

dr inż. ANDRZEJ GOŁDASZ, prof. dr hab. inż. ZBIGNIEW MALINOWSKI,
mgr inż. AGNIESZKA CEBO-RUDNICKA, dr inż. BEATA HADAŁA
Akademia Górniczo-Hutnicza, Wydział Inżynierii Metali i Informatyki Przemysłowej
Al. Mickiewicza 30, 30-059 Kraków
agoldasz@metal.agh.edu.pl

Wpływ promienia łuku na powstawanie naprężeń i odkształceń we wlewkach odlewanym w sposób ciągły

The influence of the arc of continuous casting machine on the development of the stress and strain fields in the strand

Streszczenie

W pracy przedstawiono trójwymiarowy model naprężeń i odkształceń powstających we wlewkach odlewanym w sposób ciągły. Rozwiązanie uzyskano metodą elementów skończonych. Testy modelu przeprowadzono dla dwóch różnych wartości promienia łuku urządzenia COS. Testy wykazały istotny wpływ tego parametru na wartość naprężeń powstających we wlewkach ciągłym.

Abstract

Development of the stress and strain fields in the continuously casted stand has been analyzed. Mechanical stresses resulting from bending and unbending of the strand has been taken into account. The stress model is completed with the thermal stresses resulting from non uniform temperature distribution in the strand. The solution has been obtained by the finite element method in the three dimensional domain. The results of calculation have shown essential influence of the arc of casting machine on the stress field. The maximum value of the mean stress has increased from 250 MPa to 400 MPa if the arc of casting machine has been change from 10.5m to 6m.

Słowa kluczowe: ciągłe odlewanie stali, naprężenia, metoda elementów skończonych,

Key words: continuous casting of steel, stress state, finite element method

Wstęp

Pierwsze urządzenia COS budowane w pierwszej połowie dwudziestego wieku były urządzeniami pionowymi o wysokości niejednokrotnie przekraczającej 40 m. Dążenie do

zmniejszania kosztów inwestycyjnych linii ciągłego odlewania stali w konsekwencji doprowadziło do powstania i rozwoju urządzeń promieniowych zwanych też radialnymi. Promień łuku powinien być tak zaprojektowany, aby powstające w warstwie powierzchniowej naprężenia w trakcie zaginania i prostowania wlewka nie powodowały pęknięć i naderwań. W literaturze znane są zależności na przybliżoną wartość promienia łuku urządzenia COS w zależności od grubości wlewka ciągłego [1]. Analiza wpływu tego i innych parametrów linii ciągłego odlewania na jakość uzyskanego wlewka prowadzona metodami eksperymentalnymi jest bardzo kosztowna i utrudniona [2]. Szersze możliwości stwarza rozwój metod numerycznych i oprogramowania specjalistycznego dedykowanego tej konkretnie technologii produkcji wlewków [3-5].

Model naprężeń i odkształceń

Wlewki ciągłe w urządzeniu do odlewania stali odkształca się wskutek działania naprężeń cieplnych i mechanicznych wywołanych systemem rolek prowadzących. Rolki te kształtują ruch wlewka po łuku krystalizatora, powodując jego zaginanie i odginanie. W opracowanym modelu naprężeń pominięto lokalne odkształcenia w miejscach styku rolki z wlewkiem. Nie uwzględniono również zmian pola naprężeń wynikających z odkształcenia powierzchni wlewka pod wpływem ciśnienia hydrostatycznego słupa ciekłej stali. W efekcie ruch wlewka ciągłego opisano za pomocą pola prędkości:

$$v_1 = 0 \quad (1)$$

$$v_2 = \omega r \cos \varphi \quad (2)$$

$$v_3 = -\omega r \sin \varphi \quad (3)$$

W przyjętym układzie współrzędnych kierunek x_1 jest skierowany wzdłuż osi rolek prowadzących. Założono, że w tym kierunku wlewki nie przemieszcza się. Współrzędna x_2 jest równoległa do powierzchni pasma opuszczającego łuk krystalizatora, a współrzędna x_3 skierowana jest zgodnie z kierunkiem działania siły grawitacji. Początek układu współrzędnych przyjęto w środku symetrii lustra stali, rys. 1. Zmienną r oznaczono promień łuku po którym porusza się punkt materialny.

Prędkość kątową ω punktu materialnego poruszającego się po łuku o promieniu r obliczana jest ze wzoru:

$$\omega = \omega_0 + \frac{8}{\pi} (\omega_s - \omega_0) \varphi_z \quad (4)$$

Kąt φ_z związany jest z kątem łuku krystalizatora φ wzorami:

$$\varphi_z = \begin{cases} \varphi \in \left(0 \leq \varphi \leq \frac{\pi}{4}\right) \\ \frac{\pi}{2} - \varphi \in \left(\frac{\pi}{4} \leq \varphi \leq \frac{\pi}{2}\right) \end{cases} \quad (5)$$

Przez ω_s oznaczono prędkość kątową punktu położonego w osi symetrii pasma, a przez ω_o oznaczono prędkość kątową punktu materialnego na wejściu do łuku krystalizatora.

Współrzędne cylindryczne r, φ, z związane są ze współrzędnymi kartezjańskimi x_1, x_2, x_3 równaniami:

$$x_1 = z \quad (6)$$

$$x_2 = r_o \cos \varphi - R_k \quad (7)$$

$$x_3 = r_o \sin \varphi + L_k \quad (8)$$

Przez R_k oznaczono średni promień łuku urządzenia COS. Długość części prostej wlewka przed wejściem do łuku krystalizatora oznaczono przez L_k . Promień punktu materialnego w płaszczyźnie wejścia do łuku oznaczono przez r_o .

Różniczkując pole prędkości otrzymujemy składowe tensora prędkości deformacji d_{ij} wynikające z ruchu wlewka ciągłego w urządzeniu COS:

$$\frac{\partial v_2}{\partial x_k} = -\frac{\partial \omega}{\partial x_k} r \sin \varphi - \frac{\partial r}{\partial x_k} \omega \sin \varphi - \frac{\partial \varphi}{\partial x_k} \omega r \cos \varphi, \quad k = 2, 3 \quad (9)$$

$$\frac{\partial v_3}{\partial x_k} = -\frac{\partial \omega}{\partial x_k} r \cos \varphi + \frac{\partial r}{\partial x_k} \omega \cos \varphi - \frac{\partial \varphi}{\partial x_k} \omega r \sin \varphi, \quad k = 2, 3 \quad (10)$$

Przyrosty tensora odkształcenia $\Delta \varepsilon_{ij}$ powodowane sprężysto plastycznym wygięciem pasma i odkształceniami cieplnymi wywołanymi nierównomiernym polem temperatury można obliczyć ze wzoru:

$$\Delta \varepsilon_{ij} = \Delta \tau d_{ij} + \Delta \varepsilon_{ij}^c \quad (11)$$

Tensor odkształceń spowodowany zaginaniem i odginaniem pasma oraz nierównomiernym polem temperatury wyznaczano sumując przyrosty tensora odkształcenia od płaszczyzny menisku stali do płaszczyzny odcięcia wlewka ciągłego:

$$\varepsilon_{ij}^{\tau+\Delta\tau} = \Delta \varepsilon_{ij} + R_{ik} \varepsilon_{kl}^{\tau} R_{jl} \quad (12)$$

Przez $\Delta \tau$ oznaczono czas niezbędny do przejścia punktu materialnego między sąsiednimi płaszczyznami elementów w przekroju poprzecznym wlewka ciągłego. Tensor obrotów obliczano ze wzoru:

$$R_{ij} = \delta_{ij} + \sin(\Delta \tau \omega_{ij}) \quad (13)$$

gdzie: δ_{ij} jest tensorem jednostkowym.

W analogiczny sposób obliczano tensor naprężenia:

$$\sigma_{ij}^{\tau+\Delta\tau} = \Delta\sigma_{ij} + R_{ik}\sigma_{kl}^{\tau}R_{jl} \quad (14)$$

Związki przyrostów tensora naprężenia $\Delta\sigma_{ij}$ z przyrostami tensora odkształcenia $\Delta\varepsilon_{ij}$ oraz metodykę wyznaczania odkształceń cieplnych $\Delta\varepsilon_{ij}^c$ przedstawiono w pracy [7]. Metodę wyznaczania pola temperatury wlewka ciąglego opisano w pracy [8]. Rozwiązanie otrzymano metodą elementów skończonych w przestrzeni 3D.

Obliczenia numeryczne

Symulacje numeryczne wykonano na przykładzie odlewania wlewków ciągłych o przekroju kwadratowym ze stali o zawartości węgla C 0,45%, manganu Mn 0,65%, krzemu Si 0,27%, chromu Cr 0,95% i niklu Ni 1,55%. Na podstawie składu chemicznego dobrano właściwości termofizyczne odlewanej stali [9]. Temperaturę solidusu przyjęto 1340°C, likwidusu 1500°C, temperatury początku i końca przemiany w stanie stałym przyjęto odpowiednio: 760°C i 700°C. Uwzględniono zależność modułu Younga i współczynnika Poissona od temperatury. Chłodzenie wtórne realizowane jest w 3 strefach o łącznej długości 4,5 m. Testy modelu przeprowadzono dla 2 różnych wartości promienia łuku urządzenia COS:

- Wariant I – promień 6 m,
- Wariant II – promień 10,5 m.

Zwiększenie wartości promienia łuku wymaga zwiększenia długości pasma. W przypadku Wariantu I długość metalurgiczna wynosiła ok. 17 m, natomiast w przypadku Wariantu II ok. 24 m. Celem wyeliminowania wpływu niejednorodnego pola temperatury w przekroju wlewka ciąglego na pole naprężeń i odkształceń przeprowadzono wstępne obliczenia numeryczne mające na celu otrzymanie zbieżnych rozkładów temperatury dla obydwu wariantów. Jako parametr sterujący przyjęto różne wartości prędkości odlewania. Podobne rozkłady temperatury w przekroju wzdłużnym wlewka uzyskano dla prędkości odlewania 1,6 m/min w przypadku Wariantu I i 2,1 m/min dla Wariantu II (rys. 2).

Wybrane testy umożliwiają ocenę wpływu wartości promienia łuku urządzenia COS na pole naprężeń i odkształceń. Wyniki obliczeń intensywności odkształceń oraz naprężenia średniego przedstawiono na rysunkach od 3 do 7. Rozkłady wartości naprężenia średniego przedstawiono w charakterystycznych punktach: w osi wlewka i narożach po wewnętrznej i zewnętrznej stronie łuku. Dodatkowo przedstawiono rozkład naprężenia średniego w 2 wybranych przekrojach poprzecznych: w połowie długości łuku i po wyprostowaniu wlewka. Te same przekroje poprzeczne wybrano w przypadku rozkładu intensywności odkształcenia.

Przedstawiony na rys. 2 rozkład temperatury wskazuje, że na wyjściu z urządzenia COS wlewki ciągle jest zakrzepnięty w całej objętości. Początek krzepnięcia w osi wlewka znajduje się w odległości około 5 m w przypadku niższej wartości promienia łuku i 6 m w przypadku wartości wyższej. Różnice w rozkładach temperatury punktów charakterystycznych analizowanych wariantów są niewielkie i nie przekraczają 40 °C dla punktu znajdującego się w tej samej odległości od lustra stali. Uzyskanie rozkładów temperatury wykazujących wysokie podobieństwo poszczególnych wariantów pozwoliło na ich przyjęcie jako danych wejściowych do modelu wyznaczania odkształceń i naprężeń.

Analizując przedstawione na rys. 3 rozkłady naprężenia średniego można zauważyć, że w osi pasma naprężenia nie występują. Zarówno w jednym, jak i drugim wariantcie obliczeniowym powierzchnia wlewka od zewnętrznej strony łuku jest rozciągana do połowy jego długości, następnie znak naprężenia średniego ulega zmianie. Odwrotny przebieg ma naprężenie średnie wyznaczone dla punktu znajdującego się po wewnętrznej stronie łuku. Rozkład naprężeń jest typowy dla tego typu urządzeń COS. Najwyższe wartości naprężenia średniego zaobserwowano w przypadku mniejszego promienia łuku, wynoszą one ± 400 MPa (rys. 3a). Dla większego promienia wartości maksymalne są dwukrotnie niższe (rys. 3b). Podobne wnioski dotyczące symetrii rozkładu naprężenia średniego można wyciągnąć analizując wybrane przekroje poprzeczne (rys. 4, 5). Jak wynikało z rozkładu naprężenia średniego w punktach charakterystycznych zmniejszenie promienia łuku skutkuje zwiększeniem wartości naprężenia i co za tym idzie większym prawdopodobieństwem występowania wad odlewniczych. Widać to również w przypadku rozkładu naprężenia średniego sporządzonego dla przekroju poprzecznego znajdującego się w połowie długości łuku (rys. 4). Maksymalne wartości naprężenia zlokalizowane są w okolicach naroży i nie przekraczają ± 250 MPa (rys. 4a). Tak duże rozpiętości wartości naprężenia średniego nie występują w przypadku większego promienia łuku pasma COS, wynoszą maksymalnie ± 120 MPa. Po wyprostowaniu pasma wartość naprężenia średniego nie przekracza ± 250 MPa w przypadku Wariantu I i ± 150 MPa w przypadku Wariantu II (rys. 5). Również w tym przypadku najwyższe wartości naprężenia średniego występują głównie w okolicach naroży, ewentualnie przy powierzchniach dolnej i górnej wlewka ciągłego. Analizując z kolei wpływ zwiększenia promienia łuku na rozkład intensywności odkształcenia w wybranych przekrojach poprzecznych można stwierdzić ich całkowite podobieństwo, zarówno co do przebiegu jak i wartości poszczególnych izolinii (rys. 6, 7). Największym odkształceniom podlegają strefy zlokalizowane przy powierzchniach dolnej i górnej pasma, maksymalna wartość intensywności odkształcenia wynosi 0,14. Odkształceniom zgodnie z przewidywaniami

nie podlega natomiast rdzeń wlewka ciągłego. Jak wynika z testów modelu intensywność odkształcenia jest bardziej wrażliwa na niejednorodne pole temperatury i powstające pod jej wpływem naprężenia cieplne, aniżeli na geometrię pasma i wynikające stąd naprężenia mechaniczne.

Podsumowanie i wnioski

Symulacje numeryczne procesu ciągłego odlewania stali prowadzono na stacji roboczej z procesorem Intel Core i7 940. Czas obliczeń nie przekraczał 2,5 godziny. Wyznaczenie tylko pola temperatury możliwe jest w czasie około 14 minut. Krótkie czasy obliczeń i uzyskiwana dokładność stwarza realne możliwości wykorzystania opracowanego modelu i programu komputerowego nie tylko w placówkach badawczych, ale również jako bardzo pomocne narzędzie w praktyce przemysłowej.

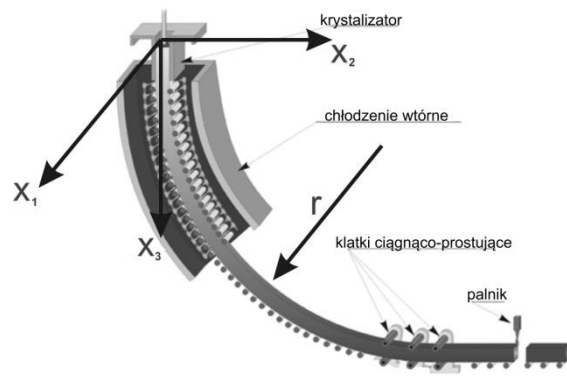
Uzyskany rozkład naprężenia średniego w punktach charakterystycznych wykazuje poprawny przebieg zmian. Zwiększenie wartości promienia łuku urządzenia COS z 6 m do 10, 5 m powoduje znaczny, prawie dwukrotny wzrost wartości naprężenia średniego. Takich obserwacji nie można poczynić w przypadku intensywności odkształcenia, zwiększenie promienia łuku zupełnie nie wpływa na wartość odkształcenia. Należy jednak pamiętać, że ma to związek z założonym podobieństwem rozkładów temperatury w analizowanych wariantach. W warunkach rzeczywistych można się spodziewać pewnego wpływu innych parametrów na wartość odkształcenia, związanych chociażby z intensywnością chłodzenia w strefie chłodzenia wtórnego. Najniższe wartości intensywności odkształcenia bez względu na położenie przekroju poprzecznego pasma COS występują w osi wlewka. Strefy maksymalnych odkształceń zlokalizowane są przy powierzchni wlewka. Dla celów pełnej analizy wpływu wartości promienia łuku urządzenia na powstawanie wad odlewniczych należy powiązać wyznaczone rozkłady naprężeń i odkształceń z kryteriami pęknięcia i badaniami laboratoryjnymi w celu wyznaczenia stałych materiałowych.

Literatura

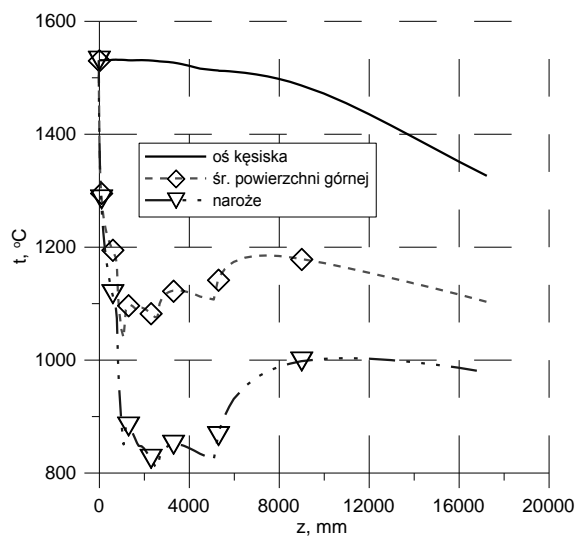
- [1] Kudliński Z., Technologie odlewania stali, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice 2006.
- [2] Brimacombe J.K., Sorimachi K., Crack formation in the continuous casting of steel, Metallurgical and Materials Transactions B, vol. 8, no. 2, 1977, pp. 489-505.

- [3] Thomas B. G., Modeling of the continuous casting of steel - past, present and future, 59th Electric Furnace Conference Proceedings, Phoenix, Iron & Steel Society, 2001, pp. 3-30.
- [4] Thomas B.G., Samarasekera I.V., Brimacombe J.K., Mathematical model of the thermal processing of steel ingots, part II stress model, Metallurgical and Materials Transactions B, vol. 18, no. 1, 1987, pp. 131-147.
- [5] Liu B.C., Kang J.W., Xiong S.M., A study on the numerical simulation of thermal stress during the solidification of shaped castings, Science and Technology of Advanced Materials, vol. 2, 2001, pp. 157-164.
- [6] Niesler M. i in., Najlepsze dostępne techniki (BAT), wytyczne dla produkcji stali, stalownie elektryczne z odlewaniem stali, <http://ippe.mos.gov.pl/>, 2005.
- [7] Malinowski Z., Numeryczne modele w przeróbce plastycznej i wymianie ciepła, AGH Uczelniane Wydawnictwa Naukowo-Dydaktyczne, Kraków 2006.
- [8] Hadała B., Malinowski Z., Accuracy of the finite element solution to steady convection-diffusion heat transport equation in continuous casting problem, Computer Methods in Materials Science, vol. 9, no. 2, 2009, pp. 302–308.
- [9] Ying-chun Wang, Da-yong Li, Ying-hong Peng, Li-guang Zhu, Computational modeling and control system of continuous casting process, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 33, 2007, pp. 1-6.

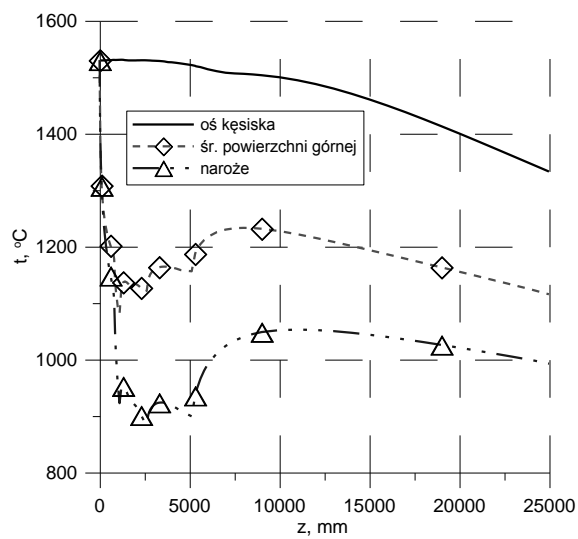
Uwaga końcowa: Praca wykonana w ramach projektu rozwojowego N R07 0018 04
finansowanego przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju.



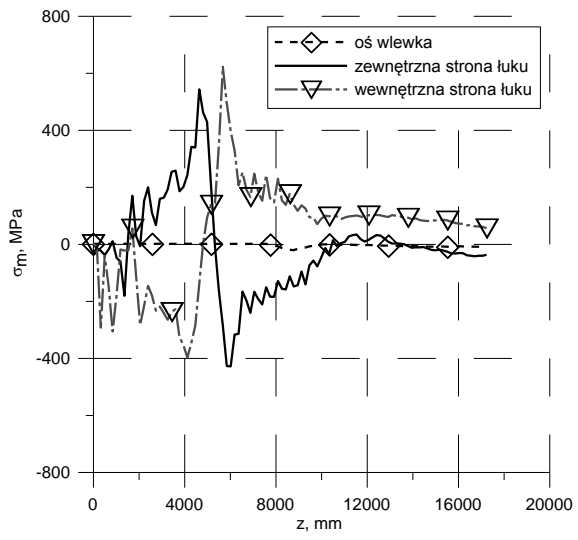
a)



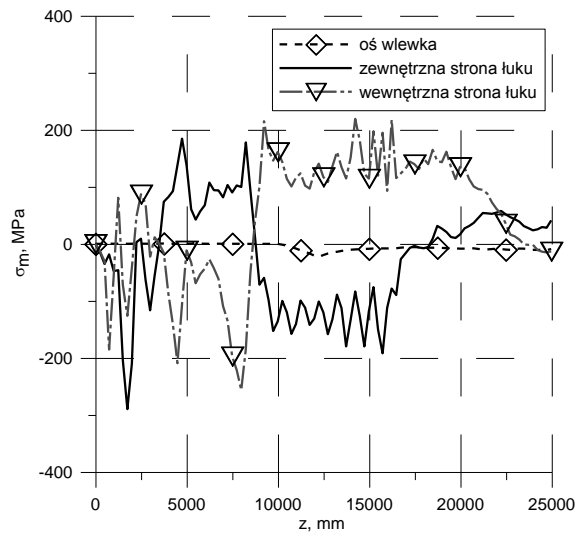
b)



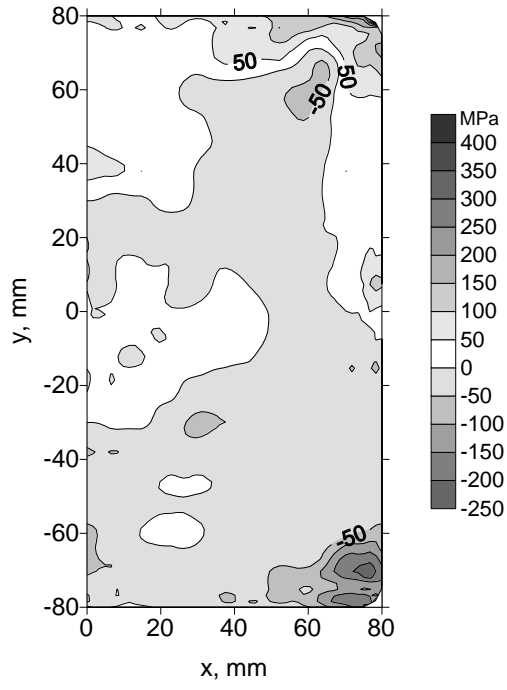
a)



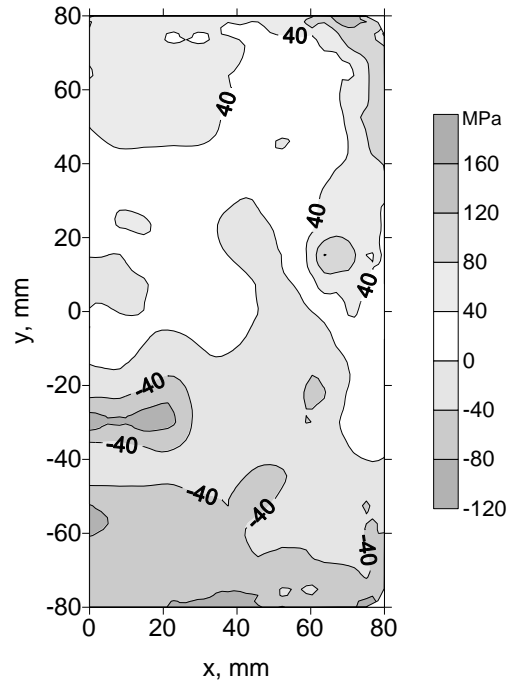
b)



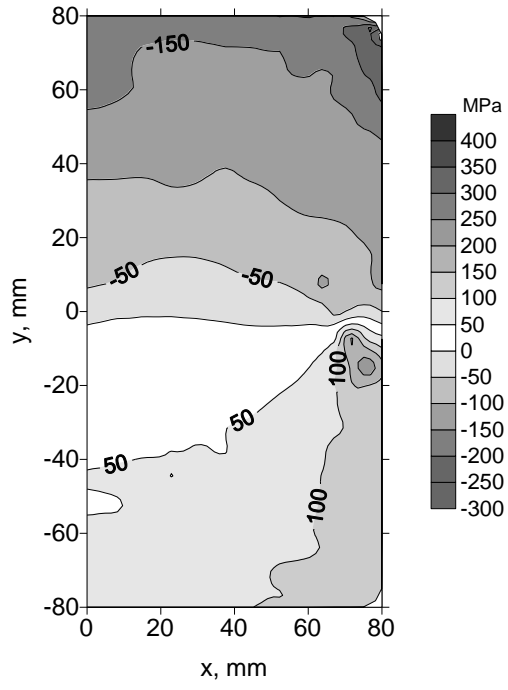
a)



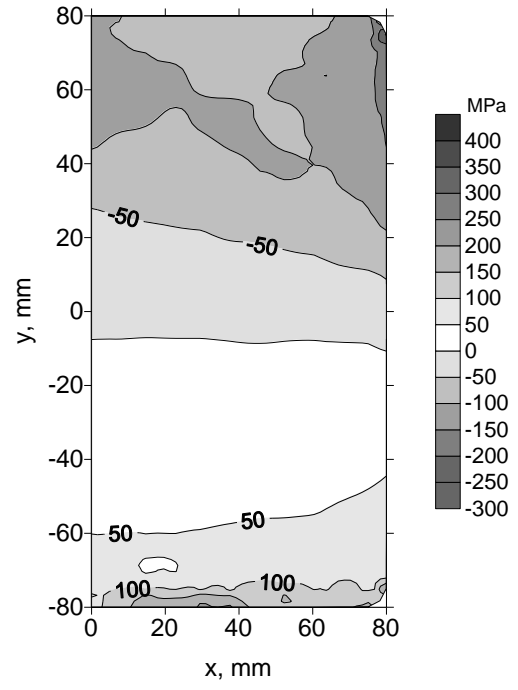
b)



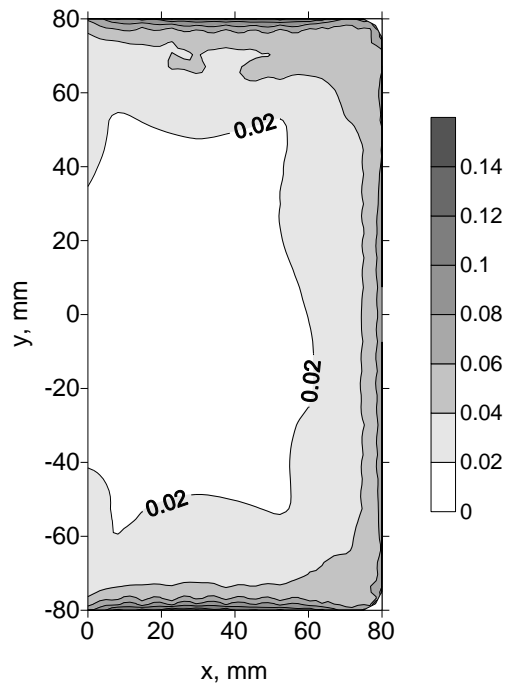
a)



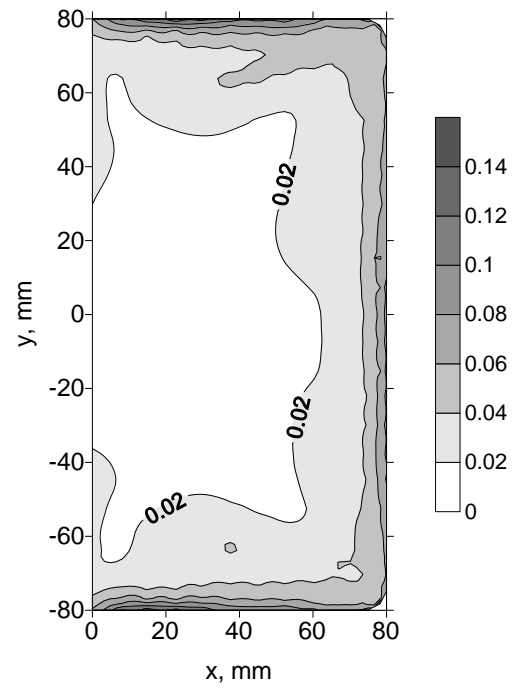
b)



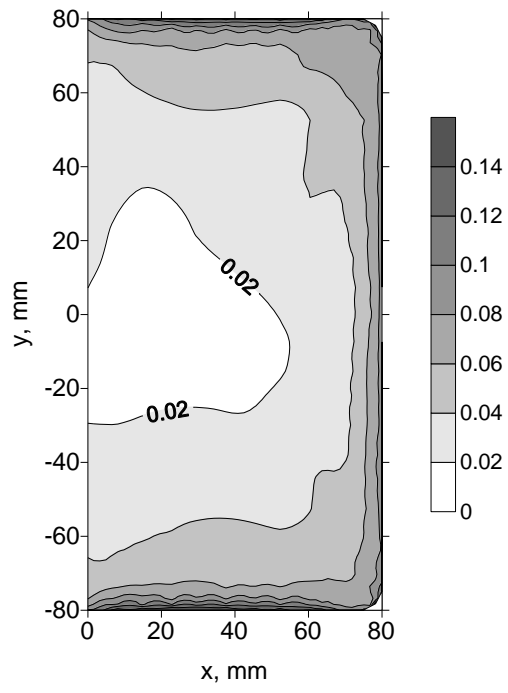
a)



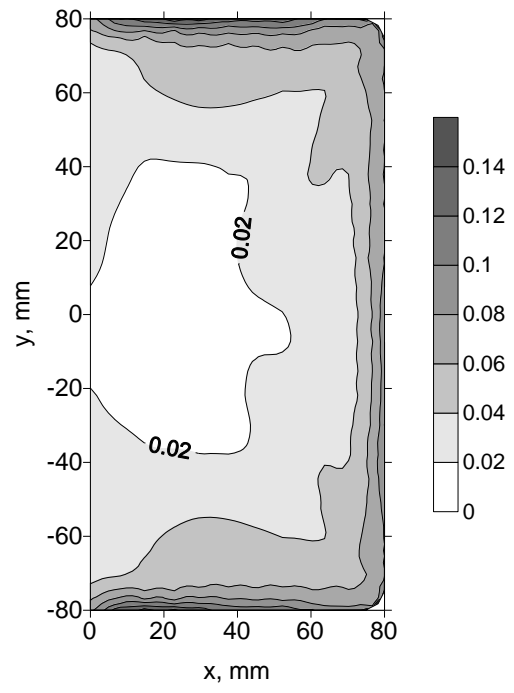
b)



a)



b)



Rys. 1. Schemat układu współrzędnych przyjętych do obliczeń naprężeń i odkształceń wlewka ciągłego [6].

Fig. 1. Scheme of the coordinate system assumed for calculations of the stress and deformation tensors of the continuously cast strand [6].

Rys. 2. Rozkład temperatury w charakterystycznych punktach wlewka ciągłego: a)Wariant I; b)Wariant II.

Fig. 2. Temperature distributions at selected points of the continuously cast strand: a) variant I; b) variant II.

Rys. 3. Rozkłady naprężenia średniego w charakterystycznych punktach wlewka ciągłego: a)Wariant I; b)Wariant II.

Fig. 3. Average stress distributions at selected points of the continuously cast strand: a) variant I; b) variant II.

Rys. 4. Rozkład naprężenia średniego w przekroju poprzecznym wlewka ciągłego w połowie długości łuku: a)Wariant I; b)Wariant II.

Fig. 4. Average stress distributions in the cross section of the continuously cast strand in the half of the arc length: a) variant I; b) variant II.

Rys. 5. Rozkład naprężenia średniego w przekroju poprzecznym wlewka ciągłego po wyprostowaniu pasma: a)Wariant I; b)Wariant II.

Fig. 5. Average stress distributions in the cross section of the continuously cast strand after the strand straightening: a) variant I; b) variant II.

Rys. 6. Intensywność odkształcenia w przekroju poprzecznym wlewka ciągłego w połowie długości łuku: a)Wariant I; b)Wariant II.

Fig. 6. Effective strain distributions in the cross section of the continuously cast strand in the half of the arc length: a) variant I; b) variant II.

Rys. 7. Intensywność odkształcenia w przekroju poprzecznym wlewka ciągłego po wyprostowaniu pasma: a)Wariant I; b)Wariant II.

Fig. 7. Effective strain distributions in the cross section of the continuously cast strand after the strand straightening: a) variant I; b) variant II.