

Janusz DOBRZAŃSKI

Instytut Metalurgii Żelaza

Piotr DUDA

Politechnika Krakowska

Leszek MIRECKI

Rafako S.A.

MODELOWANIE ZJAWISKA PEŁZANIA ORAZ SYMULACJA PRACY WYBRANYCH ELEMENTÓW PRZEGRZEWACZA PARY CZĘŚCI CIŚNIENIOWEJ KOTŁA O NADKRYTYCZNYCH PARAMETRACH PRACY

Przedstawiono wybrane wyniki badań uzyskane w projekcie rozwojowym pt. „Ocena zachowania się i prognoza długotrwałej pracy stali nowej generacji na elementy kotłów eksploatowanych powyżej temperatury granicznej” [1], w zakresie zbudowania modeli zjawiska pełzania, które to modele wraz z zaproponowaną analizą numeryczną posłużyły do opracowania sposobu wyznaczania trwałości eksploatacyjnej elementów o zróżnicowanej geometrii do pracy w części ciśnieniowej kotłów o parametrach nadkrytycznych (ciśnienie do 28,5 MPa; temperatura do 620°C) wykonanych z wybranych stali, a w szczególności: wysokochromowych stali martenzytycznych o zawartości 9 i 12% Cr w gatunkach X10CrMoVNb9-1 (P91), X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) oraz austenitycznej stali chromowo-niklowej w gatunku X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H), co jest drugą częścią opracowania.

W pierwszej części przedstawiono sporządzone charakterystyki materiałowe badanych stali, omówiono zaproponowaną metodologię oceny stanu materiału i jego stopnia wyczerpania (zmiany obrazu mikrostruktury, zmiany składu fazowego wydzielen, model ewolucji mikrostruktury, klasyfikacja mikrostruktury) oraz narzędzia do jego oceny [2].

W omawianej części opracowania zaprezentowano zbudowane dla badanych stali modele zjawiska pełzania:

- Garofalo (Soderberga) opisujące I i II etap pełzania przy stałym naprężeniu oraz w stałej temperaturze,
- własne modele opisujące odkształcenie pełzania dla I, II i III etapu pełzania przy stałym naprężeniu i w stałej temperaturze,
- modele opisujące zależności czasu do zniszczenia od naprężenia dla wybranych stali,
- modele opisujące prędkości pełzania w stanie ustalonym od wartości naprężenia dla wybranych stali.

Na ich podstawie zaproponowano matematyczne modele odkształcenia pełzania w funkcji czasu i naprężenia dla wszystkich trzech analizowanych stali. Przedstawiono analizę wyężenia wybranych elementów konstrukcyjnych o zróżnicowanej geometrii: kolektora wylotowego wykonanego ze stali P91, przegrzewacza SH3 wykonanego ze stali Super 304H i przegrzewacza SH3 wykonanego ze stali VM12SHC, w oparciu o uprzednio wykonaną przez wytwórcę kotłów dokumentację projektową. Wykonana analiza przy wykorzystaniu metody elementów skończonych pozwoliła na wskazanie miejsc koncentracji naprężeń w tych elementach konstrukcyjnych.

Przeprowadzona analiza numeryczna pozwoliła na określenie rozkładu odkształceń i naprężeń w nowych elementach konstrukcyjnych oraz takich, w których jest już widoczny wpływ postępującego procesu pełzania, a ponadto na symulację pracy wybranych elementów krytycznych w czasie znacznie przekraczającym czas przeprowadzonych prób pełzania. Modelowano pracę elementów urządzeń do 200 000 godzin pracy, podczas gdy najdłuższe próby pełzania zrealizowane w ramach projektu trwały około 25 000 godzin.

Słowa kluczowe: stale dla energetyki, modelowanie pełzania, analiza numeryczna, matematyczne modele odkształcenia pełzania, kolektor wylotowy, węzownice przegrzewacza pary

CREEP EFFECT MODELLING AND OPERATION SIMULATION FOR SELECTED STEAM SUPERHEATER ELEMENTS IN PRESSURE PART OF BOILER WITH SUPERCRITICAL WORKING PARAMETERS

This paper presents selected investigation results obtained in the development project “The assessment of behaviour and forecast about long-term operation of new-generation steel for components of boilers operated above limit temperature” with regard to building the creep effect models which, along with proposed numerical analysis, were used for development of the method for determination of life time of elements with different geometry intended for operation in

the pressure part of boilers with supercritical parameters (pressure up to 28.5 MPa; temperature up to 620°C) made of selected steels, in particular: high-chromium martensitic steels containing 9 and 12% of Cr – grades X10CrMoVNb9-1 (P91) and X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC), and austenitic chromium-nickel steel – grade X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H), which is the second part of the study.

In the first part, the material characteristics developed for selected steels were presented, the proposed methodology for the assessment of material condition and exhaustion extent (changes in the image of microstructure, changes in phase composition of precipitates, microstructure evolution model, microstructure classification) and the assessment tools were discussed [1].

In this part of the study, the following creep effect models built for the examined steels were presented:

- Garofalo (Soderberg) model describing stage I and II of the creep at constant stress and constant temperature,
- own models describing creep strain for stage I, II and III of the creep at constant stress and constant temperature,
- models describing the relationships between time to destruction and strain for selected steels,
- models describing steady-state creep rates depending on stress values for selected steels.

On the basis of these, the mathematical models of creep strain as a function of time and stress for all the three analysed steels were proposed. The effort analysis for selected structural components with different geometry: discharge collector made of P91 steel, SH3 superheater made of Super 304H steel and SH3 superheater made of VM12SHC steel, was presented based on the design documentation prepared previously by the boiler manufacturer. The analysis made using the finite-element method allowed the points of stress concentration in these structural components to be indicated.

The numerical analysis allowed the determination of strain and stress distribution in new structural components as well as those where the effect of progressing creep process was already visible, and moreover the operation simulation for selected critical elements within the time significantly exceeding that of completed creep tests. The operation of the equipment elements was modelled for up to 200,000 hours, while the longest creep tests performed as a part of the project were approx. 25,000 hours.

Key words: steels for the power industry, creep modelling, numerical analysis, mathematical creep strain models, discharge collector, steam superheater coils

1. WPROWADZENIE

Ocena zachowania się i opracowanie sposobu prognozowania trwałości eksploatacyjnej stali nowej generacji dla energetyki i wykonanych z nich elementów krytycznych kotłów o parametrach nadkrytycznych pracujących powyżej temperatury granicznej to znaczy w warunkach pełzania w dobie konieczności maksymalnego wykorzystania rzeczywistych możliwości bezpiecznej eksploatacji znacznie dłuższej niż wyznaczony obliczeniowy czas eksploatacji, przy zminimalizowaniu nieplanowanych odstawiń instalacji jest poważnym wyzwaniem. Niezbędnym w ocenie dynamiki oraz w ocenie obniżania się poziomu cech i ich wartości odpowiadających za odporność na pełzanie istotną rolę odgrywają charakterystyki materiałowe będące powiązaniem zmian w mikrostrukturze materiału w wyniku pełzania z poziomem charakterystycznych wskaźników odporności na pełzanie. Stworzone charakterystyki umożliwiają zbudowanie modeli pełzania, które w powiązaniu ze stworzonymi modelami elementów konstrukcyjnych kotłów pozwalają na prognozowanie czasu bezpiecznej eksploatacji odniesionego do rzeczywistych warunków eksploatacji. Opracowane charakterystyki materiałowe dla wybranych gatunków stali przewidywanych do stosowania w pierwszej kolejności w kotłach na nadkrytyczne parametry pracy w energetyce krajowej zaprezentowano w pierwszej części opracowania [2]. Wybrane stale to: wysokochromowe martenzytyczne o zawartości 9 i 12% Cr w gatunkach X10CrMoVNb9-1 (P91) i X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) oraz austenityczna chromowo-niklowa w gatunku X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H). Poniżej natomiast omówiono elementy modelowania pełzania, budowania modeli wybranych elementów krytycznych kotła pracujących w warunkach pełzania wykonanych z tych stali oraz prognozowanie ich pracy do 200 tys. godzin.

2. CEL I ZAKRES BADAŃ

Celem projektu była ocena zachowania się i opracowanie sposobu prognozowania trwałości eksploatacyjnej wybranych stali nowej generacji dla energetyki i wykonanych z nich elementów krytycznych kotłów o parametrach nadkrytycznych pracujących powyżej temperatury granicznej to znaczy w warunkach pełzania.

W ramach projektu opracowano charakterystyki materiałowe wybranych stali w stanie wyjściowym (dostawy) i po długotrwałej ekspozycji w warunkach pełzania oraz metodologię oceny stanu materiału po długotrwałej pracy w warunkach pełzania, co omówiono w pierwszej części opracowania [2]. Na ich podstawie opracowano własne modele zjawiska pełzania badanych stali oraz przeprowadzono symulację pracy wybranych elementów części ciśnieniowej kotła, co omówiono w poniższym opracowaniu, które jest drugą częścią opracowania.

Modelowanie zostało przeprowadzone dla wybranych stali przeznaczonych na elementy przegrzewaczy pary kotła o parametrach nadkrytycznych.

W projekcie przedstawiono metodykę budowy modelu pełzania na którą składa się:

- opracowanie modeli Garofalo (Soderberga) opisujących I i II etap pełzania przy stałym naprężeniu i temperaturze,
- określenie własnych modeli opisujących odkształcenie pełzania dla I, II i III etapu pełzania przy stałym naprężeniu i temperaturze,
- modelowanie zależności czasu do zniszczenia od naprężenia dla wybranych stali,
- modelowanie prędkości pełzania w stanie ustalonym od wartości naprężenia dla wybranych stali.

W oparciu o powyższe składowe zbudowano matematyczne modele odkształcenia pełzania w funkcji czasu i naprężenia dla analizowanych stali.

Efektem finalnym projektu było zamodelowanie procesu pełzania w wybranych elementach konstrukcyjnych o zróżnicowanej geometrii dokonane w oparciu o wyniki badań własnych właściwości mechanicznych i mikrostruktury i z budowanych charakterystyk materiałowych. Opracowane charakterystyki materiałowe i zbudowane na ich podstawie modele pełzania pozwoliły na symulację pracy wybranych elementów krytycznych w czasie znacznie przekraczającym czas przeprowadzonych prób pełzania a odniesionych do wymaganych parametrów temperaturowo-naprężeniowych i przyjętego obliczeniowego czasu pracy.

3. MATERIAŁ DO MODELOWANIA

Zaproponowana w projekcie metodyka budowy modelu pełzania jest oparta na jednoosiowych próbach pełzania realizowanych w stałej temperaturze i przy stałym naprężeniu podczas próby. W budowie modeli wykorzystano wyniki prób pełzania przeprowadzonych bez i z pomiarem wydłużenia o czasie trwania pojedynczych prób maksymalnie do ok. 20 000 godzin, co umożliwił czas trwania projektu. Badania pełzania przeprowadzono na materiale elementów części ciśnieniowej kotła pracujących w warunkach pełzania wybranych gatunków stali przewidzianych do stosowania w pierwszych kotłach o parametrach nadkrytycznych w krajowej energetyce. Wymagane składy chemiczne tych trzech gatunków stali zestawiono w tabeli 1.

Rodzaj wybranych elementów części ciśnieniowej kotła o nadkrytycznych parametrach pracy, z których pobrano materiał do badań oraz ich założone obliczeniowe parametry pracy zestawiono w tabeli 2.

Tabela 1. Zestawienie wymaganych składów chemicznych nowych żarowytrzymałych stali przewidzianych do stosowania w pierwszych kotłach o parametrach nadkrytycznych w krajowej energetyce [3-6]

Table 1. Summary of required chemical compositions of new creep resisting steels intended for use in the first boilers with supercritical parameters in the domestic power sector [3-6]

Gatunek stali	Zawartość pierwiastków, %										
	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cu	V	W	Nb	pozostałe
A	0,08-0,12	0,20-0,50	0,30-0,60	8,0-9,5	< 0,40	0,85-1,05	-	0,18-0,25	-	0,06-0,10	N 0,03-0,07
B	0,11-0,14	0,40-0,60	0,15-0,45	11,0-12,0	0,20-0,40	0,20-0,40	-	0,20-0,30	1,30-1,70	0,03-0,08	Co: 1,40-1,60 N:0,030-0,070 B:0,0030-0,006
C	0,09-0,11	0,11-0,27	0,69-0,80	17,75-18,35	8,87-10,05	min. 0,17	2,71-3,03	0,18-0,25	-	0,20-0,56	N 0,03-0,07

A – X10CrMoVNb9-1 (T/P91); W-1.4903

B – X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12)

C – X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H)

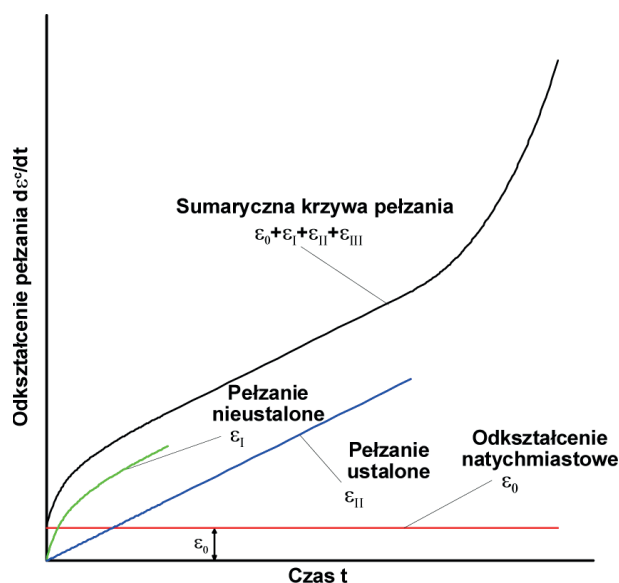
Tabela 2. Zestawienie elementów części ciśnieniowej kotła o parametrach nadkrytycznych, z których pobrano wycinki do badań [1]

Table 2. Summary of elements in pressure part of boiler with supercritical parameters from which samples were taken for investigation [1]

Gatunek stali	Rodzaj elementu części ciśnieniowej kotła przeznaczony do pracy w warunkach pełzania	Obliczeniowe parametry pracy	
		Ciśnienie p_o , MPa	Temperatura T_o , °C
X10CrMoVNb9-1 (T/P91); W-1.4903	komora wylotowa przegrzewacza pary	28,5	560
X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12)	wężownice przegrzewacza pary III ^o (od strony wylotu),	28,5	590
X10CrNiCuNb18-39 (Super 304H)	wężownice przegrzewacza pary VI ^o (od strony wylotu)	28,5	620

4. MODELOWANIE ZJAWISKA PEŁZANIA

Wizualizację mechanizmów pełzania można przeprowadzić poprzez nałożenie na siebie różnych krzywych odkształcenia w czasie, jak to pokazano na rysunku 1.



Rys. 1. Superpozycja różnych zjawisk związanych z pełzaniem

Fig. 1. Superposition of different creep-related effects

Początkowe natychmiastowe odkształcenie reprezentuje funkcja stała o wartości ϵ_0 . Pierwszy etap pełzania ϵ_I , czyli tak zwane pełzanie nieustalone, rozpoczyna

się z dużą prędkością, która maleje z upływem czasu. Drugi etap pełzania ε_{II} , pełzania ustalonego, charakteryzuje względnie stała prędkość pełzania. Prędkość tę reprezentuje prosta o współczynniku kierunkowym równym prędkości pełzania w etapie ustalonym tzn. minimalnej prędkości pełzania. Trzeci etap pełzania, pełzania progresywnego, przebiega z narastającą prędkością i kończy się uszkodzeniem materiału w chwili określonej jako czas do zniszczenia. Etap ten jest często pomijany w analizach. Na rysunku został on uwzględniony tylko w sumarycznej postaci krzywej pełzania [7–11].

Zmianę odkształcenia pełzania w funkcji czasu opisuje równanie empiryczne (1):

$$\varepsilon = \varepsilon_0(1 + bt^{1/3})\exp(kt) \quad (1)$$

gdzie: b jest stałą dla nieustalonego pełzania, k jest stałą związaną z ustaloną prędkością pełzania, ε jest odkształceniem obserwowanym podczas próby pełzania, ε_0 to początkowe natychmiastowe odkształcenie, a t oznacza czas.

Lepsze dopasowanie do danych empirycznych zapewnia wzór (2):

$$\varepsilon = \varepsilon_0 + \varepsilon_{I-II}[1 - \exp(bt^{1/3})] + \dot{\varepsilon}_{\min}t \quad (2)$$

gdzie: b jest stałą, ε_{I-II} jest odkształceniem przy przejściu z pierwszego do drugiego etapu pełzania, a $\dot{\varepsilon}_{\min}$ jest minimalną prędkością pełzania w drugim ustalonym etapie pełzania [12–18].

4.1. MODELE PEŁZANIA NAJCZĘŚCIEJ STOSOWANE W OBLICZENIACH METODĄ ELEMENTÓW SKOŃCZONYCH

Procesy pełzania mają istotny wpływ na zużycie elementów kotłów i rurociągów parowych. Aby wykonać obliczenia dla analizowanego elementu o złożonej geometrii, najpierw przeprowadzono symulację procesu pełzania dla fragmentu rurociągu o znanej historii i znanych odkształceniach związanych z pełzaniem. Symulacja ta pozwoliła na sprawdzenie sposobu obliczeń i dobór parametrów pełzania przed wykonaniem kalkulacji dla wybranego analizowanego elementu.

4.1.1. Modele do stosowania w pierwszym i drugim okresie pełzania

Model pełzania MTHA – Modified Time Hardening

Modelem zalecanym do stosowania w pierwszym okresie pełzania jest MTHA – Modified Time Hardening (zmodyfikowane umacnianie w czasie). Jest on opisywany równaniem (3):

$$\varepsilon = \frac{c_1 \sigma^{c_2} t^{c_3+1} e^{-c_4/T}}{c_3 + 1} \quad (3)$$

gdzie:

- ε – zredukowane odkształcenie pełzania,
- σ – naprężenie zredukowane (wg von Misesa),
- t – czas, T – temperatura,
- c_1 – c_4 – stałe doświadczalne.

Wartości współczynników równania pełzania są dobierane na drodze obliczeniowej.

Najczęściej dane doświadczalne, na podstawie których dobierane są stałe w równaniu (3) zawierają jedynie przypadek obciążenia dla jednej temperatury

pracy. Nie można zatem określić wpływu temperatury na wartość odkształcenia pełzania. Odpowiedni współczynnik ma wartość zero, a eksponentalny czynnik równania przyjmuje wartość jeden i nie wpływa na obliczenia. Wzór w takiej postaci odpowiada prawu Norton-Baileya, które jest często stosowane w izotermicznych warunkach do obliczeń w pierwszym i drugim okresie pełzania [19–21].

Model pełzania SHAR – Strain Hardening

Model pełzania SHAR – Strain Hardening (umacnianie odkształceniowe) jest również modelem zalecanym do stosowania w pierwszym okresie pełzania. Jest on opisywany równaniem (4):

$$\dot{\varepsilon} = c_1 \sigma^{c_2} (\varepsilon)^{c_3} e^{-c_4/T} \quad (4)$$

gdzie:

- $\dot{\varepsilon}$ – zmiana odkształcenia pełzania w czasie,
- ε – zredukowane odkształcenie pełzania,
- σ – naprężenie zredukowane (wg von Misesa),
- t – czas,
- T – temperatura,
- c_1 – c_4 – stałe empiryczne.

W modelu tym doboru wymagają wartości stałych w równaniu w oparciu o rzeczywiste wyniki prób pełzania badanego materiału [22].

Model pełzania Garofalo

Bardzo dobre odwzorowanie własności jeśli chodzi o opis procesów pełzania w pierwszym i drugim etapie daje model Garofalo (Soderberga) [23]. Jest on opisywany równaniem (5):

$$\varepsilon(t) = A \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{b}\right) \right] + \dot{\varepsilon}_{\min}t \quad (5)$$

gdzie:

- ε – zredukowane jednoosiowe odkształcenie pełzania,
- t – czas,
- $A, b, \dot{\varepsilon}_{\min}$ – stałe doświadczalne.

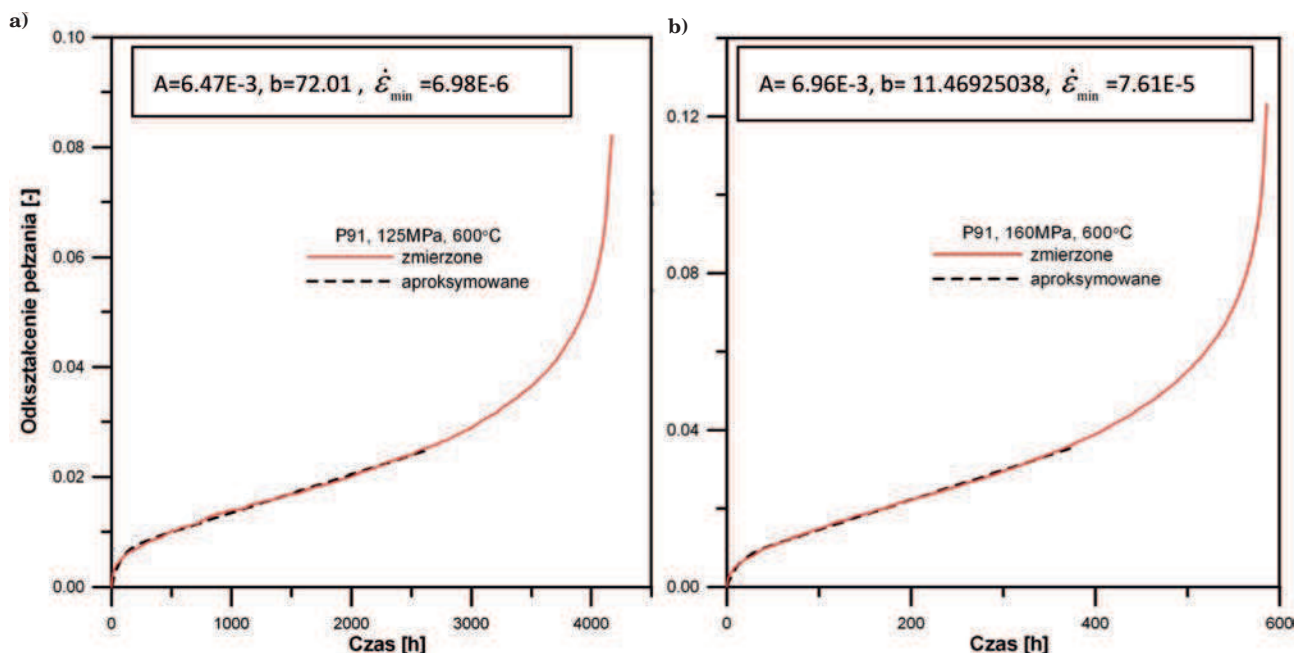
We wzorze (5) wielkości A [%], b [godz.] i $\dot{\varepsilon}_{\min}$ [%/godz.] są stałymi doświadczalnymi.

Wyznaczone odkształcenia rzeczywiste pełzania w funkcji czasu należy podzielić na trzy etapy pełzania. W tym celu dokonano interpolacji odkształceń w czasie za pomocą wielomianu dziesiątego stopnia. Wyznaczono następnie jego pierwszą i drugą pochodną. Pierwsze miejsce zerowe drugiej pochodnej przyjęto za przybliżenie czasu rozpoczęcia pełzania ustalonego a ostatnie miejsce zerowe za przybliżenie czasu końca pełzania ustalonego. Następnie przebiegi z pierwszego i drugiego etapu pełzania wykorzystano przy modelowaniu.

Zbudowane modele opisujące I i II etap pełzania badanych stali

Na podstawie wstępnych obliczeń uznano, że model Garofalo daje najlepsze odwzorowanie procesu pełzania w pierwszym i drugim okresie pełzania. Został on zastosowany do zbudowania takich modeli dla badanych stali martenzytycznych w gatunkach X10CrMoVNb9-1 (P91) X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) oraz austenitycznej chromowo-niklowej w gatunku X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H).

Przykład zbudowanego modelu dla stali X10CrMoVNb9-1 (P91) pokazano na rys. 2. Dla jednoosiowego



Rys. 2. Przebieg zmierzonego i zamodelowanego rzeczywistego odkształcenia pełzania stali X10CrMoVNb9-1 (P91) w temperaturze $T_b = 600^\circ\text{C}$ przy poziomym naprężeniu: a) $\sigma_b = 125$ MPa ($A = 6.47E-3$, $b = 72.01$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 6.98E-6$); b) $\sigma_b = 160$ MPa ($A = 6.96E-3$, $b = 11.46925038$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 7.61E-5$)

Fig. 2. Course of measured and modelled real creep strain of X10CrMoVNb9-1 (P91) steel at $T_b = 600^\circ\text{C}$ and stress level of: a) $\sigma_b = 125$ MPa ($A = 6.47E-3$, $b = 72.01$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 6.98E-6$); b) $\sigma_b = 160$ MPa ($A = 6.96E-3$, $b = 11.46925038$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 7.61E-5$)

przypadku pełzania w temperaturze $T_b = 600^\circ\text{C}$, przy naprężeniu $\sigma_b = 125$ i 160 MPa materiału komory wylotowej przegrzewacza pary z tej stali dobrano na drodze obliczeniowej stałe równania (5). Stałe A , b , $\dot{\epsilon}_{\min}$ w równaniu (5) obliczono metodą Levenberga-Marquarda [24, 25].

4.1.1. Modelowanie uszkodzeń (III etap pełzania)

Szereg zamieszczonych w literaturze wzorów, w tym również wzór Garofalo (Soderberga), bardzo dobrze opisuje I i II etap procesu pełzania. Jednak często istotne jest zamodelowanie także III etapu pełzania. Trzeci, ostatni etap pełzania prowadzi do nieuchronnego zniszczenia elementu i jako taki często jest pomijany w analizach [26].

Jednak III etap pełzania powinno się brać pod uwagę z wielu powodów. Przede wszystkim dysponujemy doświadczalnymi danymi z prób pełzania, które zwykle kończą się zniszczeniem próbki. Przy użyciu współczesnych komputerów i oprogramowania, analiza takich danych jest dużo szybsza i wskazana. Co więcej, trzeci etap pełzania niekoniecznie prowadzi do natychmiastowego zniszczenia elementu. W grubościennych elementach ciśnieniowych trzeci etap procesu pełzania może wystąpić jedynie w niektórych obszarach danego elementu. W elementach o skomplikowanych kształtach procesy pełzania nie zachodzą równomiernie w całym elemencie, lecz najintensywniej w rejonach koncentracji naprężeń. Niejednokrotnie w tych obszarach powodują relaksację naprężeń. W związku z tym w tych rejonach degradacja spowodowana pełzaniem jest mniejsza niż można by oczekiwać. Taki przypadek zostanie przedstawiony poniżej. Zatem modelowanie i analiza trzeciego etapu procesu pełzania mogą okazać się ważne i użyteczne.

Do modelowania odkształcenia pełzania w III etapie zaproponowano wzór (6).

$$\epsilon_{III} = M \exp\left[\left(\frac{t}{t_r}\right)^K\right] \quad (6)$$

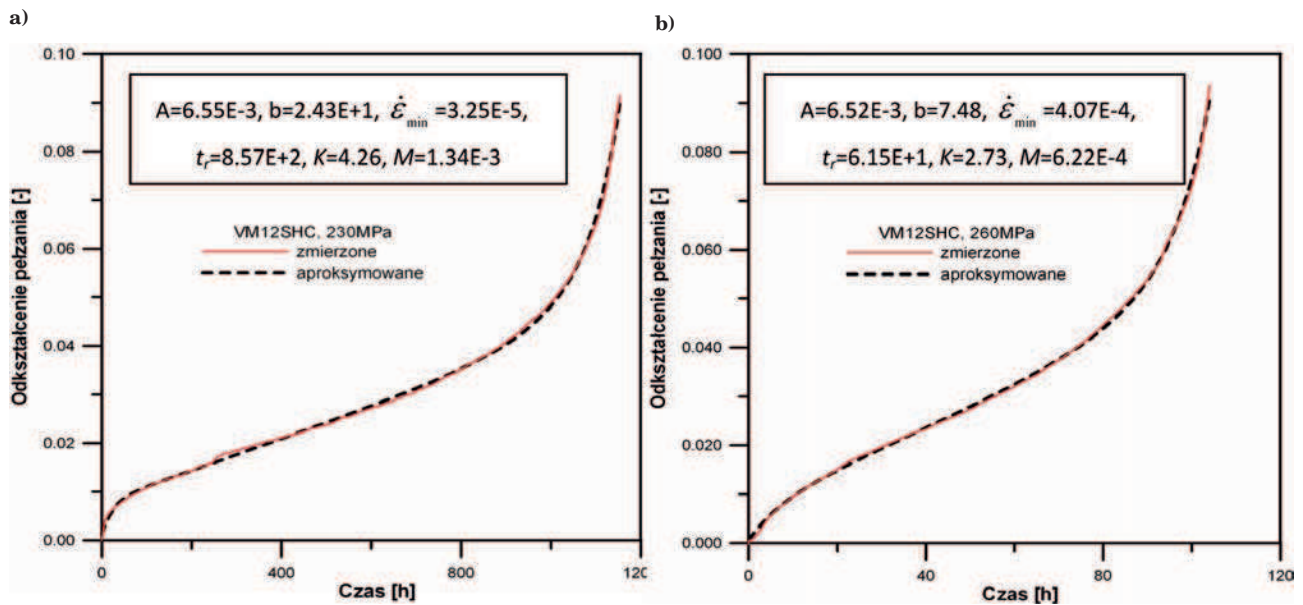
Równanie to opisuje jedynie trzeci etap pełzania i powinno być używane w połączeniu ze wzorem opisującym drugi i ewentualnie pierwszy etap pełzania. Przykładowo wzór ten można zsumować z wzorem Garofalo (Soderberga). Istotną cechą wzoru (6) jest fakt, że występujące w nim współczynniki opisują fizyczne parametry procesu pełzania. We wzorze tym t_r , K , M są stałymi doświadczalnymi. Stała t_r [godz.] oznacza czas do zniszczenia i jest dobrze opisana w literaturze, możliwa do pozyskania z prób pełzania prowadzonych do zniszczenia jak i z danych tablicowych materiału. Stałe K , M opisują intensywność procesu zniszczenia. Proponowana funkcja dobrze interpoluje dane doświadczalne i nadaje się do analiz komputerowych. Funkcja ta jest różniczkowalna i nie zwraca zbyt dużych wartości, co byłoby problemem przy obliczeniach numerycznych [22, 23, 26–28].

4.1.2. Zbudowane modele opisujące I, II i III etap pełzania dla badanych stali

Sumaryczną funkcję odkształcenia pełzania przedstawia wzór (7). Opisuje ona wszystkie trzy etapy procesu pełzania.

$$\epsilon = \epsilon_{I,II} + \epsilon_{III} = A\left[1 - \exp\left(-\frac{t}{b}\right)\right] + \dot{\epsilon}_{\min} t + M \exp\left[\left(\frac{t}{t_r}\right)^K\right] \quad (7)$$

Funkcja ta ma wiele zalet. Bardzo dobrze interpoluje dane doświadczalne dla wielu gatunków stali a większość współczynników we wzorze odpowiada fizycznym parametrom. Funkcja ta bardzo dobrze nadaje się do



Rys. 3. Przebieg zmierzonego i zamodelowanego rzeczywistego odkształcenia pełzania stali X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) w temperaturze $T_b = 575^\circ\text{C}$ i przy naprężeniu: $\sigma_b = 230\text{ MPa}$ ($A = 6.55\text{E-}3$, $b = 2.43\text{E}+1$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 3.25\text{E-}5$, $t_r = 8.57\text{E}+2$, $K = 4.26$, $M = 1.34\text{E-}3$). $\sigma_b = 260\text{ MPa}$ ($A = 6.52\text{E-}3$, $b = 7.48$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 4.07\text{E-}4$, $t_r = 6.15\text{E}+1$, $K = 2.73$, $M = 6.22\text{E-}4$)

Fig. 3. Course of measured and modelled real creep strain of X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) steel at $T_b = 575^\circ\text{C}$ and stress level of: $\sigma_b = 230\text{ MPa}$ ($A = 6.55\text{E-}3$, $b = 2.43\text{E}+1$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 3.25\text{E-}5$, $t_r = 8.57\text{E}+2$, $K = 4.26$, $M = 1.34\text{E-}3$). $\sigma_b = 260\text{ MPa}$ ($A = 6.52\text{E-}3$, $b = 7.48$, $\dot{\epsilon}_{\min} = 4.07\text{E-}4$, $t_r = 6.15\text{E}+1$, $K = 2.73$, $M = 6.22\text{E-}4$)

obliczeń numerycznych ze względu na to, że jest różniczkowalna, ciągła i zwraca skończone wartości.

Przykłady przeprowadzonego modelowania funkcji odkształcenia opisującej trzy okresy pełzania dla materiału węzownic przegrzewacza pary wykonanego ze stali X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) na podstawie wyników prób pełzania z pomiarem wydłużenia w czasie próby wykonanych w temperaturze $T_b = 575^\circ\text{C}$ i przy stałym naprężeniu $\sigma_b = 230$ i 260 MPa pokazano na rys. 3.

Na drodze obliczeniowej dobrano stałe równania (7) dla jednoosiowego przypadku pełzania stali X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) w temperaturze $T_b = 575^\circ\text{C}$ i przy stałym naprężeniu $\sigma_b = 230$ i 260 MPa . Stałe równania obliczono metodą Levenberga-Marquardta.

4.2. MODELE ODKSZTAŁCENIA PEŁZANIA W FUNKCJI CZASU I NAPRĘŻENIA

Procesy pełzania zachodzą w materiałach poddanych działaniu wysokiej temperatury i obciążeń w długim okresie czasu. Jednoosiowe odkształcenie pełzania w czasie dla ustalonej temperatury i naprężenia można zamodelować szeregiem funkcji, np. wzorem (5) lub (7). Jednak przy obliczeniach rzeczywistych elementów nie można pominąć wpływu temperatury i naprężenia. W pracującym grubościennym ciśnieniowym elemencie występują naprężenia o różnych wartościach. Ponadto podczas uruchamiania i odstawiania w różnych obszarach elementu występują temperatury o różnych wartościach. Odkształcenie pełzania zależy od wszystkich tych wielkości.

Ponieważ pełzanie jest procesem długotrwałym, zachodzącym w wysokiej temperaturze, a elementy części ciśnieniowej kotła przez większość czasu pracują przy nominalnych, stałych wartościach temperatury, wpływ zmian temperatury można pominąć, a proces pełzania

zamodelować dla wybranej nominalnej temperatury pracy.

Uproszczenie to, pozwalające na przyjęcie temperatury na stałym poziomie, w której zachodzi pełzanie, służy zamodelowaniu procesu pełzania. W rzeczywistości licząc pełzanie pośrednio uwzględnia się również zmiany temperatury, ponieważ do obliczeń brane są naprężenia zmienne w czasie, a te pochodzą nie tylko od zmian ciśnienia czynnika, ale w znacznym stopniu również wywołane są zmianami temperatury czynnika. Powodują one, zwłaszcza dla nowych gatunków stali o małym współczynniku przewodności cieplnej w wysokich temperaturach, dużą różnicę temperatury na grubości ścianki, wywołując powstawanie dużych naprężeń cieplnych.

4.2.1. Modelowanie zależności czasu do zniszczenia od naprężenia

Wpływu naprężeń nie można pominąć w obliczeniach, tak jak wpływu zmian temperatury. Dlatego zaproponowano sposób pozwalający uwzględnić wpływ zmiany naprężeń na krzywą odkształcenia pełzania. Zależność odkształcenia pełzania od czasu i naprężenia przedstawiona zostanie z wykorzystaniem zmodyfikowanego wzoru (2).

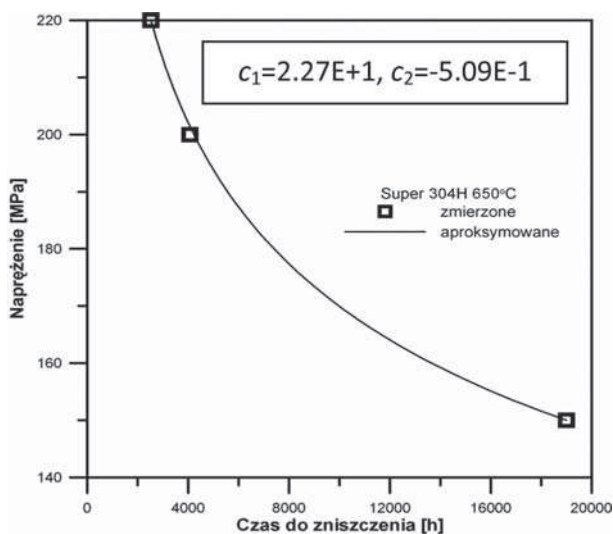
Z przebiegu krzywych jednoosiowego odkształcenia pełzania dla różnych obciążeń widać, że odkształcenie pełzania zależy również od naprężenia. Zależność tę można opisać wzorem (8). Wyznaczony w ten sposób czas do zniszczenia t_r może zostać następnie podstawiony do wzoru (7):

$$t_r = \exp [c_1 + c_2 \ln(\sigma + 1)^2] \quad (8)$$

gdzie c_1 , c_2 stanowią stałe doświadczalne, które mogą zostać wyznaczone za pomocą oprogramowania komputerowego, przy wykorzystaniu wartości czasu do zniszczenia z tablicowych danych materiałowych lub z

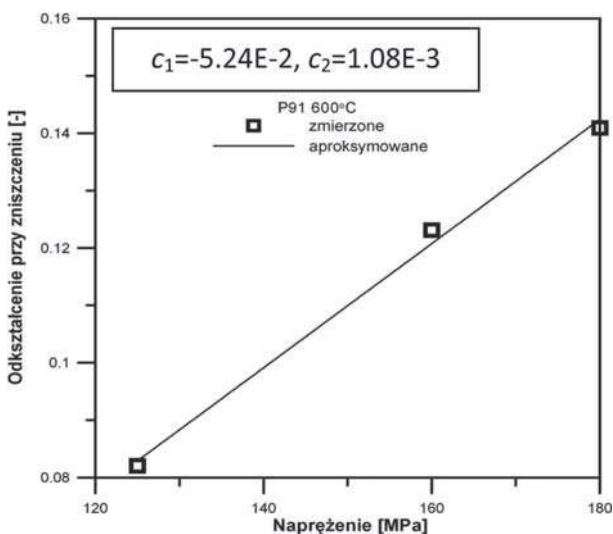
wykresów wytrzymałości na pełzanie dla danej temperatury. Równanie (8) opisuje zależność fizyczną i bardzo dobrze nadaje się do obliczeń numerycznych. Charakterystyka proponowanej funkcji pozwala na ekstrapolację odkształcenia pełzania, bowiem jeśli w długim okresie czasu naprężenie jest małe, to funkcja ta przyjmuje małe wartości, co jest zgodne z rzeczywistym zachowaniem materiału.

Dla badanych stali na podstawie uzyskanych wyników badań pełzania w oparciu o obliczenia numeryczne dobrano dla jednoosiowego przypadku pełzania stałe w równaniu (8). Stałe te obliczono metodą Levenberga-Marquardta. Przykład tak zbudowanej zależności naprężenia σ od czasu do zerwania t_r w stałej temperaturze dla stali X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) pokazano na rys. 4.



Rys. 4. Zmierzona i zamodelowana zależność czasu do zniszczenia od naprężenia dla stali X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H) w temperaturze $T_b = 650^\circ\text{C}$

Fig. 4. Measured and modelled relationship between time to destruction and stress for X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H) steel at $T_b = 650^\circ\text{C}$



Rys. 5. Zmierzona i zamodelowana zależność czasu do zniszczenia od naprężenia dla stali X10CrMoVNb9-1 (P91) w temperaturze $T_b = 600^\circ\text{C}$ ($c_1 = -5.24\text{E}-2$, $c_2 = 1.08\text{E}-3$)

Fig. 5. Measured and modelled relationship between time to destruction and stress for X10CrMoVNb9-1 (P91) steel at $T_b = 600^\circ\text{C}$ ($c_1 = -5.24\text{E}-2$, $c_2 = 1.08\text{E}-3$)

4.2.2. Modelowanie zależności odkształcenia pełzania przy zniszczeniu od naprężenia

Z przebiegu krzywych jednoosiowego odkształcenia pełzania dla różnych obciążeń widać, że rzeczywiste odkształcenie pełzania przy zniszczeniu $\epsilon_{c,r}$ zależy również od naprężenia. Zależność tę można opisać wzorem (9):

$$\epsilon_{c,r} = c_1 + c_2 \sigma \quad (9)$$

gdzie: c_1 , c_2 stanowią stałe doświadczalne i mogą one zostać wyznaczone za pomocą oprogramowania komputerowego.

Przykład zbudowanego modelu odkształcenia pełzania przy zniszczeniu od naprężenia dla jednoosiowego pełzania stali X10CrMoVNb9-1 (P91) w temperaturze $T_b = 600^\circ\text{C}$ w postaci graficznej pokazano na rys. 5 przy czym stałe w równaniu (9) dobrano na drodze obliczeniowej z wykorzystaniem metody Levenberga-Marquardta.

4.3. MODELOWANIE PRĘDKOŚCI PEŁZANIA W STANIE USTALONYM OD WARTOŚCI NAPRĘŻENIA

Jednym z istotnych etapów badania stali jest określenie zależności pomiędzy prędkością pełzania w ustalonym etapie tego procesu w zależności od przyłożonego naprężenia. Aby uwzględnić wpływ temperatury stosuje się model Arrheniusa (10) na prędkość pełzania:

$$\dot{\epsilon}_{\min} = A \sigma^n \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \quad (10)$$

gdzie: n stanowi wykładnik naprężenia, Q jest energią aktywacji procesu pełzania, R to uniwersalna stała gazowa, a T jest temperaturą absolutną.

Dla prób izotermicznych eksponentialny czynnik przyjmuje stałą wartość i wzór (10) przybiera postać wzoru Nortona-Baileya (11):

$$\dot{\epsilon}_{\min} = B \sigma^n \quad (11)$$

Równanie (11) można linearyzować logarytmując je obustronnie:

$$\log \dot{\epsilon}_{\min} = \log B + n \log \sigma \quad (12)$$

Wykresy logarytmiczno-logarytmiczne zależności minimalnej prędkości pełzania $\dot{\epsilon}_{\min}$ od naprężenia σ często mają postać dwóch linii prostych, których współczynnik kierunkowy n dla małych naprężeń ma mniejszą wartość, natomiast przy większych naprężeniach n jest większe (Rys. 10), co wskazuje na istnienie różnych mechanizmów pełzania dla mniejszych i dla większych wartości przyłożonych naprężeń [24, 25, 31].

Jeżeli logarytmiczną skalę na osi naprężeń zamienimy na liniową to dla wyższych poziomów temperatury w całym zakresie uzyskamy rozkład zbliżony do liniowego.

Opierając się na przeprowadzonych badaniach zaproponowano następującą funkcję do opisu zależności minimalnej prędkości pełzania od przyłożonego naprężenia

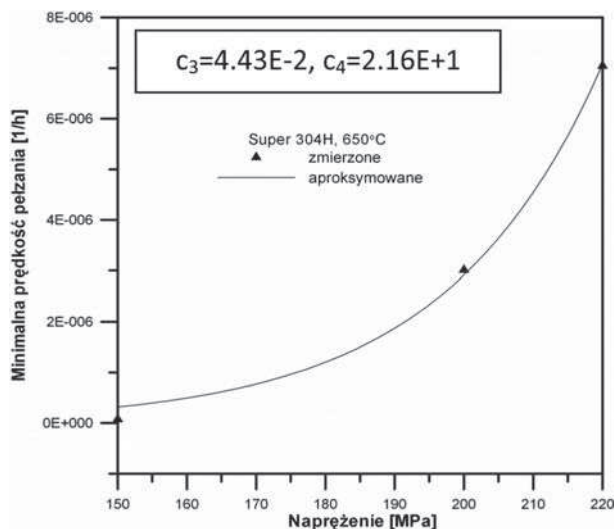
$$\dot{\epsilon}_{\min} = \exp(c_3 \sigma - c_4) \quad (13)$$

Parametry c_3 , c_4 stanowią stałe doświadczalne i mogą zostać wyznaczone za pomocą odpowiedniego oprogramowania komputerowego.

W oparciu o uzyskane wyniki prób pełzania dla każdej z badanych stali zbudowano modele opisujące zmia-

ny minimalnej prędkości pełzania od naprężenia. Stałe dla równania (13) dobrano z wykorzystaniem metody Levenberga-Marquardta.

Przykład zbudowanego modelu opisujące zmiany minimalnej prędkości pełzania od naprężenia w temperaturze $T_b = 650^\circ\text{C}$ dla stali X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H) pokazano na rys. 6.



Rys. 6. Doświadczalna i aproksymowana równaniem (13) zależność minimalnej rzeczywistej prędkości pełzania w temperaturze $T_b = 650^\circ\text{C}$ dla stali X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H)

Fig. 6. Experimental and approximated with equation (13) relationship of minimum real creep rate at $T_b = 650^\circ\text{C}$ for X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H) steel

4.4. MODELE ODKSZTAŁCENIA JAKO FUNKCJA CZASU I NAPRĘŻENIA PEŁZANIA

Do analizy numerycznej niezbędna jest funkcja opisująca proces pełzania. Empiryczne dane doświadczalne zostały aproksymowane szeregiem funkcji. Do aproksymacji użyto programu Statistica.

Ponieważ zjawiska pełzania zachodzą zwykle w długim okresie czasu, lecz przy ustalonej temperaturze, na podstawie danych doświadczalnych znaleziono funkcję aproksymującą proces pełzania w zależności od czasu i naprężenia przy wybranej temperaturze. Do dalszych prac zastosowano funkcję najlepiej modelującą dane doświadczalne. Funkcja ta opisana wzorem (14) została podana przez A. Jakowluka [28]:

$$\varepsilon(t, \sigma) = t^{c_1} \exp(c_2 \sigma - c_3) \quad (14)$$

gdzie:

- ε – odkształcenie pełzania,
- t – czas,
- σ – naprężenie,
- c_1 – c_3 – stałe doświadczalne

Następnie zastosowano model Garofalo (Soderberga) do opisu pierwszego, drugiego i trzeciego etapu pełzania w stałej temperaturze dla badanych stali.

Do programu ANSYS zastosowanego w obliczeniach jako funkcję użytkownika UPF wkompirowano kod realizujący funkcję Garofalo podaną wzorem (15):

$$\varepsilon(t) = A \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{b}\right) \right] + \exp(p_1 \sigma - p_2) t +$$

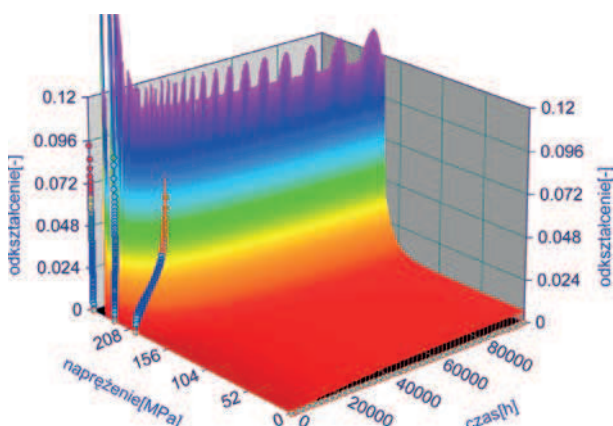
$$+ \left\{ \exp\left[-\left(\frac{t}{\exp[a_2 + b_2 \ln(\sigma + 1)^2]} \right)^K \right] \right\}^M \quad (15)$$

gdzie:

- ε – rzeczywiste odkształcenie pełzania [%],
- t – czas, [h]
- σ – naprężenie zredukowane (wg von Misesa) [MPa],

$p_1, p_2, b, A, a_2, b_2, K, M$ – stałe doświadczalne

Na drodze obliczeniowej dobrano stałe równania dla jednoosiowego pełzania w stałej temperaturze badania T_b . Przykład porównania zmierzonych przebiegów odkształcenia pełzania w czasie oraz przebiegów odkształcenia pełzania wyznaczonych w oparciu o zbudowany model dla stali X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12) w temperaturze $T_b = 575^\circ\text{C}$ przedstawiono na rys. 7.



Rys. 7. Przebieg zmierzonego i zamodelowanego rzeczywistego odkształcenia pełzania dla X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12) w temperaturze $T_b = 575^\circ\text{C}$

Fig. 7. Course of measured and modelled real creep strain for X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12) steel at $T_b = 575^\circ\text{C}$

W podobny sposób zbudowano modele odkształcenia pełzania jako funkcji czasu i naprężenia w stałej temperaturze dla pozostałych badanych stali.

5. ANALIZA WYŁĘŻENIA WYBRANYCH ELEMENTÓW KONSTRUKCYJNYCH

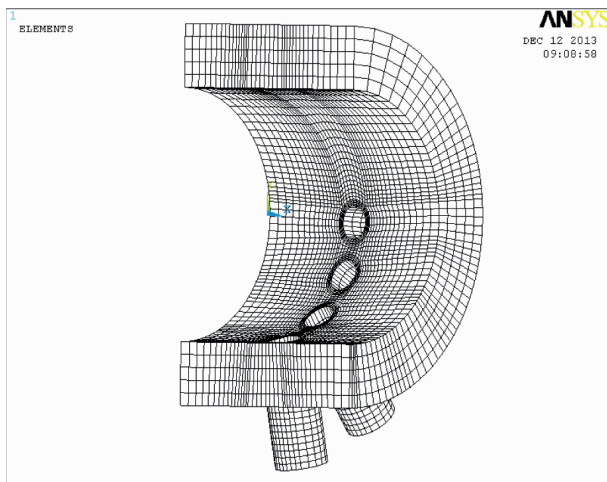
Uszkodzenia elementów ogrzewalnych kotła, w tym głównie komór i wężownic przegrzewaczy pary, spowodowane są nie tylko przegrzaniem materiału czy korozją, ale również lokalnym nadmiernym wyłężeniem wynikającym ze sposobu ich mocowania, powodującym koncentrację naprężeń. Koncentracja naprężeń w istotny sposób wpływa na nadmierną utratę trwałości eksploatacyjnej i skrócenie czasu bezawaryjnej pracy tych elementów. Równoczesne działanie ciśnienia i wysokiej temperatury powoduje inicjację i rozwój uszkodzeń pełzaniowych wynikających ze zmian zachodzących w strukturze, których dynamika różnie z nadmiernym lokalnie występującym ciśnieniem i temperaturą, w konsekwencji eliminując z dalszej eksploatacji te elementy konstrukcyjne kotła.

Z doświadczeń eksploatacyjnych wynika, że w elementach pracujących w warunkach pełzania zgodnych z parametrami obliczeniowymi nawet w obszarach gdzie nie ma koncentracji naprężeń po założonym wy-

magany czasie pracy występują trwałe odkształcenia spowodowane pełzaniem w miejscach o dopuszczalnych założonych wartościach gwarantujących bezpieczną eksploatację. Natomiast w obszarach o największym wyczerpaniu trudno jest przewidzieć wielkości tych odkształceń aby ocenić czy ich wielkości nie są niebezpieczne dla dalszej eksploatacji.

Analizę wyczerpania przeprowadzono dla wybranych elementów konstrukcyjnych zaprojektowanych dla kotła energetycznego o nadkrytycznych parametrach pracy. W szczególności przedmiotem analizy były:

- komora wylotowa przegrzewacza pary wykonana z wysokochromowej martenzytycznej stali X10CrMoVNb9-1 (P 91),
- węzownice przegrzewacza pary pierwotnej III^o (SH3) wykonany z wysokochromowej martenzytycznej stali X12CrCoWVNb12-2-2(VM12SHC),
- węzownice przegrzewacza pary pierwotnej III^o (SH3) wykonany z chromo-niklowej austenitycznej stali X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H).



Rys. 8. Model badanej komory wylotowej przegrzewacza pary pierwotnej z podziałem na elementy skończone

Fig. 8. Model of examined primary steam superheater outlet chamber with division into finite elements

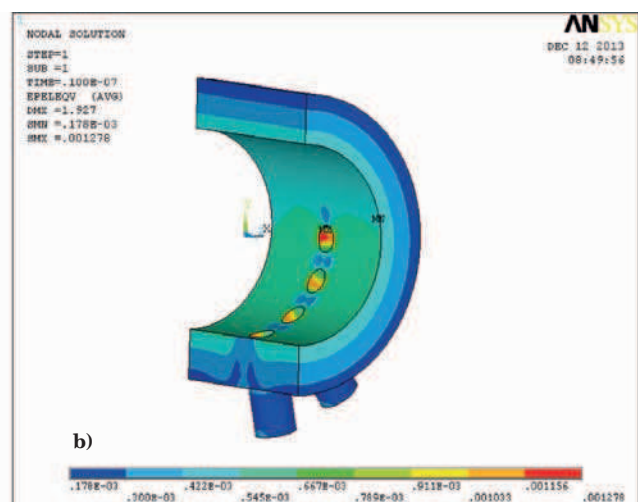
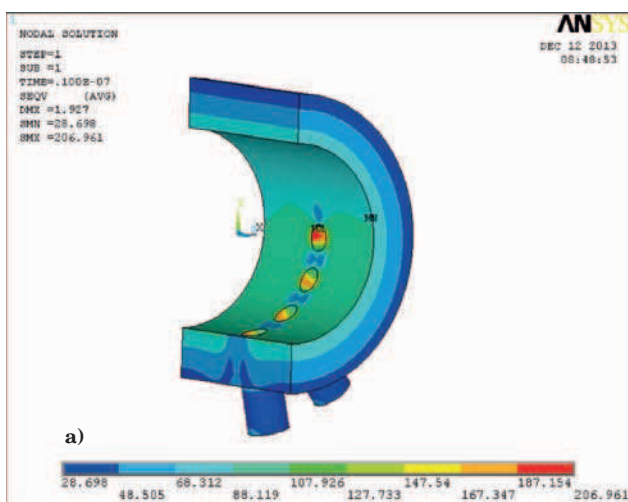
Poniżej przedstawiono niektóre wybrane wyniki analizy numerycznej przeprowadzonej na komorze wylotowej przegrzewacza pary pierwotnej SH3.

Komora jest częścią instalacji ciśnieniowej kotła. Komora o wymiarach 360×60 mm (średnica zewnętrzna × grubość) oraz króćce o wymiarach 52×10 mm zostały wykonane ze stali X10CrMoVNb9-1 (P 91). Wymagana temperatura obliczeniowa T_0 komory to 569°C, zaś ciśnienie obliczeniowe p_0 działające na jego wewnętrzną powierzchnię wynosi 28,4 MPa.

Koncentracje naprężeń w tym elemencie konstrukcyjnym występują w okolicy otworów pod króćce. Opracowany model numeryczny powtarzalnego szczegółu komory z wykorzystaniem programu ANSYS pokazano na rys. 8. Dla modelu siatki dyskretnie stworzono z 8-węzłowych elementów typu „brick” opisanych liniowymi funkcjami kształtu utwierdzając go aby zapewnić warunki symetrii oraz brak ruchu sztywnego. Na wszystkich powierzchniach styku z dalszą częścią instalacji założono płatność przekrojów oraz wprowadzono siły ciągnące. Na powierzchniach wewnętrznych płaszcza komory i króćców założono również wymagane ciśnienie obliczeniowe oraz wprowadzono właściwości wytrzymałościowe (R_e^t , R_m^t , moduł Younga) oraz własności fizyczne (współczynnik rozszerzalności liniowej α , ciepło właściwe C_w , przewodność cieplna λ) stali X10CrMoVNb9-1(P 91).

Zdefiniowany model numeryczny posłużył do analizy zjawiska pełzania w wybranym elemencie konstrukcyjnym komory wylotowej SH3. W wyniku obciążenia ciśnieniem wewnętrznym o wartości 28,4 MPa oraz ze względu na podniesienie temperatury komory od wartości 20°C do 569°C dochodzi w niej do powstania naprężeń. Rozkład sumarycznych zredukowanych naprężeń według hipotezy HMH w kolektorze wylotowym pokazano na rys. 9a, a rozkład zredukowanych odkształceń sprężystych według hipotezy HMH w na rys. 9b.

Maksymalne sumaryczne naprężenia zredukowane występują na powierzchni wewnętrznej na krawędziach otworów pod króćce wlotowe, a ich wartość dochodzi do 207 MPa. Naprężenia są mniejsze od granicy plastyczności i dlatego nie pojawiają się odkształcenia plastyczne.



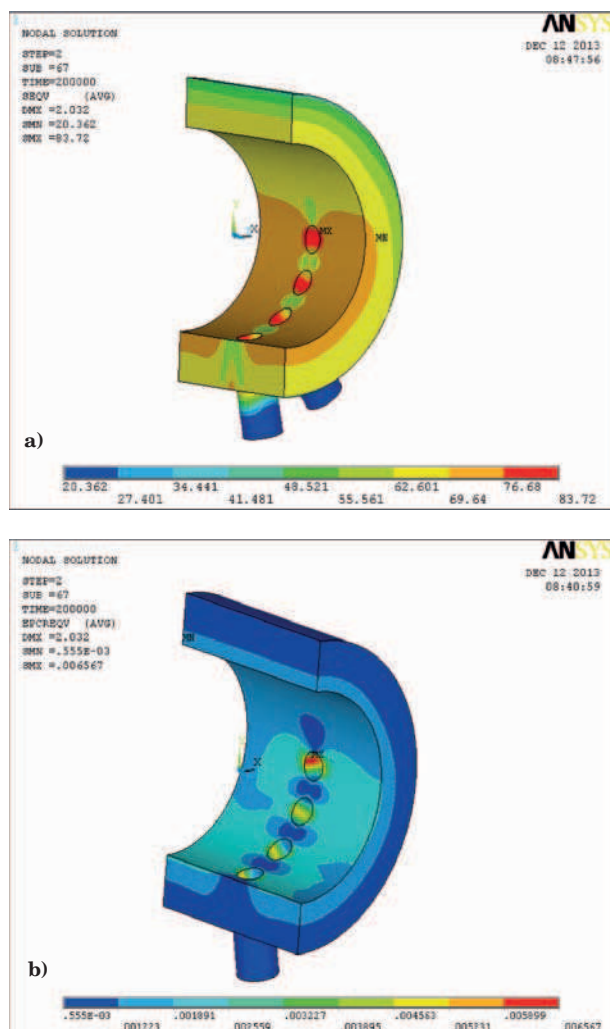
Rys. 9. Rozkład na wewnętrznej powierzchni komory wylotowej III^o przegrzewacza pary wykonanej ze stali X10CrMoVNb9-1(P 91): a) sumarycznych naprężeń zredukowanych w MPa, b) zredukowanych odkształceń sprężystych w %

Fig. 9. Distribution of stresses on the internal surface of 3rd stage steam superheater outlet chamber made of X10CrMoVNb9-1 (P91) steel: a) total reduced stresses in MPa, b) reduced elastic strains in %

Natomiast maksymalne zredukowane odkształcenie sprężyste występuje na powierzchni wewnętrznej krawędzi otworów pod króćce wlotowe, a jego wartość dochodzi do 0,13%.

6. SYMULACJA PRACY I WYZNACZANIE TRWAŁOŚCI EKSPLOATACYJNEJ WYBRANYCH ELEMENTÓW CZĘŚCI CIŚNIENIOWEJ KOTŁA

Opracowane modele pełzania badanych stali omówione w rozdziale 5 opracowania umożliwiły przeprowadzenie symulacji pracy przez okres 200 tysięcy godzin wybranych elementów konstrukcyjnych przegrzewacza pary pracujących w warunkach pełzania w kotle o nadkrytycznych parametrach pracy wymienionych w rozdziale 6 opracowania. Uzyskane wyniki symulacji na przykładzie komory wylotowej przegrzewacza pary III^o w postaci graficznej pokazano na rys. 10 [30].

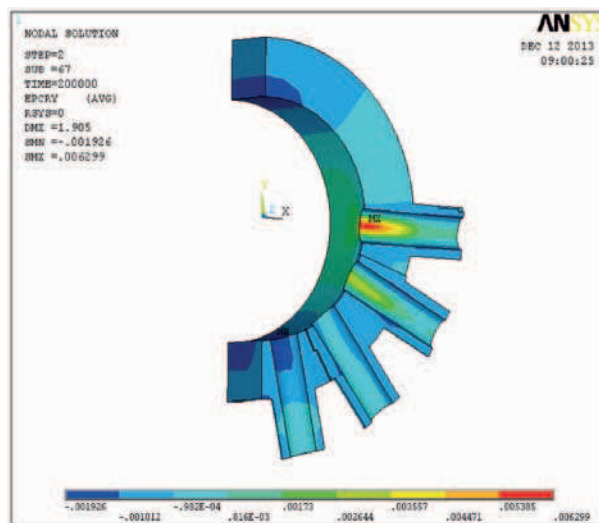


Rys. 10. Prognozowany rozkład na wewnętrznej powierzchni komory wylotowej III^o pary pierwotnej wykonanej ze stali X10CrMoVNb9-1 (P 91) po 200 tysiącach godzin pracy: a) sumarycznych naprężeń zredukowanych w MPa, b) zredukowanych odkształceń pełzania w %

Fig. 10. Forecast distribution of stresses on the internal surface of 3rd stage primary steam superheater outlet chamber made of X10CrMoVNb9-1 (P91) steel after 200 thousand hours: a) total reduced stresses in MPa, b) reduced creep strains in %

Na rys. 10a pokazano rozkład zredukowanych naprężeń sumarycznych w modelowanym fragmencie płaszcza komory po 200 tysiącach godzin pracy, a rozkład zredukowanych odkształceń pełzania w chwili 200 tys. godzin na rys. 10b. Maksymalna wartość naprężeń pojawia się na powierzchni wewnętrznej i zbliża się do 84 MPa. Obniżenie naprężeń jest skutkiem wzrostu odkształceń wywołanych zjawiskiem pełzania. Maksymalne zredukowane odkształcenie pełzania (Rys. 10b) wynosi około 0,65%. Stanowi ono główną część maksymalnego zredukowanego odkształcenia całkowitego, które osiąga wartość około 0,70%. Analiza składowych stanu odkształceń pełzania w punkcie ich koncentracji pozwala stwierdzić, że koncentracja ta jest spowodowana głównie przez odkształcenie obwodowe. Wielkość tego odkształcenia w postaci graficznej ujawniono na rys. 11. Występuje ono w miejscu koncentracji naprężeń na wewnętrznej powierzchni komory.

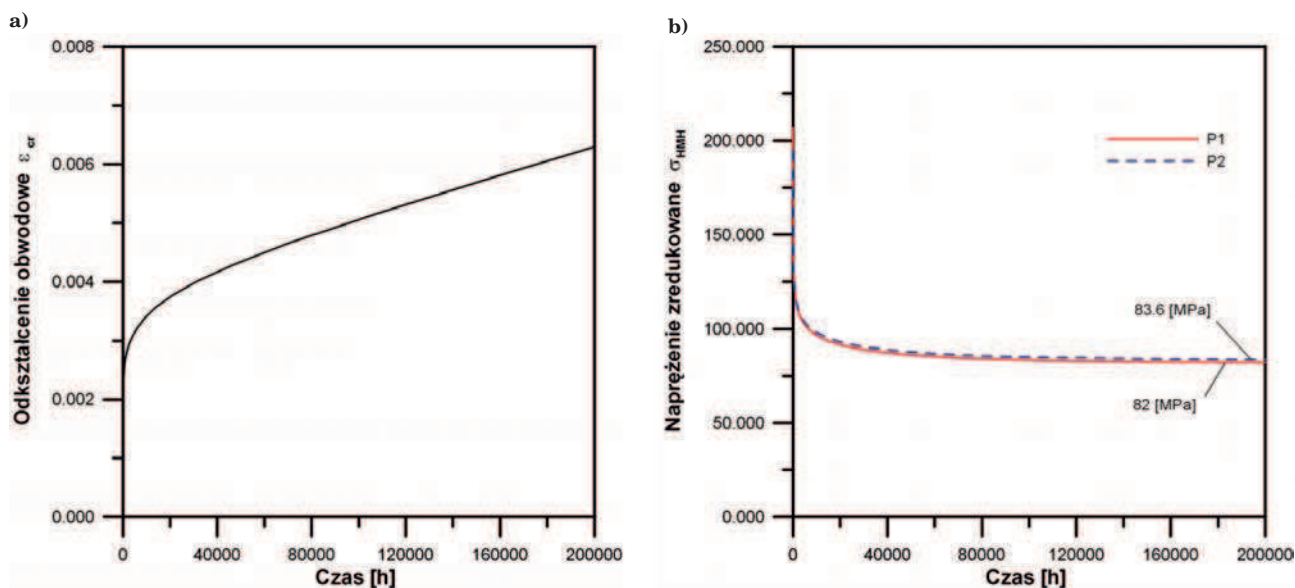
Prognozowane wielkości tego odkształcenia mogą być odczytane z rys. 11 (szczególnie w miejscu koncentracji naprężeń na wewnętrznej powierzchni komory) pokazującym w postaci graficznej rozkład odkształceń pełzania w kierunku osi y na wewnętrznej powierzchni analizowanej komory wylotowej ze stali X10CrMoVNb9-1 (P 91) po 200 tys. godzin eksploatacji w założonej temperaturze obliczeniowej $T_0 = 569^{\circ}\text{C}$ i przy ciśnieniu obliczeniowym $p_0 = 28,4$ MPa.



Rys. 11. Prognozowany rozkład odkształceń pełzania w kierunku osi y na wewnętrznej powierzchni komory wylotowej pary pierwotnej III^o wykonanej ze stali X10CrMoVNb9-1 (P91) po 200 tysiącach godzin pracy

Fig. 11. Forecast distribution of creep strains towards axis y on the internal surface of 3rd stage primary steam superheater outlet chamber made of X10CrMoVNb9-1 (P91) steel after 200 thousand hours

Analiza numeryczna pozwoliła również na prognozowanie przebiegu obwodowego odkształcenia pełzania w punkcie koncentracji naprężeń na powierzchni wewnętrznej analizowanej komory wylotowej przegrzewacza pary w zależności od czasu od pokazano na rys. 12a. Natomiast prognozowany przebieg maksymalnego naprężenia zredukowanego zlokalizowanego w miejscu koncentracji naprężeń na wewnętrznej powierzchni analizowanej komory wylotowej od czasu eksploatacji pokazano na rys. 12b.



Rys. 12. Prognozowany przebieg w miejscu koncentracji naprężeń na wewnętrznej powierzchni komory wylotowej wykonanej ze stali X10CrMoVNb9-1 (P91) w zależności od czasu eksploatacji do 200 tys. godzin: a) obwodowych odkształceń pełzania w %, b) sumarycznych naprężeń zredukowanych w MPa

Fig. 12. Forecast course of stresses in the area of stress concentration on the internal surface of outlet chamber made of X10CrMoVNb9-1 (P91) steel depending on the time of operation for up to 200 thousand hours: a) circumferential creep stresses in %, b) total reduced stresses in MPa

Przeprowadzona analiza potwierdziła możliwość gwarantowania bezpiecznej pracy badanej komory wylotowej przez czas do 200 tysięcy godzin przy stałym obciążeniu zgodnym z parametrami obliczeniowymi. Gwarantuje to największe prognozowane trwałe odkształcenie obwodowe w wyniku pełzania, które nie przekroczy dopuszczalnej wielkości 1%. Charakter przebiegu maksymalnego naprężenia zredukowanego zlokalizowanego w miejscu koncentracji naprężeń na wewnętrznej powierzchni analizowanej komory wylotowej przeprowadzono poprzez analizę zmian dwóch blisko siebie położonych punktów; P1 i P2. W punkcie P1 maksymalne naprężenie osiągnięte jest w początkowym okresie pełzania, a w punkcie P2 dla okresu czasu większego od 150 godzin. W początkowym okresie naprężenie szybko spada, aby potem asymptotycznie dążyć do wartości bliskiej 82 MPa.

Również zaproponowano sposób prognozowania trwałości eksploatacyjnej elementów pracujących w warunkach pełzania. Proponowany sposób omówiono na przykładzie analizowanej powyżej komory wylotowej przegrzewacza pary przeznaczonej do pracy w warunkach pełzania.

Ponieważ w analizie założono ciągłą pracę komory w temperaturze 569°C, to trwałość tego elementu wyznaczono z parametrycznej krzywej Larsona-Millera czasowej wytrzymałości na pełzanie (16) [33]. Parametr Larsona-Millera jest definiowany jako funkcja temperatury i czasu do zniszczenia o postaci:

$$L \cdot M = T_e (C + \log t_r) \quad (16)$$

gdzie:

- $L \cdot M$ – parametr Larsona-Millera,
- T_e – temperatura eksploatacji w K,
- t_e – wymagany czas do zniszczenia,
- C – stała materiałowa

Dla wymaganego poziomu naprężenia z parametrycznej krzywej wytrzymałości na pełzanie można wy-

znaczyć wartość parametru Larsona-Millera. Z wyznaczonej wartości parametru można natomiast, dla wymaganej temperatury eksploatacyjnej, wyliczyć możliwy czas eksploatacji do zniszczenia. Na jego podstawie można określić prognozowaną trwałość rozporządzalną będącą maksymalnym czasem bezpiecznej eksploatacji. Dla analizowanej komory wylotowej ze stali X10CrMoVNb9-1 (P91) dla naprężenia $\sigma_e = 82$ MPa wyznaczony z parametrycznej krzywej $L \cdot M$ wytrzymałości na pełzanie wynosi $L \cdot M = 33\,616$. Natomiast wyliczona z wartości wyznaczonego parametru trwałość eksploatacyjna do zniszczenia w temperaturze $T_e = 569^\circ\text{C}$ wynosi 8 250 000 godzin. Natomiast trwałość rozporządzalna wynosi 4 950 000 godzin. Zużycie spowodowane pełzaniem podczas 200 tysięcy godzin pracy kolektora wylotowego wykonanego ze stali X10CrMoVNb9-1 (P91) wynosi natomiast 2,36%.

W przedstawionej analizie założono, że temperatura komory jest cały czas równa 569°C, a ciśnienie czynnika cały czas wynosi 28,4 MPa. W rzeczywistych warunkach pracy komory pojawiają się cykle związane z jego nagrzewaniem i ochładzaniem, które mogą i powodują zwiększenie zużycia i znaczne obniżenie trwałości eksploatacyjnej, rozumianej jako dostępny bezpieczny czas pracy elementu. Ich wpływ omówiono we wcześniejszej publikacji [2].

7. WNIOSKI

Przeprowadzone badania i uzyskane wyniki pozwoliły na sformułowanie następujących wniosków:

1. Zbudowanie matematycznego modelu pełzania pozwoliło na opracowanie modeli odkształcenia pełzania w funkcji czasu i naprężenia dla wszystkich trzech analizowanych stali; X10CrMoVNb9-1 (P91), X12CrCoWVNb12-2-2 (VM12SHC) i X10CrNiCuNb18-9-3 (Super 304H). Zaproponowane mo-

- dele bardzo dobrze aproksymują dane doświadczalne dla analizowanych w projekcie stali (Rys. 1–7)
- Analiza wyężenia wybranych elementów konstrukcyjnych o zróżnicowanej geometrii, a w szczególności: komory wylotowej wykonanej ze stali X10CrMoVNb9-1 (P91), przegrzewacza SH3 wykonanego ze stali X12CrCoWVNb12-2-2 oraz przegrzewacza SH3 wykonanego ze stali X10CrNiCuNb18-9-3, przeprowadzona z wykorzystaniem metody elementów skończonych pozwoliła na wskazanie miejsc koncentracji naprężeń w tych elementach konstrukcyjnych (Rys. 9).
 - Wyniki modelowania są istotną wskazówką przy podejmowaniu decyzji o miejscach kontroli pracy podczas eksploatacji elementów części ciśnieniowej kotłów pracujących w warunkach pełzania, a wykonanych z badanych stali.
 - Przeprowadzona analiza numeryczna pozwoliła na określenie rozkładu odkształceń i naprężeń w nowych elementach konstrukcyjnych oraz będących w eksploatacji, w których jest już widoczny wpływ postępującego procesu pełzania (Rys. 9, 10).
 - Przeprowadzona analiza pozwoliła na symulację pracy wybranych elementów krytycznych w czasie znacznie przekraczającym czas przeprowadzonych prób pełzania. Modelowano pracę elementów urządzeń do 200 000 godzin, podczas gdy najdłuższe próby pełzania zrealizowane w ramach projektu trwały około 25 000 godzin (Rys. 11, 12).
 - Dla wszystkich zamodelowanych elementów konstrukcyjnych uzyskano maksymalne zredukowane odkształcenia pełzania o wartościach mniejszych od 1%. Potwierdziło to ich bezpieczną pracę przy stałej temperaturze i stałym obciążeniu do 200 000 godzin.
 - Dla wszystkich zamodelowanych elementów konstrukcyjnych zaobserwowano w funkcji czasu eksploatacji wzrost odkształceń pełzania oraz spadek maksymalnych sumarycznych naprężeń.
 - Zaproponowano sposób wyznaczania trwałości eksploatacyjnej przy założeniu stałej temperatury pracy i stałej wartości ciśnienia pary we wnętrzu tych elementów. Dla wszystkich analizowanych elementów konstrukcyjnych wyznaczono ich zużycie spowodowane zjawiskiem pełzania powstałe przez okres numerycznie modelowanej pracy.
 - Przedstawione w projekcie charakterystyki materiałowe i opracowane na ich podstawie analizy numeryczne pokazują przykłady praktycznych zastosowań opracowanych modeli pełzania.
 - Uzyskane wyniki będą wykorzystywane do prowadzenia prawidłowej oceny trwałości i trwałości rozporządzalnej elementów części ciśnieniowej kotłów pracujących w warunkach pełzania, jak i w ocenie i prognozowaniu trwałości resztkowej i resztkowej trwałości rozporządzalnej elementów będących w eksploatacji, które przekroczyły założony obliczeniowy czas pracy.
- Wyniki zamieszczone w publikacji zostały uzyskane w ramach badań współfinansowanych przez Narodowe Centrum Badań i Rozwoju na podstawie umowy NR15 0060 10/2011 – Projekt: „Ocena zachowania się i prognoza długotrwałej pracy stali nowej generacji na elementy kotłów eksploatowanych powyżej temperatury granicznej”.**

LITERATURA

- Dobrzański J., Duda P., Purzyńska H., Mirecki L., Zieliński A.: Projekt rozwojowy NR 15 0060 10, Ocena zachowania się i prognoza długotrwałej pracy stali nowej generacji na elementy kotłów eksploatowanych powyżej temperatury granicznej; Sprawozdanie merytoryczne z wykonanych badań przemysłowych (stosowanych) i prac rozwojowych, Gliwice 2013, niepublikowane
- Dobrzański J., Zieliński A., Purzyńska H., Mirecki L.: Charakterystyki materiałowe i metodologia oceny stanu wybranych stali nowej generacji elementów kotłów o nadkrytycznych parametrach pracy, Prace IMŻ, t. 66, nr 3, 2014, s. 13-28
- Dobrzański J.: Nowej generacji martenzytyczne stale 9–12% Cr do pracy w warunkach pełzania na elementy krytyczne części ciśnieniowej kotłów energetycznych o nadkrytycznych parametrach pracy, Prace IMŻ, T 63, 2011, s 1-13
- Hernas A. i inni: Materiały i Technologie do budowy kotłów nadkrytycznych i spalarni odpadów, Praca zbiorowa pod redakcją A. Hernasa, Katowice 2009
- Hernas A. i inni: Materiały i technologie stosowane w budowie kotłów o parametrach nadkrytycznych o temperaturze pary do 700°C, Praca zbiorowa pod redakcją A. Hernasa, Gliwice 2013
- Dobrzański J., Zieliński A., Hernas A.: Struktura i własności nowych stali żarowytrzymałych o podstawie ferrytycznej, Materiały i Technologie do budowy kotłów nadkrytycznych i spalarni odpadów, Praca zbiorowa pod redakcją A. Hernasa, Katowice 2009, s. 48-49
- Hernas A., Dobrzański J.: Trwałość i niszczenie elementów kotłów i turbin parowych, Wydawnictwo Politechniki Śląskiej, Gliwice, 2003
- Dobrzański J.: Materiałoznawcza interpretacja trwałości stali dla energetyki, Wyd. Open Access Library, Volume 3, 2011
- Kowalewski Z.L.: Pełzanie metali. Techniki badań, mechanizmy i przykładowe wyniki. Biuro Gamma. Warszawa 2005
- Kowalewski Z. L.: Zjawisko pełzania metali. Eksperyment i modelowanie. Wydawnictwo Instytutu Podstawowych Problemów Techniki, PAN, Warszawa 2005
- Chmielniak T., Kosman G., Rusin A.: Pełzanie elementów turbin cieplnych, Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, Warszawa 1990
- Duda P.: Monitorowanie cieplno-wytrzymałościowych warunków pracy ciśnieniowych elementów urządzeń energetycznych. Monografia nr 305, Politechnika Krakowska, Kraków 2004
- Seon-Jin Kim, Yu-Sik Kong, Young-Jin Roh, Woo-Gon Kim: Statistical properties of creep rupture data distribution for STS304 stainless steels. Mater. Sci. Eng. 483-484A, 2008, pp. 529-532
- Farris J.P., Lee J.D., Harlow D.G., Delph T.J.: On the scatter in creep rupture times. Metall. Mater. Trans. A 21, 1990, pp. 345-352
- Harlow D.G., Delph T.J.: Creep Deformation and Failure: Effects of Randomness and Scatter. J. Eng. Mater. Tech.-T. ASME 122, 2000, pp. 342-347
- Harlow D.G., Delph T.J.: A computational probabilistic model for creep-damaging solids. Comp. and Struct. 54, 1995, pp. 161-166
- Davies R.B., Hales R., Harman J.C., Holdsworth S.R.: Statistical Modeling of Creep Rupture Data. J. Eng. Mater. Tech.-T. ASME 121, 1999, pp. 579-591

18. Hayhurst D.R.: The effects of test variables on scatter in high-temperature tensile creep-rupture data. *Int. J. Mech. Sci.* 16, 1974, pp. 829-841
19. Taler J., Węglowski B., Zima W., Grądziel S., Zborowski M.: Analysis of Thermal Stresses in a Boiler Drum During Start-up, *Transactions of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology*, Vol.121, pp.84-93, February 1999
20. Duda P., Taler J., Roos E.: Inverse Method for Temperature and Stress Monitoring in Complex-Shape-Bodies, *Nuclear Engineering and Design*, 227, (2004), pp. 331-347
21. Duda P., Osocha P., Grądziel S., Węglowski B., Monitoring of Thermal-Strength State In Thick-Walled Pressure Elements, *Heat Transfer and Renewable Sources of Energy 2004*, J. Mikielewicz and W. Nowak (editors), pp.485-492
22. ANSYS User's Manual, Revision 5.7 A
23. Garofalo F., Whitmore R.W., Domis W.F., Gemmingen F.: Creep and creep-rupture relationships in an austenitic stainless steel. *Trans. Metall. Soc. AIME* 221, 1961, pp. 310-319
24. Nowak K.: Uncertainty of lifetime for CAFE creep damage model. *Computer Methods in Materials Science* 11, 2011, pp. 315-323
25. Chrzanowski M., Nowak K.: Opis zniszczenia mieszanego w warunkach pełzania przy pomocy automatów komórkowych. *Acta Mechanica et Automatica* 4, 2010, pp. 29-36
26. Evans M.: Statistical properties of the failure time distribution for 0.5Cr0.5Mo0.25V steels. *J. Mater. Proc. Techn.* 54, 1995, pp. 171-180
27. Whitmarsh Ch.L.: Method for calculating allowable creep stress in linearly increasing stress environment, *NASA Technical Note, NASA TN D-4352*, January 1968
28. Jakowluk A., *Procesy pełzania i zmęczenia w materiałach*, WNT, Warszawa 1993
29. Monkman F.C., Grant N.J.: *Proc. ASTM*, 56 1956, 593
30. Povolo F.: Comments on the Monkman-Grant and modified Monkman-Grant relationships, *Jurnal of materials science* 20, 1985, s. 2005-2010
31. Phaniraj C., Choudhary B.K., Bhanu Sankara Rao K., Baldev Raj: Relationship between time to reach Monkman-Grant ductility and rupture life, *Scripta Materialia* 48, 2003, s. 1313-1318
32. PN-EN 12952-4/2002, *Kotły wodnorurowe i urządzenia pomocnicze. Część 4: Obliczenia oczekiwanej trwałości kotłów podczas eksploatacji*
33. Larson F.R., Milller J. : *Trans ASME*, 74, 1952, 765