

**12th INTERNATIONAL CONFERENCE
ON BOILER TECHNOLOGY 2014**

Daniel SŁAWIŃSKI
Paweł ZIÓŁKOWSKI
Tomasz KOWALCZYK
Janusz BADUR

Zakład Konwersji Energii IMP PAN, Gdańsk

UTRATA ŻYWOTNOŚCI STALI P91 WSKUTEK WIBROPEŁZANIA WYSOKOTEMPERATUROWEGO TRÓJNIKA PARY ŚWIEŻEJ

Streszczenie. Problem wpływu wielkości emisji akustycznej na żywotność elementów maszyn energetycznych nie był do tej pory szeroko rozwijany. Z literatury przedmiotu wynika, że dla prawidłowo zaprojektowanego urządzenia, akustyczny wkład w utratę żywotności nie przekraczał 1%. Sytuacja, drastycznie ulega zmianie, gdy urządzenie zaczyna pracować w warunkach lub parametrach, które nie są dla niego nominalnymi. Występuje wtedy w urządzeniu, zwiększony poziomu hałasu powodujący oprócz pełzania wysokotemperaturowego, dodatkowe pojawienie się wibropełzania wywołanego zwiększoną aktywnością akustyczną. Szczególnie niebezpiecznym miejscem w urządzeniach są strefy wpływu ciepła, powstające w wyniku spawania poszczególnych podzespołów ze sobą. Sam fakt występowania strefy HAZ, według cytowanych prac, zmniejsza żywotność stali P91 szeroko stosowanej na elementy w blokach super i ultra nadkrytycznych o około 31%. Kiedy dodamy do tego, wzmożoną emisję akustyczną na bloku, stajemy przed poważnym problemem eksploatacyjnym, dotyczącym nowo oddawanych do użytku, jednostek energetycznych.

ENHANCED HIGH TEMPERATURE CREEP ON P91 STEEL USED FOR THE COLLECTOR STEAM PIPELINE

Summary. The problems of acoustics emission and its influence on lifetime degradation in the steam pipeline have not been in detail described in the scientific publications. This problem is new in the knowledge. How one can find in literature, for perfectly modeled and designed parts of machine, enhanced lifetime degradation contained by 1% of all lifetime part in machine. This situation is drastic changing, when will have been dealing with working machine under non-nominal parameters. Additionally, dangerous place in the machine, are heat-affected zone, have been generating by the welding of individual elements in the machine. Same effect the existence of the HAZ (Heat Affected Zone), according to the cited works, reduced lifetime steel P91, by 31%. This steel has been applying for super and ultra-supercritical components for boiler, live steam pipelines and turbine. When we add to this, the enhanced acoustic emission, then we stand before a serious problem. In this paper we have been proposing the authorial model, taking into account the development parameter of destruction, caused by excessive emission of sound. Proposing decomposition destruction parameter based on the two parts: responsible for the third stage of high-temperature creep material and part corresponding to the development of the phenomenon vibro-acoustic creep material. The results of this simulation T-FSI have been showing compatibility with the results presenting in the cited articles.

1. Wprowadzenie

Celem niniejszego artykułu, jest wykazanie znaczącego wpływu wymuszeń spowodowanych nadmierną emisją akustyczną na skrócenie czasu eksploatacji urządzenia, związanego ze zwiększoną szybkością narastania odkształceń wywołanych akusto-pełzaniem wysokotemperaturowym. Problem ten, jakim jest żywotność maszyn energetycznych, jest stosunkowo nowym w dziedzinie naukowej.

Degradację elementów rurociągów energetycznych pracujących w najbardziej wytężonych miejscach w kotłach nadkrytycznych opisał m.in. [14]. Zjawisko wibracji indukowanej w sposób akustyczny, opisał [13] Badur i Karcz w swoim artykule [3, 4, 15] podają ścisły i spójny sposób na zapisanie równań bilansu, wykorzystywanych do symulacji T-FSI¹. W niniejszym artykule preferowany będzie ten właśnie zapis i sposób podejścia do rozpatrywanego zagadnienia.

W szeregu Norm, z zakresu projektowania i budowy maszyn znaleźć można wzmianki, że wpływ wibracji na wzmożenie pełzania wysokotemperaturowego, dla prawidłowo wytłumionego i zaizolowanego urządzenia nie przekracza 1% całkowitego czasu żywotności. Wpływ ten zaczyna być znaczący z chwilą, gdy urządzenie zaczyna pracować w stanie nawet niewielkiego wydawałoby się wzbudzenia wibracyjnego przekazywanego z urządzeń zewnętrznych. Duży wkład w rozwój tematyki tego zjawiska miały prace prof. Jakowluka [10].

Mówimy tu o pełzaniu wysokotemperaturowym, z jakim spotykamy się przy eksploatacji urządzeń energetycznych, które dodatkowo wzmacniane jest zjawiskiem wibropełzania, wywoływanym drganiami powstałymi w wyniku nadmiernej emisji akustycznej lub wibracjami mającymi swoje źródła w innych przyczynach niż akustyczne wymuszenia.

Przekroczenie krytycznej wielkości amplitudy drgań, zwłaszcza dla materiałów o kruchej charakterystyce pękania, w znacznym stopniu zwiększa szybkość degradowania się urządzenia. Wynika to, że znacznie większej re-agregacji wtrąceń stopowych, jakie naturalnie występują w strukturze materiału w wyniku odlewania stopu. W wyniku pełzania występujące wtrącenia stopowe, układają się w pasma, równoległe do pojawienia się płaszczyzn poślizgu w materiale (kierunków płynięcia pełzaniowego).

Zjawisko pełzania wysokotemperaturowego, z uwzględnieniem lub nie zmęczenia niskocyklicznego materiału, obszernie opisywane jest w pracach, choćby takich autorów jak: [1, 8, 11]. Prace prof. Jakowluka, będące z okresu jego działalności (1967-1990) oraz cytowana wcześniej monografia [10], będąca podsumowaniem pracy profesora i syntezą całościową badań na zjawiskiem pełzania, próbuje połączyć i w sposób spójny matematycznie wyrazić wpływ wibropełzania na zwiększenie degradowania się materiału, a tym samym zwiększenie szybkości z jaką przyrastają odkształcenia trwałe w materiale.

Celem niniejszej pracy, jest próba nowego opisu matematycznego, zgodnego z zasadami rachunku tensorowego, a tym samym będącego kompatybilnym z zapisem używanym w mechanice numerycznej. W opisie tym, zaproponowano dekompozycję parametru zniszczenia w materiale. Dekompozycja ta, polega na addytywnym rozbiciu parametru zniszczenia, oznaczonego jako $D(x, t)$ na wyraz opisujący wpływ dodatkowych wibracji oraz na klasyczny wkład opisujący III stadium wysokotemperaturowego pełzania materiału. Klasyczna teoria pełzania ze zniszczeniem opisana jest poprzez teorię zaproponowaną przez Robotnowa i Kachanowa.

Wyraz ten, rozwijał się w ogólnym parametrze zniszczenia, od początku pracy materiału w wysokich temperaturach do jego zniszczenia. Odwrotna sytuacja miała miejsce w przypadku wyrazu odpowiadającego za wibropełzanie. Wyraz ten, stawał się aktywny w przedziale czasu, w którym te zjawisko zachodziło. Dlatego też czas dodatkowych wymuszeń w postaci wibracji może być ściśle skorelowany z historią eksploatacji materiału i urządzenia na obiekcie energetycznym.

Należy wspomnieć, że formuła zaproponowana w kodzie numerycznym jest całkowicie autorskim rozwiązaniem. Model ten, został oparty na autorskim modelu zniszczenia opracowanym w Zakładzie Konwersji Energii IMP PAN i opisanym szczegółowo w obronionej pracy doktorskiej: [3] oraz szeregu publikacji tych autorów: J. Badura i M. Bieleckiego opublikowanych w latach wcześniejszych (1996-2000).

Opisywany model wibropełzania akustycznego zastosowano do symulacji zachowywania się okolic spoin w połączeniach odcinków rurociągów pary świeżej wykonanych ze stali P91 na blokach ultra i super nadkrytycznych. Jak pokazują publikacje autorów: [1, 6, 8, 9, 11, 12] różnice pomiędzy czasem zerwania materiału jednorodnego, a okolic spoin (wyraźnie wskazywana jest strefa wpływu ciepła, jako najbardziej determinująca proces zniszczenia materiału) wynosi od 36 do 43%. Wyniki te są wyjątkowo zgodne, zarówno powołując się na duże granty europejskie (cytowane już prace T.H. Hyde i współpracowników) współtworzone przez takie firmy jak: ALSTOM Power Ltd, Rolls-Royce, Doosan Babcock Energy Ltd, RWE Power, Siemens Industrial Turbomachinery Ltd., czy praca M.E Abd-Azim'a i O.H.

¹. Skrót ten oznacza Thermal -Fluid Solid Interaction. Jest to sposób sprzęgnięcia dwóch kodów obliczeniowych rozwiązujących te same równania masy, pędu i energii w płynie i ciele stałym w sposób symultaniczny. Wymiana informacji pomiędzy kodami realizowana jest jednostronnie, poprzez równanie energii. Przekazywanie informacji, zachodzi na wspólnej powierzchni łączącej dwie domeny obliczeniowe.

Ibrahima z Egipskiej Agencji Atomistyki. Dla całości przeglądu, dodać należy wyniki prac opracowane przez Francuski Komisarjat Energii Atomowej i Alternatywnych Energii, reprezentowany przez T. Masse'a i Y. Lejeail'a, wykazujący 43% spadek żywotności dla okolic stref wpływu ciepła. Jeszcze większe wartości odnotowuje się w pracach publikowanych w okolicach Indii czy Egiptu.

Jak już wspominaliśmy, elementem nowym, niniejszego artykułu jest rozłożenie parametru zniszczenia $D(x, t)$ na dwie części: klasyczną reprezentowaną przez teorię Robotnova i Kachanowa, odnoszącą się do III stadium pełzania oraz na część odpowiadającą za rozwój zjawisk wibropełzania determinowanych pojawianiem się zwiększonej emisji akustycznej w maszynie. Zaimplementowana formuła do komercyjnego kodu wykazała dużą zbieżność z obliczeniami benchmarkowymi. Zweryfikowany model obliczeniowy, zastosowano do analizy prędkości pełzania oraz zniszczenia okolic spoiny na geometrii rzeczywistego odcinka rurociągu pary świeżej wykonanego ze stali P91.

2. Tensor prędkości odkształceń akusto-półzania

Rozważając prędkość odkształceń wibropełzaniowych, dokonajmy jego dekompozycji na dwie części: sprężystą i niesprężystą (1):

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2}(\dot{u}_{i,j} + \dot{u}_{j,i}) = \dot{\epsilon}_{ij}^{el} + \dot{\epsilon}_{ij}^{cra} \quad i, j = x, y, z \quad (1)$$

Założymy, że jedynie między naprężeniem zredukowanym a prędkością zredukowanego odkształcenia pełzania zachodzi związek konstytutywny (2):

$$\dot{\epsilon}_{eq}^{cra} = f_1(\sigma_{eq})f_2(T)f_3(D) \quad (2)$$

natomiast kierunki obu tensorów pozostają identyczne, gdyż mamy do czynienia z izotropią materiału nieuszkodzonego poprzez pełzanie. Przyjmujemy definicję odkształceń i naprężeń zredukowanych Bieleckiego-Gursona (3):

$$\sigma_{eq} = \sigma_{BG} \neq \sigma_{HMN} \quad \dot{\epsilon}_{eq}^{cra} = \dot{\epsilon}_{BG}^{cra} \neq \dot{\epsilon}_{HMN} \quad (3)$$

odbiegającego od klasycznej Hubera-Misesa-Hencky.

Zaproponowana dekompozycja, pozwala zapisać tensor prędkości odkształcenia pełzania ustalonego (drugi etap pełzania) (4):

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{cra} = \dot{\epsilon}_{eq}^{cra} n_{ij} = A(\sigma_{eq}/E)^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)(1-D)^{-(n+1)} n_{ij} \quad (4)$$

kierunki tensora naprężeń określamy jako (5):

$$n_{ij} = \sigma_{ij}/\sigma_{HMN} \quad (5)$$

Stałe: A , n , E_{HAZ} , E_{PM} , Q/R , T dla modelu stali P91 wynoszą, odpowiednio: 10^{-20} ; 5,4711; 46 112 MPa, 172 000 MPa, 5500 K, 823 K i wzięte zostały z eksperymenty zamieszczonego w pracy: [11]

3. Równania ewolucji parametru zniszczenia oraz definicja naprężeń zredukowanych Gursona-Bieleckiego

Dla zaproponowanego dodatkowego parametru destrukcji wynikającej z wymuszeń wibracyjnych wprowadzono dodatkowe równanie ewolucyjne (6):

$$\dot{D} = (\dot{u}/a_m)^a (1-D)^b (\sigma_{eq}/E)^c (1+pA_\sigma) \quad (6)$$

gdzie: $\dot{u} = 0,06$ [m/s] mierzona w pomiarach prędkość przemieszczeń akustycznych wynosząca ok. 0,075 m/s, a_m prędkość dźwięku w metalu [m/s], a parametry a , b , c , d są stałymi modelu, przyjętymi do symulacji, kolejno: 0,00415; 2; 0,0157; 1,1151. Występującymi parametrami są również: p i A_σ przyjęte jako 0,5 oraz wartość 0,0975 odpowiadająca przyjętemu współczynnikowi amplitudy naprężeń zredukowanych (tensora intensywności naprężeń).

Jako sposób wyznaczenia naprężeń zredukowanych zaproponowano zastosowanie modelu opracowanego w Zakładzie Konwersji Energii IMP PAN, nazywanego dalej, modelem Bieleckiego-Gursona.

Model ten proponuje następującą definicję naprężeń zredukowanych, opartą nie na jednym, lecz na trzech niezmiennikach tensora naprężeń [3, 4], (7):

$$\sigma_{eq} = \sigma_{BG} = \sigma_{HMN} \exp\left(\frac{cI_{\sigma}}{\sqrt{II_{\sigma}}} - \frac{dI_{\sigma}}{\sqrt[3]{III_{\sigma}}}\right) \quad (7)$$

gdzie: σ_{BG} – naprężenie zredukowane Bieleckiego-Gursona, σ_{HMN} – naprężenie zredukowane Hubera-Misesa-Hencky, $I_{\sigma} = \sigma_{ij}$ – pierwszy niezmiennik główny, II_{σ} , III_{σ} – drugi i trzeci niezmiennik główny tensora naprężeń, c , d – stałe określające objętościową ekspansję metalu powodowaną koagulacją wtrąceń i objętościowym wytrącaniem defektów liniowych w martenzycie.

W przypadku, gdy $d = 0$ formuła Bieleckiego-Gursona redukuje się do formuły ASME (σ_{ASME}), a po linearyzacji do formuły RCC-MR (8):

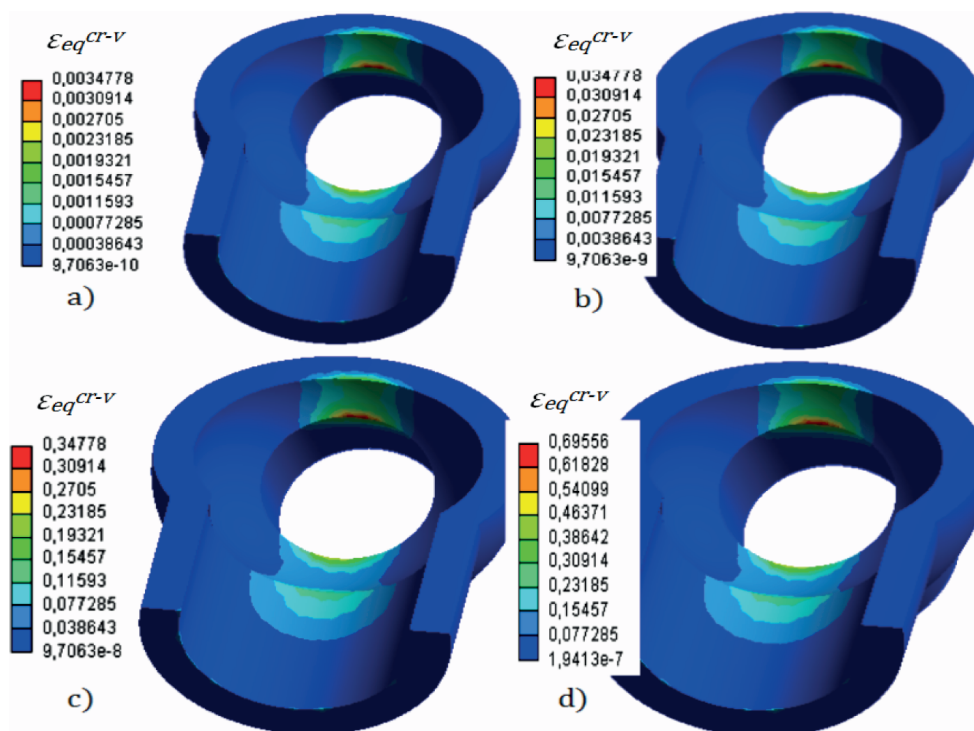
$$\sigma_{RCC-MR} = 0,867\sigma_{HMN} + 0,133I_{\sigma} \quad (8)$$

lub ostatecznie, do naprężenia zredukowanego Hubera opartego o drugi niezmiennik podstawowy wzięty na dziewiątce tensora.

4. Wzmózione pełzanie stali P91 na podstawie trójnika w rurociągu pary świeżej

W podpunkcie tym, omówione zostały wyniki symulacji numerycznej T-FSI wykonanej za pomocą komercyjnego kodu, z dodaniem autorskiej procedury wyliczającej wpływ intensywności wibracji konstrukcji na rozwój zjawiska wibropełzania materiału. Jako model obliczeniowy, przyjęto wycinek rurociągu pary świeżej w okolicy kolektora łączącego dwie nitki rurociągu pary świeżej.

Dodatkowo rozpatrzono wpływ wibropełzania na okolice spoin w miejscach łączenia rurociągu z kolektorem. W modelu, wyodrębniono trzy podstawowe strefy (materiał spoiny, strefę wpływu ciepła oraz materiał bazowy) przypisując im własności materiałowe zgodne z danymi pomiarowymi zamieszczonymi w pracach: [5, 7, 11, 16] Wszystkie te dane, odnoszą się do przebadanej stali P91 i uzyskane zostały w wyniku eksperymentów.



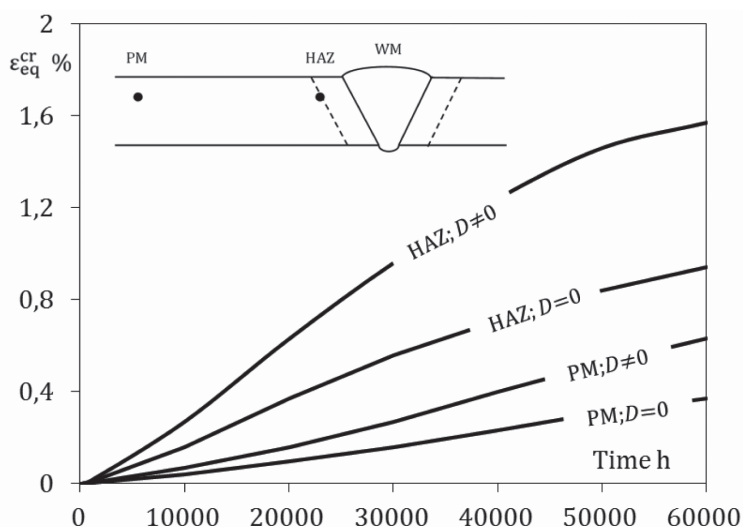
Rys. 1. Odształcenia spowodowane pełzaniem wysokotemperaturowym w II i III stadium wyliczone według procedury zaproponowanej przez Bieleckiego i Badura rozszerzonej o wpływ wibropełzania dla: a) 1 godz, b) 1000 godz, c) 20 000 godz, d) 59 000 godz.

Na rys. 1 pokazano pola przestrzenne trwałych odkształceń, jakie wywołane zostały wysokotemperaturowym pełzaniem oraz istnieniem dodatkowego wymuszenia akustycznego, powodującego dodatkowe ruchy rotacyjne wtrąceń stopowych przyspieszających pełzanie materiału. Obliczenia, oparto na modelu opisanym równaniami (1)÷(8) połączonych za pomocą równań konstytutywnych kładzionych na zależność prawa Hooke'a i wiążących wielkość amplitudy intensywności naprężeń z rozwojem składowej parametru zniszczenia D odpowiadającego za zjawisko wibropełzania.

Podczas przeprowadzania symulacji numerycznej T-FSI uwzględniono nie tylko rozwój parametru zniszczenia spowodowanego pełzaniem wysokotemperaturowym, a także wibropełzaniem materiału ale również redystrybucję naprężeń, jaka zachodzi w materiale w czasie rozwoju odkształceń trwałych. Zjawisko to, silnie determinuje rozwój odkształceń trwałych, gdyż ich ewolucja oparta jest na algorytmie potęgowego prawa Nortona-Bailey'a. Wpływ zjawiska różnicy temperatur opisany został przez poprawkę zaproponowaną przez Arrheniusa [4, 16].

Pola odkształceń na rys. 1 odczytane zostały dla kilku charakterystycznych przedziałów czasowych. Do czasu około 1000 godz. (Rys. 1b) wielkość odkształceń jest niewielka, a ich charakterystyczny sposób narastania odpowiada klasycznemu mechanizmowi pełzania; [8-10]. Powyżej tego czasu, zaczyna się redystrybucja odkształceń, wywoływana przez tensor kierunkowy (5).

Na rys. 2 pokazano rozwój odkształceń trwałych w czasie, dla przypadku uwzględnienia w parametrze zniszczenia wyrazu odpowiadającego za wibropełzanie oraz bez tego wyrazu. Krzywe wykreślono dla wielkości odczytanych z dwóch charakterystycznych punktów: strefy wpływu ciepła (HAZ) oraz materiału rodzimego (PM). Jak można zauważyć, rozwój odkształceń w strefie HAZ, jest znacznie większy oraz wpływ dodatkowego wymuszenia spowodowanego wibracjami, znacznie te odkształcenia powiększa.



Rys. 2. Porównanie wzrostu odkształceń trwałych dla modelu z uwzględnieniem parametru opisującego dodatkową degradację wynikającą z wibropełzania D oraz bez

Wielkość maksymalnych odkształceń trwałych wyniosła 1,6% dla czasu 59 000 godz. Wartość ta, nie powinna być utożsamiana z odkształceniami powodującymi zerwanie próbki. Wielkości te, jak podaje praca: [8] sięgają około 4÷6% przy temperaturze 600°C. Wielkość 1,6% odkształceń, została przyjęta jako normowa, przy której w strukturze krystalicznej materiału powstaną już pierwsze mikropęknięcia, widoczne pod mikroskopem. Uzyskane wyniki wskazywałyby, przy założeniu czasu zniszczenia materiału rodzimego szacowanego na 200 000 godz i 5% wielkość odkształceń trwałych, około 32% spadek żywotności materiału dla strefy wpływu ciepła. Należy jeszcze raz podkreślić, że wielkość ta, odnosi się do czasu pojawienia się pierwszych widocznych pęknięć w materiale, natomiast nie należy utożsamiać jej z czasem zerwania materiału. Czas ten będzie znacznie dłuższy.

Niemniej jednak, uzyskane wielkości mieszczą się w granicy przedziału jaki odczytany został w publikacjach. Jak pokazują autorzy prac: [7, 9, 10, 12, 13] różnice pomiędzy czasem zerwania materiału jednorodnego, a okolic spiony wynosi od 36 do 43%. Dla prac opisywanych przez Egipską Agencję Atomistyki, różnice w utracie żywotności sięgają do 75% przy temperaturze 650°C i naprężeniach rzędu 55 MPa [1].

5. Wnioski

W artykule tym, zamodelowano zjawisko wibropełzania materiału żaroodpornego i żarowytrzymałego. Zaproponowano własny, autorski model uwzględniający rozwój parametru zniszczenia wywołanego pracą urządzenia w sytuacji dodatkowego wymuszenia wibracyjnego.

Zaproponowano dekompozycje parametru zniszczenia na część odpowiedzialną na III strefę pełzania materiałów (wyraz oparty na klasycznej teorii opisanej przez Robotnova i Kachanowa) oraz na część, która odpowiadałaby za rozwój zjawiska wibropełzania materiału (wykorzystano tutaj doświadczenia prof. Jakowluka, interpretujące zjawisko, jako dodatkowe ruchy rotacyjne wtrąceń stopowych). Interpretacja prof. Jakowluka jest zgodna z opisem ruchu jaki w 1909r. wystosowali bracia Cosseratowie [2].

Nadmienić należy, że rozwój wyrazu odpowiadającego za zjawisko wibropełzania, rozwija się przez cały czas prowadzenia symulacji T-FSI w odcinkach czasu, w których istnieje zjawisko dodatkowych wibracji materiału. Odwrotnie, do wyrazu odpowiadającego za zniszczenie w III stadium pełzania, gdzie parametr zniszczenia rozwija się dopiero, kiedy odkształcenia trwałe osiągną odpowiednią wartość (tutaj jest nią wielkość odkształceń trwałych wynoszących około 10%).

Model numeryczny, przetestowano na benchmarkowym zadaniu, osiągając zadowalające wyniki.

Na bazie zweryfikowanego modelu, opierając się na rzeczywistej geometrii wycinka rurociągu pary świeżej wykonanego ze stali P91 oraz przyjmując dane materiałowe identyczne jak w przywoływanych pracach, wykonano symulacje numeryczną T-FSI wysokotemperaturowego pełzania okolic kolektora łączącego dwie nitki rurociągu oraz spoiny łączącej poszczególne elementy ze sobą.

Wyniki uzyskane z symulacji zaproponowanym modelem numerycznym, po dokonaniu pozytywnej kalibracji na modelu benchmarkowym, wykazały zadowalającą zgodność uzyskanych wyników z prezentowanymi w przytaczanych publikacjach.

Dla przyjętej amplitudy intensywności naprężeń uzyskano spadek żywotności elementów urządzenia około 5 miesięcy, przy założeniu całkowitego czasu pracy szacowanego na 12 lat.

Literatura

- [1] Abd El-Azim M.E., Ibrahim O.H., 2013. Long term creep behavior of welded joints of P91 steel at 650°C, *Mat. Scie. & Engineering*, 560, 678-684
- [2] Badur J., 2009. *Rozwój Pojęcia Energii*, Wyd. IMP PAN, Gdańsk, 2009
- [3] Badur J., Karcz M., 2011. Numerical modeling of a micro reactor for thermocatalytic decomposition of toxic compounds, *Chemical and Process Engineering*, 32, 215-227, DOI: 10.2478/v10176-011-0017-3
- [4] Banaszkiewicz M., 2012. Numerical investigation of creep behaviour of high-temperature steam turbine components, *Transaction of IFFM PAS*, 124, 5-15
- [5] Bielecki M., 2000. Modelowanie numeryczne zniszczenia materiału przy obciążeniu termomechanicznym pod kątem oceny żywotności urządzeń energetycznych, *Rozprawa doktorska przedstawiona Radzie Naukowej IMP PAN w 200 r.* Promotor Janusz Badur, Gdańsk
- [6] Ceyhan U., 2006. High Temperature Deformation and Fracture Assessment of Similar Steel Welds, PhD Technischen Universität Clausthal
- [7] Gulcimen B., Hahner P., 2013. Determination of creep properties of a P91 weldments by small punch testing and a new evaluation approach, *Mat. Scie & Eng.* 588, 125-131
- [8] Holdsworth S.R., Askins M., Baker A., Gariboldi E., Holmstrom S., Klenk A., Ringel M., Merckling G., Sandstrom R., Schwienheer M., Spigarelli S., (on behalf of Working Group 1 of the European Creep Collaborative Committee), 2008. Factors influencing creep model equation selection, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 85, 80-88
- [9] Hyde T., Sun W., 2009. Some issues on creep damage modeling of welds with heterogeneous structures, *Int J Mech Mater Des*, 5, 327-335
- [10] Hyde T.H., Becker A.A., Sun W., 2006. Williams J.A, Finite-element creep damage analyses of P91 pipes, *Press. Vessels and Piping*, 83, 853-863
- [11] Jakowluk A., 1993. *Procesy Pełzania i Zmęczenia w Materiałach*, Wyd. WNT, Warszawa.
- [12] Masse T., Lejeail Y., 2013. Creep behaviour and failure modelling of modified 9Cr1Mo steel, *Nuclear Engineering and Design*, 246, 220-232
- [13] Mazza E., Holdsworth S-R., Skelton R.P., 2004. Characterisation of the creep fatigue behaviour of a I CrMo V rotor steel. *Mater. High Temp.* 21, 3, 119-128

- [14] Mirek P., 2013. Field of acoustic cleaning systems working in 670 MW_{TH} CFB boiler, *Chemical and Process Engineering*, 34, 283-291, DOI: 10.2478/cpe-2013-0023
- [15] Pronobis M., Litka R., 2012. Rate of corrosion of water wall in supercritical pulverized fuel boilers, *Chemical and Process Engineering*, 33, 263-277, DOI: 10.2478/v10176-012-0026-x.
- [16] Sławiński D., Badur J., 2013. Zastosowanie termicznego oddziaływania plyn –konstrukcja do modelowania startu turbiny parowej, [w:] *Maszyny i urządzenia energetyczne*, pod red. S. Łopaty i S. Grądziela, Wyd. PK, Kraków, 235-247
- [17] Urzyniok M., Kwieciński K., Słania J., 2009. Zastosowanie nowoczesnych metod spawania przy wykonywaniu połączeń doczołowych rur ze stali martenzytycznej P92 (X10CrWMoVNb9-2), *Przegląd spawalnictwa*, 10, 13-17

Recenzent: Prof. dr hab. inż. Robert SEKRET