm. Heat Mass Transfer*, **22**, 6, pp. 779-790, 1995.

- [35] Ravichandran G., Raghupathy V.P., Ganesan N.: Analysis of temperature distribution during circumferential welding of cylindrical and spherical components using the finite element method, *Computers and Structures*, **59**, 2, pp. 225-255, 1996.
- [36] Sabapathy P.N., Wahab M.A., Painter M.J.: The prediction of burn-through during in-service welding of gas pipelines, *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, **77**, pp. 669-677, 2000.
- [37] Sabapathy P.N., Wahab M.A., Painter M.J.: Numerical models of in-service welding of gas pipelines, *J. Materials Processing Technology*, **118**, pp. 14-21, 2001.
- [38] Sczygiół N.: Modelowanie numeryczne zjawisk termomechanicznych w krzepnym odlewie i formie odlewniczej, Wydawnictwo Politechniki Częstochowskiej, Częstochowa, 2000.
- [39] SYSWELD™ 2000, Reference Manual, ESI Group, The Virtual Tray-Out Space Company.
- [40] SYSWELD™ 2000, Metallurgical Transformation Model LSG2M Nancy, Metallurgical Models dedicated to Aluminium Alloys, ESI Group, The Virtual Tray-Out Space Company.
- [41] SYSWORLD™ 2000, Technical Description of Capabilities, ESI Group, The Virtual Tray-Out Space Company.
- [42] Wahab M.A., Painter M.J.: Numerical models of gas metal arc welds using experimentally determined weld pool shapes as the representation of the welding heat source, *Int. J. Pressure Vessels and Piping*, **73**, pp. 153-159, 1997.
- [43] Wilke III H.C., Kottilingam S., Zee R.H., Chin B.A.: Infrared sensing techniques for penetration depth control of the submerged arc welding process, *J. Materials Processing Technology*, **113**, pp. 228-233, 2001.
- [44] Yevtushenko A.A., Ivanyk E.G., Ukhanska O.M.: Transient temperature of local moving areas of sliding contact, *Tribology International*, 30, 3, pp. 209-214, 1997.
- [45] Yilbas B. S.: 3-dimensional laser heating model including a moving heat source consideration and phase change problems, *Heat and Mass Transfer*, **33**, pp. 495-505, 1998.
- [46] Zhang W., Elmer J.W., DebRoy T.: Modeling and real time mapping of phases during GTA welding of 1005 steel, *Materials Science and Engineering*, A333, pp. 320-335, 2002.
- [47] Zienkiewicz O.C., Taylor R.L.: The finite element method, McGraw-Hill, 4th edition, Volumes 1 and 2, 1994.

**THERMO-METALLURGICAL PHENOMENA
IN FE SIMULATION OF HEAT TREATMENT FOR STEEL
Part 2: Numerical examples using SYSWELD program**

Summary

In the first part of this work phenomenological theory of unsteady heat flow including phase change phenomena was presented in case of steel. The way of preparing thermo-metallurgical set of data and verification of data was shown for 16MnCr5 steel. The verified material data of steel is an input data for finite element simulation with SYSWELD system. As it is shown in Section 2 of this paper the basic for theoretical and numerical analysis is variational formulation of unsteady heat flow problem using standard Galerkin method. To obtain

solution of the formulated nonlinear problem Newton-Raphson modified algorithm and finite difference method, implemented in SYSWELD, are used. Some test problems are analysed and the issues of cogwheel cooled in water are discussed in Section 3. Examples of numerical modelling of welding process with Goldak model of moving heat source are presented in the next Section. The last Section is devoted to remarks and conclusions concerning two parts of present work.