

Ocena wpływu makro i mikronaprężeń na powstawanie i rozwój pęknięć w staliwie austenitycznym podczas zmęczenia cieplnego. I. Makronaprężenia

J. Tuleja

Instytut Inżynierii Transportu, Akademia Morska, Wały Chrobrego 1-2, 70-500 Szczecin, Polska
Kontakt korespondencyjny: e-mail: j.tuleja@am.szczecin.pl

Otrzymano 20.05.2010; zaakceptowano do druku 05.06.2010

Streszczenie

W pracy oceniono wpływ makronaprężeń na pękanie elementów oprzyrządowania technologicznego eksploatowanych w piecach do nawęglania. Wyznaczono rozkłady temperatury analitycznie, stosując model ciała półnieskończonego oraz numerycznie, metodą elementów skończonych dla modelu węgla częściowo osłoniętego austenityczną osnową. Porównano rozkłady naprężeń σ_x , σ_y , σ_z wyznaczone metodą elementów skończonych przy uwzględnieniu wymiany ciepła oraz jednoczesnej zmiany temperatury w całej objętości przyjętego modelu obliczeniowego węgla i otaczającej go osnowy. Na podstawie przeprowadzonych obliczeń wykazano, że w obszarze przypowierzchniowym badanych elementów, w którym dochodzi do inicjacji pęknięć, temperatura podczas gwałtownego chłodzenia jest stała, stąd można wykluczyć bezpośredni wpływ makronaprężeń na ich powstawanie.

Słowa kluczowe: Obróbka cieplna; Makronaprężenia; Staliwo austenityczne; Pękanie

1. Wprowadzenie

Dominującą metodą utwardzania powierzchniowego części maszyn jest nawęglanie [1÷4]. Główne kierunki rozwoju metod nawęglania związane są z podwyższaniem temperatur tych procesów, bądź zastąpieniem metod nawęglania gazowego metodami próżniowymi, których jedną z zalet jest ograniczenie emisji toksycznych substancji do atmosfery [1÷4]. Niezależnie od przyjętej metody nawęglania proces ten realizowany jest za pomocą specjalistycznych instalacji, których głównymi elementami są piece. Niezawodność pieców do nawęglania uwarunkowana jest trwałością ich żarowytrzymałego metalowego wyposażenia [5÷9]:

- na stałe zamocowanych elementów konstrukcyjnych typu: retorty, rury promieniujące, tory, wirniki, podpory, zawieszki i inne;
- oprzyrządowania technologicznego służącego do transportu nawęglanych części.

Szczególnie niską trwałością charakteryzuje się oprzyrządowanie technologiczne wykonywane najczęściej ze staliwa austenitycznego typu Fe-Ni-Cr-C. Elementy te narażone są na oddziaływanie wysokiej (nawet do 1100°C) i zmiennej temperatury, atmosfery nawęglającej oraz na obciążenie wsadem. Tak niekorzystne warunki pracy powodują ich szybkie pękanie, które w skrajnych przypadkach może prowadzić, wskutek wyłamania ich fragmentów, głównie naroży, do blokowania pracy

pieców. Naraża to na duże straty, zwłaszcza w produkcji wielkoseryjnej, gdyż konsekwencją tego jest konieczność wyłączenia pieców i usuwania z nich nawęglanych części, które zwykle podlegają złomowaniu.

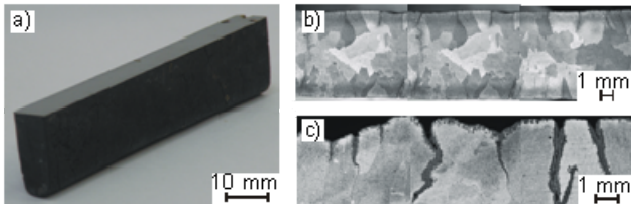
Dotychczas nie wskazano jednoznacznie źródeł naprężeń mogących być przyczyną pęknięcia elementów oprzyrządowania. W pracy przeprowadzono analizę wpływu naprężeń własnych powstających wskutek oddziaływania wysokiej i zmiennej temperatury na pęknięcie elementów oprzyrządowania technologicznego wykorzystywanego w piecach do nawęglania.

W I części pracy oceniono wpływ makronaprężeń na możliwość powstawania i rozwoju pęknięć w elementach wykonanych ze staliwa austenitycznego typu Fe-Ni-Cr-C podczas ich gwałtownego chłodzenia.

2. Przedmiot badań

Przedmiotem badań było nawęglone i zmęczone cieplnie żebro stanowiące fragment palety podstawowej stosowanej między innymi w piecach przepychowych do nawęglania – rys. 1a. Skład chemiczny staliwa, z którego wykonano badany element był następujący: C = 0.19%, Mn = 0.36%, Si = 1.35%, Cr = 16.10%, Ni = 37.05% [10]. Żebro nawęglono metodą proszkową w temperaturze 920°C, w proszku do nawęglania o składzie: BaCO₃ – 11%, Na₂CO₃ – 4%, węgiel drzewny – 85% [10].

Po każdym 20-godzinnym cyklu nawęglania żebro nagrzewano w piecu elektrycznym do temperatury 900±5°C, wygrzewano w tej temperaturze przez 30 minut i gwałtownie chłodzono w wodzie o temperaturze 20°C. Po 75 cyklach jedną z powierzchni żebra przygotowano do obserwacji powstałych pęknięć – rys. 1b, c.



Rys. 1. Przedmiot badań: a) żebro, b), c) pęknięcia w żebrze powstałe wskutek zmęczenia cieplnego

Powstałe wskutek zmęczenia cieplnego pęknięcia utworzyły charakterystyczną powierzchniową siatkę pęknięć. Wszystkie przebiegały prostopadle do krawędzi żebra. Na podstawie przeprowadzonych obserwacji stwierdzono, że pęknięcia powstawały na powierzchni, a w kolejnych cyklach cieplnych następował ich rozwój w głąb żebra, tylko po granicach ziaren. Nie stwierdzono obecności pęknięć w elementach wykonanych ze staliwa o takim samym składzie chemicznym nawęglanych metodą proszkową oraz wyżarzanych [10], stąd założono, że do pęknięcia dochodzi tylko podczas chłodzenia.

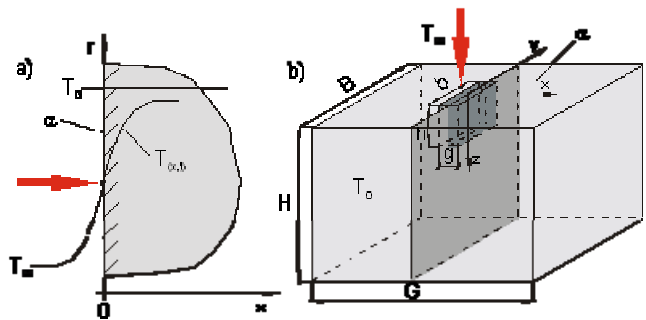
3. Makronaprężenia

Jako przyczynę powstawania makronaprężeń w elementach wskazuje się występowanie w nich gradientów temperatury

na przekroju wskutek nierównomiernego grzania i chłodzenia [11]. Określenie gradientu temperatury w obszarze przypowierzchniowym, czyli tam gdzie dochodzi do powstawania pęknięć w elementach oprzyrządowania technologicznego nie jest możliwe metodami doświadczalnymi. Stąd w pracy metodami obliczeniowymi wyznaczono rozkłady temperatury:

- analitycznie w modelu ciała półnieskończonego – rys. 2a [12, 13];
- numerycznie, metodą elementów skończonych w modelu węgliku częściowo osłoniętego austenityczną osnową – rys. 2b [14÷16],

Na ich podstawie oceniono możliwość wystąpienia różnicy temperatur w obszarze, w którym ma miejsce inicjacja pęknięć.



Rys. 2. Modele obliczeniowe: a) ciało półnieskończone, b) węglik częściowo osłonięty austenityczną osnową

Z przeprowadzonej analizy mikrostruktury staliwa austenitycznego typu Fe-Ni-Cr-C, z którego wykonano badane żebro, wynika, że składa się ona z węglików typu M₇C₃ i/lub M₂₃C₆ otoczonych austenityczną osnową (szczegółowe informacje na temat mikrostruktury i składu fazowego badanego staliwa zawiera II część artykułu). Analiza stanu naprężeń w węglikach różnie usytuowanych względem powierzchni stopu wskazuje, że tylko węglik, których część pozostaje nieosłonięta austenityczną osnową mogą ulegać uszkodzeniu [10, 14÷18].

W obliczeniach założono, że przewodzenie ciepła jest jednokierunkowe i ma charakter nieustalony, a przyjętym warunkiem brzegowym jest warunek trzeciego rodzaju uwzględniający konwekcyjną wymianę ciepła [12, 13, 19].

Wartości współczynników przejmowania ciepła α (W/m²·K) przyjęto na podstawie przeprowadzonej analizy literatury. Zakresy wartości tych współczynników dla dwóch powszechnie stosowanych czynników chłodzących – wody i oleju przedstawiono w tablicach 1 i 2 [1, 2, 20÷27].

Tabela 1.

Współczynniki przejmowania ciepła α [W/m²·K] dla wody i oleju [1, 2, 12, 13, 20÷27]

| Czynnik chłodzący | Współczynniki przejmowania ciepła α , W/m ² ·K | |
|-------------------|--|---------------------|
| | Konwekcja swobodna | Konwekcja wymuszona |
| Woda | 30÷1200 | 300÷20 000 |
| Olej | 5÷1500 | 30÷2200 |

Tabela 2.

Współczynniki przejmowania ciepła α [W/m²K] dla wody i oleju wyznaczone w przemysłowych warunkach prowadzenia procesu hartowania [2, 28]

| Czynnik chłodzący | Współczynniki przejmowania ciepła α , W/m ² ·K |
|-------------------|--|
| Woda | 2500÷3850 |
| Olej | 1000÷2200 |

3.1. Rozkłady temperatury w ciele półnieskończonym

Rozkłady temperatury w chłodzonym ciele półnieskończonym wyznaczono w oparciu o zależność [12, 13, 19]:

$$T = T_0 + (T_{cz} - T_0) \left[\operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{at}} - \exp\left(\frac{\alpha x}{\lambda} + \frac{\alpha^2 at}{\lambda^2}\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}} + \frac{\alpha}{\lambda} \sqrt{at}\right) \right], 0 \leq x \leq \infty \quad (1)$$

gdzie:

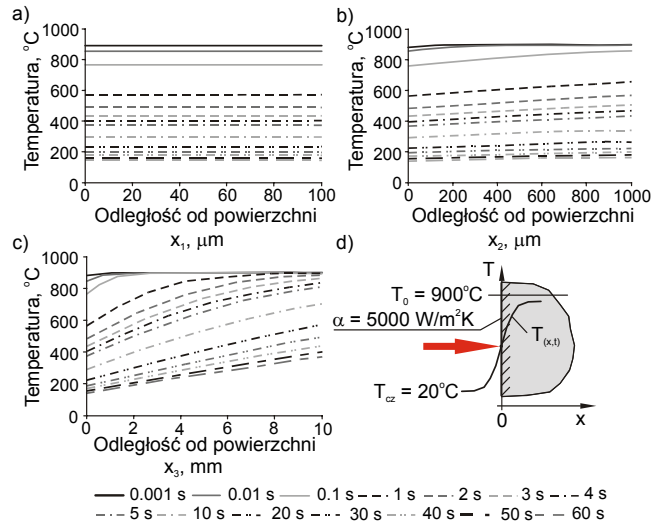
- T – temperatura, K
- T₀ – temperatura początkowa, K
- T_{cz} – temperatura czynnika chłodzącego, K
- x – odległość od chłodzonej powierzchni modelu, m
- t – czas, s
- α – współczynnik przejmowania ciepła, W/m²·K
- λ – współczynnik przewodzenia ciepła, W/m·K
- $a = \frac{\lambda}{c\rho}$ – współczynnik wyrównania temperatury, m²/s
- c – ciepło właściwe, J/kg·K
- ρ – gęstość, kg/m³.

Stosując zależność (1) wyznaczono rozkłady temperatury w ciele półnieskończonym podczas jego chłodzenia z temperatury T₀ = 900°C (1173.15 K) czynnikiem chłodzącym o temperaturze T_{cz} = 20°C (293.15 K). Staliwo austenityczne, z którego wykonano badane żebro scharakteryzowano za pomocą następujących stałych materiałowych [13, 29, 30]: $\lambda_{900^\circ\text{C}} = 26.33$ W/m·K, $c_{900^\circ\text{C}} = 500$ J/kg·K, $\rho_{900^\circ\text{C}} = 8000$ kg/m³.

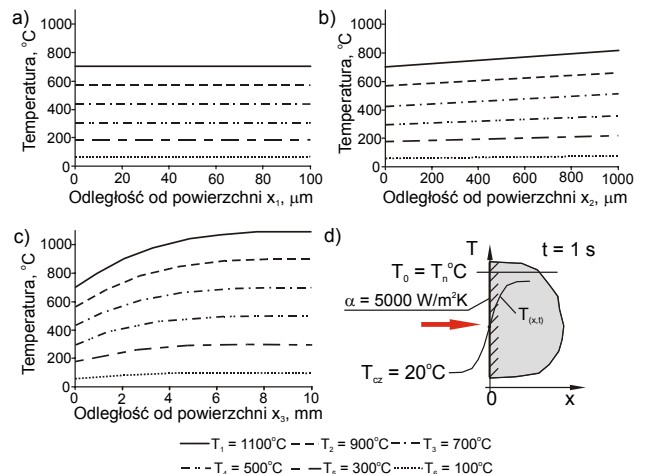
Wyznaczono rozkłady temperatury w ciele półnieskończonym w różnym czasie t od 0.0000001 s do 600 s, w warstwach przypowierzchniowych o różnej grubości, przyjmując wartość współczynnika przejmowania ciepła $\alpha = 5000$ W/m²·K – rys. 3.

Dodatkowo wykorzystując zależność (1) określono wpływ temperatury początkowej T_{0(n)} oraz wartości współczynników przejmowania ciepła α_n na rozkłady temperatury w modelu obliczeniowym. W obliczeniach przyjęto stałe materiałowe uwzględniając zmianę temperatury. Uzyskane wybrane wyniki obliczeń w czasie t = 1 s przedstawiono na rys. 4 i 5.

W warstwach przypowierzchniowych do 100 μm , niezależnie od przyjętej temperatury początkowej T₀ oraz wartości współczynnika przejmowania ciepła α_n temperatura jest stała – rys. 3a, 4a, 5a.

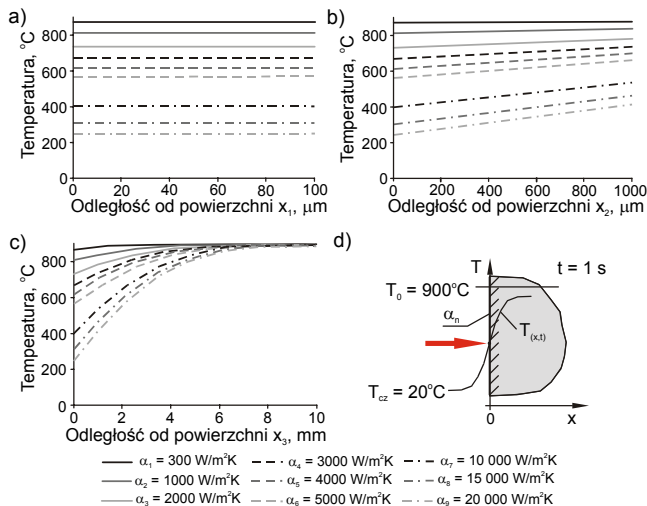


Rys. 3. Rozkłady temperatury w ciele półnieskończonym podczas chłodzenia w różnych chwilach czasowych dla współczynnika $\alpha = 5000$ W/m²·K: a, b, c) w warstwach przypowierzchniowych o różnej grubości d) model obliczeniowy



Rys. 4. Rozkłady temperatury w ciele półnieskończonym podczas chłodzenia z temperatury T_n w czasie t = 1 s przy wartości współczynnika przejmowania ciepła $\alpha = 5000$ W/m²·K: a, b, c) w warstwach przypowierzchniowych o różnej grubości, d) model obliczeniowy

Różnica temperatur pojawia się ze wzrostem odległości od powierzchni modelu – rys. 3b, c, 4b,c, 5b, c. Wzrost temperatury początkowej T₀ prowadzi zgodnie z przewidywaniami do wzrostu różnicy temperatur w tych obszarach (rys. 4). Jednak znacznie większe ich różnice występują w przypadku bardzo dużych wartości współczynników przejmowania ciepła α_n – rys. 5b, c.



Rys. 5. Rozkłady temperatury w ciele półnieskończonym podczas chłodzenia w czasie $t = 1$ s dla różnych wartości współczynników przewodzenia ciepła α_n : a, b, c) w warstwach przypowierzchniowych o różnej grubości d) model obliczeniowy

3.2. Rozkłady temperatury i naprężeń $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ w modelu węglik częściowo osłoniętego austenityczną osnową

Wyznaczono rozkłady temperatury w modelu węglik częściowo osłoniętego austenityczną osnową numerycznie, metodą elementów skończonych. Szczegółowe informacje dotyczące przyjętego modelu obliczeniowego opisano w II części artykułu oraz w pracach [14÷17].

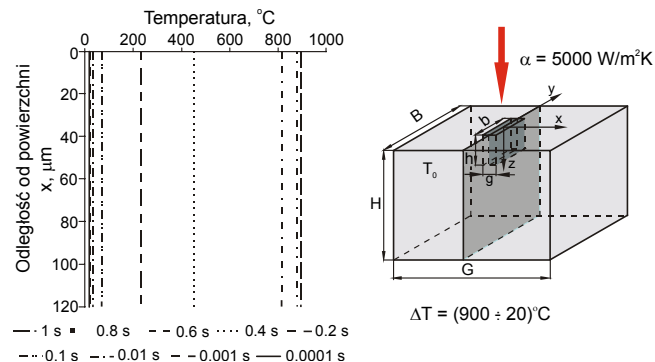
W obliczeniach, podobnie jak w modelu ciała półnieskończonego założono, że przewodzenie ciepła jest jednokierunkowe i ma charakter nieustalony, a przyjętym warunkiem brzegowym jest warunek trzeciego rodzaju uwzględniający konwekcyjną wymianę ciepła [12, 13, 19].

Wyznaczono rozkłady temperatury w przyjętym modelu obliczeniowym w różnym czasie t od 0.00000001 s do 600 s, w różnych odległościach x od powierzchni modelu obliczeniowego, przyjmując wartość współczynnika przewodzenia ciepła $\alpha = 5000 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ podczas jego chłodzenia z temperatury $T_0 = 900^\circ\text{C}$ czynnikiem chłodzącym o temperaturze $T_{cz} = 20^\circ\text{C}$. Sposób dyskretyzacji modelu przyjęto taki sam jak w obliczeniach w II części, przy czym zastosowano elementy skończone 20-węzłowe termiczne. Stałe materiałowe przyjęte w obliczeniach zestawiono w tabelicy 1 [10, 31÷35].

Tabela 3.
Stałe materiałowe [10, 31÷35]

| Faza | $\lambda,$ W/m·K | $c,$ J/kg·K | $\alpha \cdot 10^{-6},$ K ⁻¹ | $\rho,$ kg/m ³ |
|---|---------------------|----------------|--|------------------------------|
| Węglik M ₇ C ₃ | 189.77 | 485 | 11.81 | 6700 |
| Austenit | 26.33 | 500 | 17.73 | 8000 |

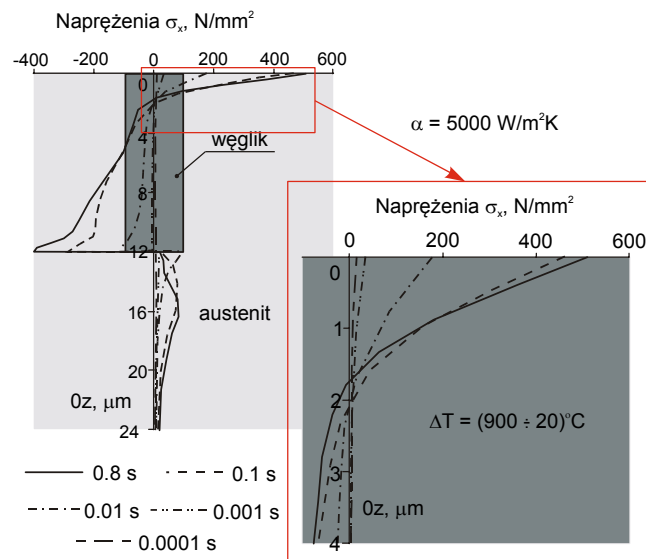
Uzyskane rozkłady temperatury w wybranych chwilach czasowych przedstawiono na rys. 6.



Rys. 6. Rozkłady temperatury wzdłuż osi Oz modelu węglik częściowo osłoniętego austenityczną osnową w wybranych chwilach czasowych wyznaczone dla wartości współczynnika $\alpha = 5000 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$

Z wyznaczonych rozkładów temperatury w przyjętym modelu obliczeniowym węglik częściowo osłoniętego austenityczną osnową wynika, że w analizowanym obszarze nie występują różnice temperatur.

Dodatkowo w analizowanym modelu wyznaczono rozkłady naprężeń $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ na podstawie pól temperatury uzyskanych w analizie termicznej. Porównanie rozkładów naprężeń σ_x w wybranych chwilach czasowych przedstawiono na rys. 7.



Rys. 7. Rozkłady naprężeń σ_x wyznaczone wzdłuż osi Oz modelu węglik częściowo osłoniętego austenityczną osnową w wybranych chwilach czasowych wyznaczone dla wartości współczynnika $\alpha = 5000 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$

Wartości wyznaczonych naprężeń σ_x najmniejsze są w początkowych chwilach chłodzenia, rosną w miarę upływu czasu.

Uzyskane wyniki obliczeń uwzględniających wymianę ciepła w przyjętym modelu węgla porównano z rozkładami naprężeń σ_x , σ_y , σ_z wyznaczonymi w takich samych warunkach temperaturowych, ale przy założeniu jednoczesnej zmiany temperatury w całej objętości modelu. Po ochłodzeniu do temperatury $T_{cz} = 20^\circ\text{C}$ wyznaczone rozkłady naprężeń były takie same. Pozwala to przyjąć, że w obszarze do 120 μm tylko mikronaprężenia mają wpływ na stan naprężeń.

3. Podsumowanie i wnioski

Bezpośrednim źródłem naprężeń prowadzących do powstawania i rozwoju pęknięć w elementach wykonanych z badanego staliwa austenitycznego w warunkach ich gwałtownego chłodzenia nie są makronaprężenia. Nie stwierdzono, aby występowała różnica temperatur do głębokości 100 μm w modelu ciała półnieskończonego, jak również w całym modelu węgla częściowo osłoniętego austenityczną osnową o wymiarach zewnętrznych 120x120x120 μm .

Wyznaczone rozkłady naprężeń σ_x , σ_y , σ_z w przyjętym modelu obliczeniowym – rys. 2b, również potwierdzają brak wpływu makronaprężeń na stan naprężeń. Pozwala to w II części pracy przyjąć założenie, że możliwą przyczyną powstawania pęknięć w badanych elementach podczas ich chłodzenia są mikronaprężenia.

Dodatkowo w pracy wykazano, że rozkłady naprężeń σ_x , σ_y , σ_z w przyjętym modelu węgla częściowo osłoniętego austenityczną osnową można wyznaczyć dwoma metodami – uwzględniając wymianę ciepła lub zakładając równoczesną zmianę temperatury w całej objętości stopu.

Pojawiające się w modelu ciała półnieskończonego różnice temperatur wyznaczone w warstwach przypowierzchniowych na głębokościach powyżej 100 μm wskazują na konieczność przeanalizowania ich wpływu na stan naprężeń w modelach węglaków i austenitycznej osnowy, których wymiary zewnętrzne będą większe od przyjętych w pracy.

Literatura

[1] J. Olejnik, M. Bazel i in., Single-chamber HPGQ vacuum furnace with quenching efficiency comparable to oil, *Industrial Heating*, September (2009) 73-77.
 [2] P. Kula, *Inżynieria warstwy wierzchniej*, Wydawnictwo PŁ, Łódź (2000).
 [3] J.M. Belot, D. Ghiglione, Les traitements thermiques de 2010. Experiences de perspective, *Traitement Thermique*, 307 (1998) 20-27.
 [4] Supporting the heat treating industry's vision of the future. *Industrial Heating*, January (1998) 6-11.
 [5] J. Grzyb, J. Trzeciakowski, Urządzenia do obróbki cieplnej w atmosferach regulowanych, WNT, Warszawa (1975).
 [6] U. Ozsarac i in., The design and service behaviour investigation of the heat treatment gaskets, *Materials and Design*, 27 (2006) 69-73.
 [7] B. Piekarski, Odlewy ze staliwa austenitycznego w budowie pieców do nawęglania. *Prace Naukowe PS Nr 573*, Szczecin (2003).
 [8] A. Abada, Why Do Heat-Resistant Alloys Fail?, *Industrial Heating*, January October (2002) 55-59.

[9] G.Y. Lai, Heat-resistant materials for furnace parts, trays and fixtures, *ASM Handbook – Heat Treating Equipment*, 4 (1991) 510-518.
 [10] P. Gutowski, Badanie przyczyn pęknięcia palet używanych w piecach do nawęglania, *Praca doktorska PS*, Szczecin (1989).
 [11] Z. Orłoś i in., *Naprężenia cieplne*, PWN, Warszawa (1982).
 [12] S. Wiśniewski, T.S. Wiśniewski, *Wymiana ciepła*, WNT, Warszawa (2009).
 [13] J. Taler, P. Duda, Rozwiązywanie prostych i odwrotnych zagadnień przewodzenia ciepła, WNT, Warszawa (2003).
 [14] J. Tuleja, Fracture formation in austenitic cast steel during thermal fatigue, *Archives of Foundry Engineering*, vol. 8, Nr 1 (2008) 139-142.
 [15] J. Tuleja, P. Gutowski, M. Leus, Rozwój naprężeń strukturalnych w staliwie LH17N36S w wyniku nawęglania i nagłych zmian temperatury, *Archives of Foundry* vol. 6, Nr 22 (2006) 590-597.
 [16] P. Gutowski, J. Tuleja, Wytężeniowa analiza rozwoju pęknięć w stabilnym staliwie austenitycznym podczas nagłych zmian temperatury, *ATMiA*, 25 (2006) 25-37.
 [17] J. Tuleja, Analysis of effort of carbides and austenite in austenitic cast steel cooled violently, *Archives of Foundry* vol. 10, Nr 1 (2010) 205-210.
 [18] P. Gutowski, J. Kubicki, Rozwój naprężeń strukturalnych w staliwie LH17N36S w wyniku działania atmosfery nawęglającej, *Materiały konferencyjne "Korozja 90"*, Wrocław (1990) 341-348.
 [19] A. Dittman i in., *Repetitorium der Technischen Thermodynamik*. B. G. Teubner, Stuttgart (1995).
 [20] P. Fernandes, K.P. Narayan, Comparative study heat transfer and wetting behaviour of conventional and bioquenchant for industrial heat treatment, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 51 (2008) 526-538.
 [21] W. Luty, *Chłodziwa hartownicze*, WNT, Warszawa (1986).
 [22] G.E. Totten, C.E. Bates, N.A. Clinton, *Handbook of quenchant and quenching technology*. ASM International, Metals Park (1993).
 [23] M. Narazaki, Estimation of heat transfer coefficients in quenching. Reports in Joint Meeting of JSMS and JSHT on Benchmark Project on Quenching Simulation, July (2004) 9-14.
 [24] P. Le Masson, T. Loulou i in., A numerical study for the estimation of a convection heat transfer coefficient during a metallurgical „Jominy end-quench” test, *Int. J. Therm. Sci.*, 41 (2002) 517-527.
 [25] M. Maniruzzaman, R.D. Sisson, Heat transfer coefficients for quenching process simulation, *J. Phys. IV France*, 120 (2004) 269-276.
 [26] L. Huiping, Z. Guoqun i in., High-speed data acquisition of the cooling curves and evaluation of heat transfer coefficient in quenching process, *Measurement* 41 (2008) 676-686.
 [27] C. Krause, E. Wulf i in., Wärmeübergangs- und Tropfencharakteristik für eine Spraykühlung im Temperaturbereich von 900-100°C. *Forsch Ingenieurwes*, 72 (2008) 163-173.
 [28] T. Inuo, Y. Watanabe i in., Cooperative Activity on Quenching Process Simulation – Japanese IMS-VHT

- Project on the Benchmark Analysis and Experiment. Transactions of Materials and Heat Treatment, 25 5 (2004) 28-34.
- [29] Staliwo zaroodporne PN-EN 10295:2004.
- [30] [www: sitecsl.com](http://www.sitecsl.com), acmealloys.com, metaltektint.com.
- [31] Engineering Properties of Selected Ceramic Materials, ACSC, Ohio (1966).
- [32] M. Baucio, ASM Engineered Materials Reference Book, ASM International, Materials Park, OH (1994).
- [33] D.R. Lide, CRC Handbook of Chemistry and Physics, CRC Press, FL (1999).
- [34] W. Sheng-Chang, C. Yuan-Liang, H. Jow-Lay, Microstructure and mechanical properties of chromium carbide/alumina nanocomposite prepared by MOCVD in fluidized bed, Journal of European Ceramic Society, 28 (2008) 1909-1916.
- [35] [www: matweb.com](http://www.matweb.com), memsnet.org, reade.com, ultramet.com

Evaluation of the effect of macro and microstresses on the formation and development of fractures in austenitic cast steel during thermal fatigue. I. Macro stresses

Abstract

In the study, the effect of macrostresses on the cracking of technological instrumentation elements used in carburising furnaces was evaluated. Temperature distributions were determined analytically using a model of semi-infinite body and numerically with the finite element method for the carbide model partially surrounded by the austenitic matrix. The distributions of stresses – σ_x , σ_y and σ_z – determined with the finite element method, allowing for heat exchange and simultaneous temperature change in the whole volume of carbide and its surrounding matrix adopted as a computational model, were compared. It was shown based on the carried out calculations that temperature during rapid cooling in the near-surface area of the tested elements where it comes to the initiation of cracks is constant, and therefore a direct effect of macrostresses on their development can be excluded.