

Adam BOKOTA, Ryszard PARKITNY, Wiesława PIEKARSKA  
Instytut Mechaniki i Podstaw Konstrukcji Maszyn  
Politechnika Częstochowska

### NAPRĘŻENIA CHWILOWE I WŁASNE W POŁĄCZENIU CZOŁOWYM SPAWANYM DWUWARSTWOWO

**Streszczenie.** W pracy przedstawiono model numeryczny symulacji naprężeń chwilowych i własnych powstających w procesie spawania. Stany sprężysto-plastyczne wyznaczono opierając się na teorię termoplastyczności ze wzmocnieniem izotropowym. W modelu uwzględniono wpływ przemian fazowych w czasie procesu spawania na odkształcenia dylatacyjne i parametry termofizyczne spawanego materiału. Obliczenia numeryczne wykonano przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia z zerowaniem siły normalnej w przekroju poprzecznym.

### INSTANTANEOUS AND RESIDUAL STRESSES IN BUTT WELDING JOINT WELDED TWO LAYERS

**Summary.** The numerical model of simulation of instantaneous and residual stresses occurring during welding process has been presented in the paper. The elastic states have been calculated on the base of thermoplastic theory with isotropic hardening. The influence of phase transformations during welding process on the changes of thermophysical parameters of welding material has been regarded in the model. The calculations have been performed for plane strain state in which normal force in cross-section is equal to zero or has the constant value.

### ВРЕМЕННЫЕ И ОСТАТОЧНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ЛЮБОВОМ СОЕДИНЕНИИ СВАРИВАЕМОМ ДВУМЯ СЛОЯМИ

**Резюме.** В работе представлено вычислительную модель симуляции начальных и остаточных напряжений возникающих в процессе сварки. Упругопластическое состояние определено опираясь на теорию термопластичности с изотропическим упрочнением. В модели учтено влияние фазовых превращений во время процесса сварки на термические деформации и на термофизические параметры свариваемого материала. Вычислительные расчёты проведены для плоской модели деформации с нулевой величиной результирующей нормальной силы в плоском поперечном сечении.

## 1. WSTĘP

Zróżnicowane temperatury i przemiany fazowe towarzyszące procesowi spawania są bezpośrednią przyczyną powstawania naprężeń spawalniczych. Symulacja numeryczna stanów naprężenia w procesie spawania, w której uwzględnia się istotne zjawiska towarzyszące temu procesowi, powinna przyczynić się do doboru optymalnej technologii spawania dla danej konstrukcji [2,3,4,6]. W pracy, korzystając z pól temperatur otrzymanych numerycznie metodą różnic skończonych [7] i dylatacji termicznych pochodzących od temperatury i przemian fazowych [2,8], przedstawiono model symulacji numerycznej stanów naprężenia towarzyszących procesowi spawania. Stany sprężysto-plastyczne wyznaczono na bazie teorii termoplastyczności ze wzmocnieniem izotropowym uwzględniając zmiany parametrów termofizycznych od temperatury i od aktualnej struktury [1,2,5]. Dokonano analizy stanów naprężenia i stref plastycznych w płaskownikach prostokątnych spawanych jedną i dwiema warstwami. Zadanie rozwiązano metodą elementów skończonych.

## 2. MODEL NUMERYCZNY

W rozważaniach przyjmuje się, że element spawany jest niejednorodny. W ośrodku takim spełnione są równania równowagi wyrażone w prędkościach [1]:

$$\operatorname{div} \dot{T} = 0, \quad T = T^T \quad (1)$$

Równania te uzupełniają warunki brzegowe

$$\dot{T}_{On} = \begin{cases} 0 & \text{- dla powierzchni swobodnej,} \\ i & \text{- dla powierzchni nieswobodnej.} \end{cases} \quad (2)$$

Związki konstytutywne dla sprężystego zakresu odkształceń przyjęto w postaci [1, 2];

$$\dot{T} = \dot{E} \dot{e}^e + \dot{E} \dot{e}^p, \quad e^e = e - e^p - e^{\theta r}, \quad (3)$$

gdzie:  $T = T(\sigma^{\alpha\beta}$  - tensor naprężenia,  $E = E(E^{\alpha\beta\gamma\delta}(\theta))$  - tensor stałych materiałowych,

$e^e = e(\varepsilon_{\alpha\beta}^e)$  - tensor odkształceń sprężystych,  $e = (e_{\alpha\beta})$  - tensor odkształceń całkowitych,

$e^{\theta r} = (e_{\alpha\beta}^{\theta r})$  - tensor odkształceń dylatacyjnych od temperatury i przemian fazowych,

$e^p = (e_{\alpha\beta}^p)$  - tensor odkształceń plastycznych,  $\theta$  - temperatura.

Założono małe odkształcenia, tzn. prędkości odkształceń całkowitych i gradienty prędkości przemieszczeń związane są relacją liniową (tensor odkształceń Cauchy'ego) [3,5]. Odkształcenia plastyczne ( $\dot{e}^p$ ) wyznaczono opierając się na teorii plastycznego płynięcia [1,5]:

$$\dot{e}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial T}, \quad \dot{f} = 0, \quad f = 0, \quad (4)$$

przy czym dla warunku plastyczności Hubera-Misesa funkcja płynięcia ( $f$ ) jest postaci:

$$f = \sqrt{\frac{3}{2} D \cdot D} - Y(Y_o(\theta, \eta), e_{ef}^p) = 0, \quad Y_o = \sum_{i=1}^5 Y_i(\theta) \eta_i, \quad (5)$$

gdzie:  $D$  jest dewiatorem tensora naprężenia,  $e_{ef}^p$  - efektywnym odkształceniem plastycznym

$$e_{ef}^p = \sqrt{\frac{2}{3} (e^p \cdot e^p)}, \quad Y_o = Y_o(\theta, \eta, e_{ef}^p) - \text{wartością naprężenia}$$

określoną z krzywej jednoosiowego rozciągania (lub ściskania) równą efektywnemu naprężeniu

$$D_{ef} = \sqrt{\frac{3}{2} (D \cdot D)} \quad \text{dla materiału o odpowiedniej}$$

i-tej strukturze,  $\eta_i$  - udział fazy.

Końcową postać równania plastycznego płynięcia dla izotropowego wzmocnienia materiału ujmuje warunek:

$$\dot{e}^p = \begin{cases} \frac{3D}{2Y} \dot{\lambda} & \text{dla } \dot{\lambda} > 0, \\ 0 & \text{dla } \dot{\lambda} \leq 0 \end{cases} \quad (6)$$

Przyrost odkształcenia izotropowego pochodzącego od temperatury i przemian fazowych dla poszczególnych cykli spawania dla przemiany nagrzewania określano relacjami:

$$d\epsilon^{\text{ther}} = \begin{cases} \alpha_B d\theta & \text{dla } \theta < A_1, \\ \eta_A \alpha_A d\theta - \gamma_A d\eta_A + \eta_B \alpha_B d\theta & \text{dla } A_1 < \theta < A_3, \\ \alpha_A d\theta & \text{dla } \theta > A_3, \end{cases} \quad (7)$$

gdzie  $\eta_B = 1 - \eta_A$ ,

natomiast dla przemian chłodzenia relacjami:

$$d\epsilon^{\text{ther}} = \begin{cases} \eta_A \alpha_A d\theta + \eta_M \alpha_M d\theta + \gamma_M d\eta_M & \text{dla } V_{800/500} \geq 30, \\ \eta_A \alpha_A d\theta + \eta_B \alpha_B d\theta + \gamma_B d\eta_B + \eta_M \alpha_M d\theta + \gamma_M d\eta_M & \text{dla } 4.5 \leq V_{800/500} \leq 30, \\ \eta_A \alpha_A d\theta + \eta_B \alpha_B d\theta + \gamma_B d\eta_B + \eta_F \alpha_F d\theta + \gamma_F d\eta_F & \text{dla } V_{800/500} \leq 4.5. \end{cases} \quad (8)$$

gdzie:  $\eta_A = 1 - \eta_B - \eta_F - \eta_M$ ,  $\alpha_A = \alpha_A(\theta)$ ,  $\alpha_B = \alpha_B(\theta)$ ,  $\alpha_F = \alpha_F(\theta)$ ,  $\alpha_M = \alpha_M(\theta)$  - liniowe współczynniki dylatacji termicznej odpowiednio dla austenitu, bainitu, ferrytu i martenzytu,  $\gamma_A = \gamma_A(\theta)$ ,  $\gamma_B = \gamma_B(\theta)$ ,  $\gamma_F = \gamma_F(\theta)$ ,  $\gamma_M = \gamma_M(\theta)$ , - współczynniki przemiany fazowej odpowiednio bainitu w austenit, austenitu w bainit, austenitu w ferryt i austenitu w martenzyt,  $v_{800/500}$  - szybkość schładzania od temperatury 1073 do 773 K [K/s] [2,8].

Sformułowane zadanie rozwiązano metodą elementów skończonych przyjmując płaski (odpowiednio zmodyfikowany) stan odkształcenia. Stosując metodę Bubnowa-Galerkina dla równań równowagi (1) otrzymano układ równań algebraicznych do rozwiązania numerycznego [1,5]:

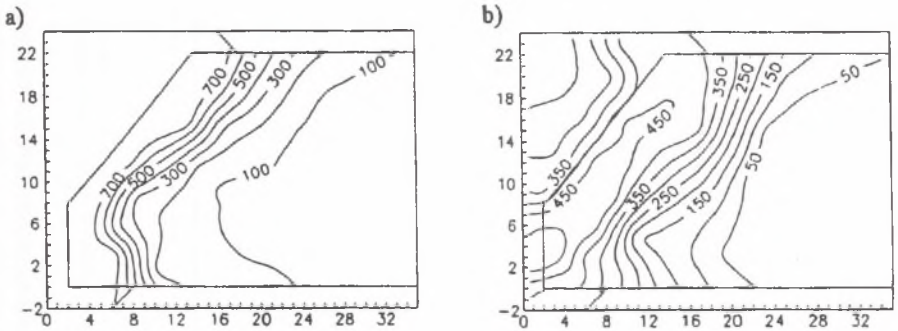
$$\mathbf{K}\dot{\mathbf{U}} = \dot{\mathbf{R}} + \sum_{c=1}^{N_c} \left( \int_{\Omega_c} \Phi \circ \mathbf{E} \circ \mathbf{e}^{\text{ther}} d\Omega + \int_{\Omega_c} \Phi^T \circ \mathbf{E} \circ \sum_i \delta^i \mathbf{e}^p d\Omega + \int_{\Omega_c} \Phi \circ \dot{\mathbf{E}} \circ \mathbf{e}^s d\Omega \right), \quad (9)$$

gdzie:  $\dot{\mathbf{U}}$  jest wektorem przemieszczeń,  $\mathbf{K}$  - macierzą sztywności,  $\Phi$  - macierz odpowiednich pochodnych funkcji aproksymacyjnych  $\Phi = \Phi(\varphi_n)$ ,

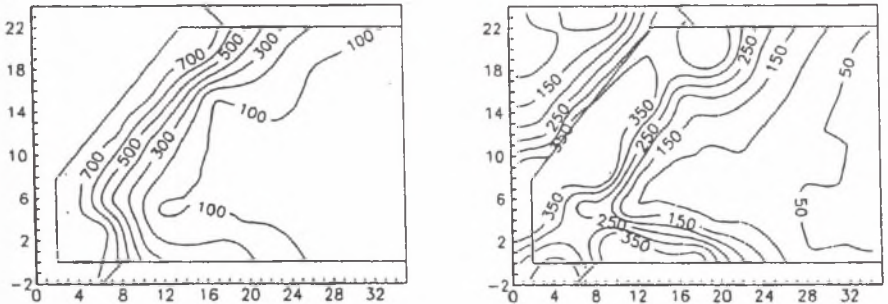
który rozwiązywano schematem niejawnym, a w procesie iteracyjnym stosowano zmodyfikowany algorytm Newtona-Raphsona [5].

3. PRZYKŁADY OBLICZENIOWE

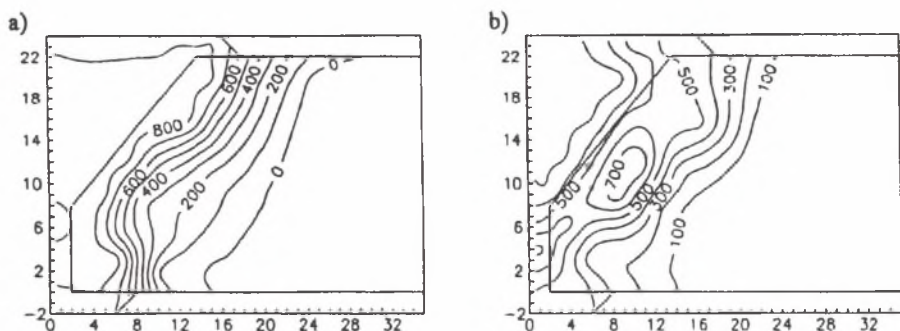
Obliczenia numeryczne stanów sprężysto-plastycznych wykonano dla płaskowników o wymiarach 22x200x1200 spawanych doczołowo jedną i dwiema warstwami. Stałe termofizyczne zmienne z temperaturą przyjęto dla stali 14HNBCu o następującym składzie chemicznym: C-0.14, Mn-0.5, Si-0.3, Cu-0.43, Cr-0.36, Ni-0.075, Al-0.075, Mo-0.42, V-0.05, B-0.002. Obliczenia numeryczne wykonano w parametryzacji  $\{x_1, x_2, x_3\}$ , natomiast wyniki przedstawiono w parametryzacji przekroju poprzecznego  $\{x_1, x_2\}$ , gdzie, jest osią poziomą (kierunek szerokości płaskownika), a  $x_2$  jest osią pionową (kierunek wysokości płaskownika).



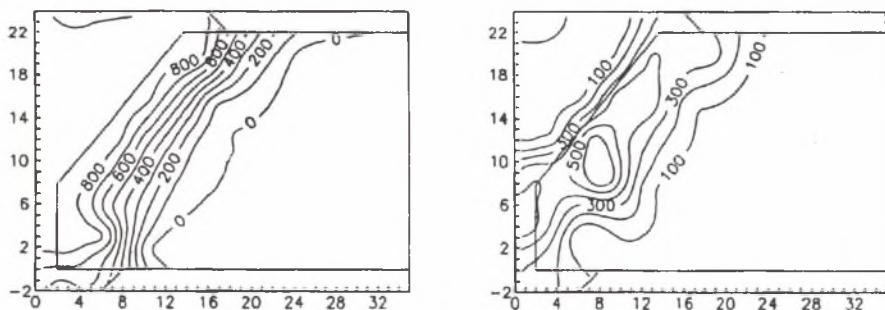
Rys.1. Efektywne naprężenia własne ( $D_{ef}$ ) po spawaniu jednowarstwowym  
 Fig.1. Effective residual stresses ( $D_{ef}$ ) after one layer welded



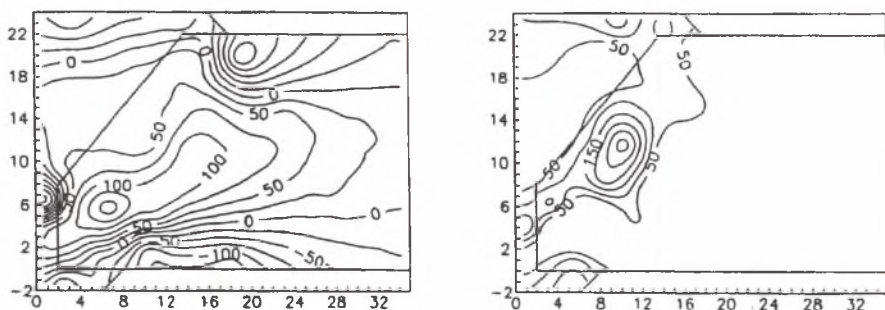
Rys.2. Efektywne naprężenia własne ( $D_{ef}$ ) po spawaniu dwuwarstwowym  
 Fig.2. Effective residual stresses ( $D_{ef}$ ) after two layers welded



Rys.3. Naprężenia własne osiowe ( $\delta_{33}$ ) po spawaniu jednowarstwowym  
 Fig.3. Longitudinal residual stresses ( $D_{\sigma}$ ) after one layer welded

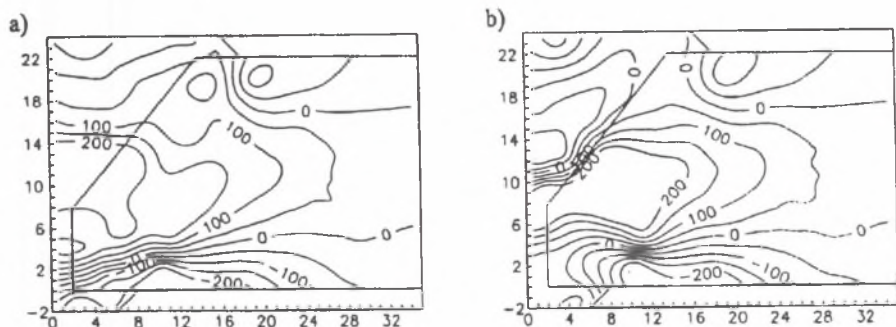


Rys.4. Naprężenia własne osiowe ( $\delta_{33}$ ) po spawaniu dwuwarstwowym  
 Fig.4. Longitudinal residual stresses ( $D_{\sigma}$ ) after two layers welded



Rys.5. Naprężenia własne normalne ( $\delta_{11}$ ) po spawaniu jednowarstwowym  
 Fig.5. Residual normal stresses ( $D_{\sigma}$ ) after one layer welded





Rys.6. Naprężenia własne normalne ( $\delta_{11}$ ) po spawaniu dwuwarstwowym  
 Fig.6. Longitudinal normal residual stresses ( $D_{ii}$ ) after two layers welded

Ponieważ istotne poziomy stanów naprężenia oraz odkształcenia występują w strefach przyspoinowych, prezentowane wyniki dotyczą tylko tych stref. Rysunki a) przedstawiają wyniki odkształceń plastycznych i naprężeń otrzymane z proponowanego modelu bez uwzględniania przemian fazowych, natomiast rysunki b) z uwzględnieniem wpływu tych przemian. Porównując otrzymane rezultaty zauważa się istotne różnice zarówno w naprężeniach, jak i w odkształceniach plastycznych, gdy nie uwzględnia się w modelu przemian fazowych w porównaniu do wyników z ich uwzględnieniem.

#### LITERATURA

- [1] Bokota A., Parkitny R.: Elastic-plastic states in solidifying castings. Archives of Mechanics, 43, 2-3, Warszawa 1991, pp. 249-269.
- [2] Bokota A., Parkitny R., Piekarska W. l'Analyse des contraintes dans des éléments parallélépipédiques en acier soudés bout a bout. I.I.T.T. International, Technology Transfer Series, MAT-TEC 91, Editor A. Niku-Lari, pp. 323-328.
- [3] Fletcher A.J.: Thermal stress and strain generation in heat treatment. Elsevier, London 1989.
- [4] Karlsson L.: Thermal stresses in welding, Thermal stresses I, Edited by Hetnerski R. B., Elsevier Science Publishers B.V.1986.
- [5] Kleiber M.: Metoda elementów skończonych w nieliniowej mechanice kontinuum. PWN, Warszawa-Poznań 1985.

- [6] Masubuchi K.: Analysis of welded wtructures. Residual stresses, distortion, and their consequences. Pergamon Press 1980.
- [7] Parkitny R., Pawlak A., Piekarska W.: Thermal model of submerged arc welding. Materials Science and Technology, vol. 8, 1992, pp 841-843.
- [8] Piekarska W.: Numerisches Modellieren des Temperaturfeldes, der Phasenumwandlungen und der Erwärmungszone einer mehrschichtigen Schweissverbindung. ZAMM-Z. angew. Math. Mech. 74, 6, 1994 pp. 617-619.

*Pracę wykonano w ramach Badań Statutowych*

Recenzent: prof. dr hab. inż. W. Nowacki

Wpłynęło do Redakcji w grudniu 1994 r.