改良 9Cr-1Mo 鋼のラチェット変形挙動の温度依存性のモデル化[†]

屋 口 正 次* 高 橋 由 紀 夫*

Modeling of Temperature Dependence of Ratchetting Deformation Behavior of Modified 9Cr-1Mo Steel

by

Masatsugu YAGUCHI* and Yukio TAKAHASHI*

The previous inelastic constitutive model developed by the authors for modified 9Cr-1Mo steel at 550°C was extended to apply to ratchetting deformation analysis in the temperature range between 200°C and 600°C. A kinematic hardening rule was changed from OW I to OW III model to improve accuracy of prediction of ratchetting deformation at lower temperatures, and evolutionary laws for cycle dependent variables were also modified to express cyclic hardening behavior observed at lower temperatures. Constants involved in the constitutive model were determined for each temperature based on the results of monotonic and cyclic loading tests. The extended constitutive model was applied to simulations of inelastic behavior under various loading conditions, including isothermal and anisothermal cyclic deformation and ratchetting deformation. It was demonstrated that the extended constitutive model is able to describe not only the ratchetting behavior but also the other inelastic behaviors including the anisothermal cyclic deformation with good accuracy.

Key words: Ratchetting deformation behavior, Inelastic constitutive model, Modified 9Cr-1Mo steel, Ohno-Wang model, Anisothermal cyclic deformation

1 緒 言

高温構造物の非弾性解析において考慮すべき重要な評価対象の一つにラチェット変形挙動がある。ラチェット変形に関する研究は、近年、極めて盛んに行われており、^{1)~12)} Armstrong-Frederick モデル¹³⁾や二曲面モデル^{14)~15)}は多くの材料に対してラチェット挙動を過大評価する傾向にあること、^{2)~5)} ステンレス鋼の高温下に対しては Ohno-Wang (OW) モデル⁶⁾が既存の構成モデルの中で最も妥当な予測を与えること、^{16)~18)} 等が明らかとなってきた。

著者らは、フェライト系の代表的な高温構造材料である改良 9Cr-1Mo 鋼の非弾性構成モデル開発に関する研究を進めている。^{19)~21)} 既報²²⁾では本材料を用いて 550°C で単軸および多軸ラチェット変形試験を系統的に実施し、ラチェット変形は負荷時間や繰返し軟化等に強く依存することを明らかにした。また、単軸ラチェット変形試験においては、平均応力がゼロ近傍でもラチェット変形が顕著に進行するという特異な非弾性挙動が観察された。単調圧縮変形試験を行ったところ圧縮下の方が引張り下よりも高い変形抵抗を示したことより、引張圧縮非対称性と繰返し軟化挙動の二つが複合して単軸平均応力ゼロ近傍でラチェット変形が生じたものと推測された。さらに、先に著者らが提案した構成モデル²¹⁾および OW モデル²³⁾を本ラチェット試験結果に適用したところ、いずれのモデルもその予測精度は十分とは言えないことが分かった。

このため、ラチェット変形の予測精度向上を目指して、前報で²⁴⁾は、先に著者らが提案した構成モデル²¹⁾および

OW モデル²³⁾をベースとして、引張りと圧縮の非対称性を考慮した非弾性構成モデルを提案した。本構成モデルを用いて改良 9Cr-1Mo 鋼の 550°C におけるラチェット変形の数値シミュレーションを行った結果、偏差応力の第 2 不変量 (J_2) 依存型構成モデルでは定性的にも予測が困難である単軸平均応力ゼロ付近での特異な挙動も含めて、ラチェット変形を概ね妥当な精度で予測することができた。

一方、実構造物は複雑な温度分布および温度履歴を受けるため、その非弾性解析に際しては使用する構成式に温度および温度履歴依存性を導入する必要がある。

そこで、本研究では、改良 9Cr-1Mo 鋼の一般的な使用温度範囲である 200 ~ 600°C へと前報の非弾性構成モデルを拡張し、広範囲の温度下におけるラチェット変形挙動の評価について検討する。さらに、温度変動を伴う繰返し変形挙動に対する予測精度についても検討する。

2 200 ~ 600°C における非弾性変形挙動

本研究では、改良 9Cr-1Mo 鋼を用いて 200°C ~ 600°C の温度領域で、単調圧縮変形試験およびラチェット変形試験を実施した。本温度領域における速度/時間依存性、等温繰返し変形特性、温度・温度履歴依存性については、既報^{19)~21)}を参照されたい。

2・1 単調圧縮変形試験

単調圧縮変形試験は、550°C で観察された引張圧縮非対称性²²⁾が他の温度条件下においても見られるか否かを検討するため実施した。

[†] 本報を「改良 9Cr-1Mo 鋼のラチェット変形解析 (第 3 報)」(Ratchetting Deformation Analysis of Modified 9Cr-1Mo Steel, III) とする。

また、前報は材料 50 巻 11 号 1241 頁 (2001) に掲載済である。

原稿受理 平成 13 年 5 月 11 日 Received May 11, 2001

* 正 会 員 (財)電力中央研究所 〒201-8511 狛江市岩戸北, Cent. Res. Ins. Elec. Pow. Ind., Iwado kita, Komae, 201-8511

供試材および試験片は既報^{19)~22)}と同一のものである。素材は板材 (1000 × 1000 × 50mm) であり、焼ならし (1060℃, 1時間)、焼もどし (760℃, 1時間) 後、溶接後熱処理 (740℃, 8.4時間) を供した。試験には、平行部 16mm、標点間距離 10mm、平行部直径 10mm の中実丸棒試験片を用いた。

試験機は電気機械式引張圧縮疲労試験機を用いた。加熱は高周波誘導加熱方式であり、温度は標点間中央部にスポット溶接した熱電対により制御した。

試験温度は、200℃, 400℃, 500℃および600℃の4条件である。制御方式はひずみ制御であり、所定のひずみ速度で単調圧縮変形をひずみ-1.5%まで負荷した。ここで、ひずみ速度は 10^{-6}s^{-1} ~ 10^{-3}s^{-1} の範囲内である。

試験温度 200℃, ひずみ速度 10^{-3}s^{-1} の条件について、単調圧縮下の応力ひずみ曲線を単調引張データ¹⁹⁾と比較した結果を Fig. 1 に示す。ここで、縦軸は真応力の絶対値、横軸は対数ひずみの絶対値であり、シンボルは実験結果、ラインは後述するモデルによる計算結果である。弾性域では引張りと圧縮とで差異は見られないが、非弾性域では圧縮下の方が引張り下よりも 15MPa 程度、応力の絶対値が大きい。

本研究で実施した試験の範囲内では、温度が 400℃以下またはひずみ速度が 10^{-4}s^{-1} 以上の場合には 10 ~ 20MPa ほど圧縮下の方が引張り下よりも高い変形抵抗を示すが、温度が 500℃以上かつひずみ速度が 10^{-5}s^{-1} 以下の場合には引張圧縮非対称性が小さくなる傾向が見られた。この引張圧縮非対称性のひずみ速度依存性は、すでに 550℃で観察された結果²²⁾と同様の傾向である。なお、非弾性変形特性の引張圧縮非対称性は、これまでも、高張力鋼²⁵⁾や Ni 基合金²⁶⁾、チタン合金²⁷⁾ など他の材料でも報告されている。

2.2 ラチェット変形試験

供試材、試験片および試験機は単調圧縮変形試験に用いたものと同一である。試験温度は 200℃, 400℃, 500℃, 600℃の4条件であり、単軸条件下において公称応力制御でラチェット試験を実施した。応力速度 50MPa/s の条件下で、各温度条件ごとに最大応力と応力比 (= 最小応力/最大応力) を試験パラメータとして応力波形を設定した。ここで、最大応力の範囲は 350 ~

550MPa、応力比の範囲は-1.04 ~ -0.57 である。試験条件の詳細については文献²⁸⁾を参照されたい。

温度 200℃におけるラチェット変形試験の結果を Fig. 2 に示す。ここで、縦軸は最大ひずみが 2.0% に到達した繰返数、横軸は応力比である。最大応力の影響を見ると、同一の応力比に対しては最大応力が大きいほど 2.0% 到達繰返数は短くラチェット変形が顕著に生じている。応力比の影響については、同一の最大応力に対しては応力比が -1 に近いほど 2.0% 到達繰返数は短くなる傾向がある。応力比が -1, すなわち、平均応力ゼロの条件下でのラチェット変形の進行は 550℃での試験結果²²⁾と同一であり、 J_2 型塑性理論では予測されない特異な非弾性挙動である。なお、他の金属材料の応力比-1でのラチェット挙動に関しては、SUS304 鋼を用いて室温および 650℃で試験を実施したところ、いずれの温度下でもラチェット変形はほとんど進行しなかったことが Yoshida^{29), 30)}より報告されている。

200℃以外の温度条件下 (400℃, 500℃, 600℃) でのラチェット試験においても、同様な試験結果が得られた。すなわち、同一応力比に対しては最大応力が大きいほど、同一最大応力に対しては応力比が-1に近いほど、大きなラチェット変形が観察された。

3 非弾性構成モデルの拡張

3.1 従来モデルの概要

本節では、前報²⁴⁾で改良 9Cr-1Mo 鋼の 550℃におけるラチェット変形挙動を対象に提案した非弾性構成モデルの概要を述べる。

前報の構成モデルは、先に著者らが提案した構成モデル²¹⁾および OW モデル²³⁾をベースとして、引張圧縮非対称性が表現できるように応力の第 1 不変量 I_1 を粘塑性ポテンシャル G に導入している点、および、繰返し軟化にひずみ範囲依存性を導入している点が主な特徴である。なお、金属材料の非弾性変形に関する I_1 の影響については、理論的^{31), 32)}および実験的研究^{26), 33)}がこれまでも幾つか報告されている。

モデルの構成を以下に示す。ここで、太字は 2 階のテンソルを表す。

- 全ひずみ $\boldsymbol{\varepsilon}$

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}_e + \boldsymbol{\varepsilon}_{in} \quad (1)$$

Fig. 1. Simulations of tension-compression asymmetric monotonic loading curves at 200℃.

Fig. 2. Results of ratchetting deformation test at 200℃.

- 弾性ひずみ ϵ_e

$$\epsilon_e = \frac{1+\nu}{E} \sigma - \frac{\nu}{E} (tr \sigma) \mathbf{I} \quad (2)$$

- 非弾性ひずみ ϵ_{in}

- A) 流れ則

$$\dot{\epsilon}_{in} = \frac{\partial G}{\partial \sigma} \quad (3)$$

$$= \dot{\epsilon}_{in[dev]} + \dot{\epsilon}_{in[m]} \quad (4)$$

$$= \frac{3}{2} \dot{p} \frac{\sigma' - \mathbf{X}'}{J(\sigma - \mathbf{X})} + \dot{p} \frac{J_m(\sigma)}{|tr \sigma|} \mathbf{I} \quad (5)$$

ここで

$$G = \frac{D}{n+1} \left\langle \frac{J(\sigma - \mathbf{X}) + J_m(\sigma) - \sigma_a}{D} \right\rangle^{n+1} \quad (6)$$

$$\dot{p} = \left\langle \frac{J(\sigma - \mathbf{X}) + J_m(\sigma) - \sigma_a}{D} \right\rangle^n \quad (7)$$

$$J(\sigma - \mathbf{X}) = \sqrt{\frac{3}{2}} (\sigma' - \mathbf{X}') : (\sigma' - \mathbf{X}') \quad (8)$$

$$J_m(\sigma) = \eta |tr \sigma|^l \text{sgn}(tr \sigma) \quad (9)$$

- B) 背応力 $\mathbf{X}$

$$\mathbf{X} = \sum_{i=1}^8 \mathbf{X}_i \quad (10)$$

$$\dot{\mathbf{X}}_i = \zeta_i \left\{ \frac{2}{3} r_i \dot{\epsilon}_{in[dev]} - H(f_i) \left\langle \dot{\epsilon}_{in[dev]} : \frac{\mathbf{X}_i}{J(\mathbf{X}_i)} \right\rangle \mathbf{X}_i \right\} - \gamma_i \{J(\mathbf{X}_i)\}^{m-1} \mathbf{X}_i \quad (11)$$

$$f_i = (J(\mathbf{X}_i))^2 - r_i^2 \quad (12)$$

- C) 時効応力 σ_a

$$\dot{\sigma}_a = b(\sigma_{as} - \sigma_a) \dot{p} \quad (13)$$

$$b = b_r \quad \text{for } \sigma_{as} - \sigma_a < 0 \quad (14)$$

$$b = b_h \quad \text{for } \sigma_{as} - \sigma_a \geq 0 \quad (15)$$

$$\sigma_{as} = \left\langle A + B \log_{10} \dot{p} \right\rangle \quad (16)$$

- D) 軟化指標曲面 g

$$g = \frac{2}{3} (\epsilon_{in[dev]} - \beta) : (\epsilon_{in[dev]} - \beta) - \rho^2 = 0 \quad (17)$$

$$\dot{\beta} = \sqrt{\frac{3}{2}} \dot{\rho} \mu \quad (18)$$

$$\dot{\rho} = \frac{1}{\sqrt{6}} \mu : \dot{\epsilon}_{in[dev]} \quad (19)$$

$$\mu = \frac{\epsilon_{in[dev]} - \beta}{(\epsilon_{in[dev]} - \beta) : (\epsilon_{in[dev]} - \beta)} \quad (20)$$

$$\beta = \epsilon_{in[dev]}, \rho = 0 \quad \text{if } \mu : \dot{\epsilon}_{in[dev]} \leq 0 \quad (21)$$

- E) 繰返し軟化

$$r_i = r_i^0 - r_i^s \quad (22)$$

$$\dot{r}_i^s = C \langle \bar{r}_i^s - r_i^s \rangle^q \dot{p} \quad (23)$$

$$\dot{\bar{r}}_i^s = \langle h_i(\rho) - \bar{r}_i^s \rangle \quad (24)$$

$$\bar{r}_i^s = \tilde{r}_i^s, \tilde{r}_i^s = 0 \quad \text{if } \mu : \dot{\epsilon}_{in[dev]} \leq 0 \quad (25)$$

ここで、 σ は応力テンソルであり、 $\epsilon_{in[dev]}$ は非弾性ひずみの偏差成分、 $\epsilon_{in[m]}$ は $(tr \epsilon_{in})/3$ で定義される平均非

弾性ひずみを表すテンソルである。時効応力 σ_a はひずみ速度変動試験の結果に基づき著者らが提案した内部状態変数であり、動的ひずみ時効の効果を表現する。¹⁹⁾ $\mathbf{I}$ は 2 階の単位テンソルであり、 β , ρ は軟化指標曲面 g の中心および半径である。 r_i^s は繰返し軟化の進行具合を表す内部変数であり、 $\tilde{r}_i^s$ は r_i^s のひずみ範囲依存性を表現するための変数である。 h_i は ρ の関数であり、繰返し軟化の飽和値を規定する。 ν はポアソン比、 E はヤング率である。 $D, n, m, A, B, b_r, b_h, C, q, l, \eta, \gamma_i, \zeta_i, r_i^0$ ($i = 1 \sim 8$) は材料定数である。 $\cdot$ は時間微分であり、 $'$ は偏差成分を、 $:$ は 2 階のテンソル間の内積を、 sgn は符号関数を、 tr は跡を表す。 $\langle \rangle$ はマコーレ括弧であり、 $x \leq 0$ の場合、 $\langle x \rangle = 0$ 、 $x > 0$ の場合 $\langle x \rangle = x$ である。 H は Heaviside のステップ関数であり、 $x \geq 0$ の場合 $H(x) = 1$ 、 $x < 0$ の場合 $H(x) = 0$ である。本構成モデルの詳細については、前報²⁴⁾を参照されたい。

3・2 モデルの拡張

以下では、前報²⁴⁾の構成モデルを改良 9Cr-1Mo 鋼の 200 ~ 600°C における非弾性変形挙動に対して拡張する。

本温度範囲において、ラチェット変形を含む様々な試験結果^{19)~21)}に前報の構成モデルを適用したところ、400°C 以下 (低温側) の場合、以下に記す二つの非弾性挙動の評価が不十分であることが明らかとなった。なお、各温度での材料定数は前報と同様の手順により決定した値を用いた。

(1) 繰返し変形下での応力ひずみ曲線の形状

低温側での繰返し変形下における寿命中期の応力ひずみ曲線のシミュレーション結果の一例を Fig. 3 に示す。ここで、シンボルが実験結果、破線が前報のモデルによる計算結果である。ピーク応力は実験と計算が高い精度で一致しているが、応力ひずみ曲線の形状については実験結果と比べて計算結果は角張った形状となっている。

(2) ラチェット変形挙動

低温下でのラチェット変形のシミュレーション結果の代表例を Fig. 4 に示す。いずれの場合も、ラチェット変形を小さめに予測している。なお、最小応力が 450MPa の計算結果において、400 サイクル前後から急激なラチェット変形の進行が見られる。これは、主として、モデルのひずみ範囲依存型繰返し軟化特性に起因して生じた

Fig. 3. Simulations of stress-strain hysteresis loop at half-life at 200°C by previous model²⁴⁾ and present model.

Fig. 4. Simulations of ratchetting deformation at 200°C by previous constitutive model.²⁴⁾

ものである。

この二つの課題は、それぞれ以下の要因により生じたものと考えられる。

(1) 応力ひずみ曲線が角張った原因は、前報のモデルでは繰返し変形に伴いひずみ硬化率が低下するよう定式化されているのに対して、低温下では、予繰返し変形材の方が処女材よりも高いひずみ硬化率を示すためと考えられる（弾性領域は繰返し変形に伴い減少する）。したがって、この課題に対しては、繰返し変形に伴いひずみ硬化率が增大することも可能なようにモデルを修正する方法が考えられる。

(2) ラチェット変形を過小評価した原因は、前報のモデルでラチェット変形が進行する主因子である背応力の静的回復が、高温側と比べて低温側では小さいためと考えられる。ここで、静的回復とは時間に依存して生じる背応力の回復であり、一方、動的回復とは非弾性変形に依存して生じる背応力の回復である。^{3), 4)} 基本的に、静的回復特性は単調負荷データの速度/時間依存性に基づき決定するものであり、この特性をラチェット変形の計算結果にあわせて決定するのは不適切である。一方、最近、動的回復特性の最適化により定常的なラチェット変形を高精度で記述可能な移動硬化則が Ohno-Karim より提案された (OW III モデル)³⁴⁾ したがって、低温側でのラチェット変形の評価については、この OW III モデルを移動硬化則に採用する方法が考えられる。

以上の考察に基づき、200～600°Cの温度条件下に対して非弾性構成式を拡張した。変更部分は B) 背応力と E) 繰返し軟化に関する部分であり、それ以外の箇所については、前節に記したものと同一である。拡張後の B) と E) の構成を以下に示す。

B) 背応力 $\mathbf{X}$

$$\mathbf{X} = \sum_{i=1}^8 \mathbf{X}_i \quad (26)$$

$$\dot{\mathbf{X}}_i = \zeta_i \left\{ \frac{2}{3} r_i \dot{\epsilon}_{in[dev]} - \mu \mathbf{X}_i \dot{p} - H(f_i) \left(\dot{\lambda}_i \right) \mathbf{X}_i \right\} - \gamma_i \{ J(\mathbf{X}_i) \}^{m-1} \mathbf{X}_i + \frac{\mathbf{X}_i}{r_i^0} \frac{\partial r_i^0}{\partial T} \dot{T} \quad (27)$$

$$f_i = (J(\mathbf{X}_i))^2 - r_i^2 \quad (28)$$

$$\dot{\lambda}_i = \dot{\epsilon}_{in[dev]} : \frac{\mathbf{X}_i}{r_i} - \mu \dot{p} \quad (29)$$

E) 繰返し軟化

$$r_i = r_i^0 - r_i^s \quad (30)$$

$$\dot{r}_i^s = C |\bar{r}_i^s - r_i^s|^q \dot{p} \operatorname{sgn}(\bar{r}_i^s - r_i^s) \quad (31)$$

$$\dot{\bar{r}}_i^s = h_i(\rho) - \bar{r}_i^s \quad (32)$$

$$\bar{r}_i^s = \bar{r}_i^s, \bar{r}_i^s = 0 \quad \text{if} \quad \mu : \dot{\epsilon}_{in[dev]} \leq 0 \quad (33)$$

B) では、移動硬化則を OW I タイプ (式 (11)) から OW III タイプ (式 (27)) へと変更している。OW III モデルは定常的なラチェット変形挙動の記述を目的として提案された移動硬化則であり、Armstrong-Frederick モデル¹³⁾ と OW I モデル⁶⁾ を直列的に組合わせ、定数 μ で両者の重みを調整している。ここで、 $\mu = 1$ とすると Armstrong-Frederick モデルと等しくなり、 $\mu = 0$ とすると OW I モデルに帰着する。³⁴⁾ したがって、 μ の調整により動的回復特性の最適化が可能であり、低温側でのラチェット変形の予測精度向上が期待される。なお、式 (27) は、オリジナルの OW III モデルに静的回復項を導入したものである。また、本報では温度変動下も対象としているため、温度速度項^{21), 35)} も考慮している。

E) の箇所では、繰返し軟化挙動だけでなく繰返し硬化挙動も表現できるように、内部変数 r_i^s , $\bar{r}_i^s$ の発展則を、それぞれ、式 (23), (24) から式 (31), (32) へと修正した。式 (23) では r_i^s は繰返し軟化のみ可能なようにマコーレ括弧を用いていたが、式 (31) ではマコーレ括弧の代わりに絶対値と符号関数の積を用いることにより繰返し軟化と繰返し硬化の両者を記述可能とした。この繰返し硬化成分の導入により、繰返し変形下でのひずみ硬化率を調整することができる。

3.3 構成モデルの定数の決定

本モデルに含まれる材料定数は、ヤング率 E 、ポアソン比 ν の他に D , n , η , l , ζ_i , r_i^0 , γ_i ($i = 1 \sim 8$), m , b_r , b_h , A , B , C , q , μ である。また、関数 $h_i(\rho)$ も決定する必要がある。上記の中で、前節での拡張により新たに生じた材料定数は μ のみである。本研究では、 μ 以外の定数および $h_i(\rho)$ については、基本的に、各温度ごとに前報²⁴⁾ と同様の手順で決定した。ただし、温度に関する連続性やプログラミングといった実用性を念頭に置いて、背応力の成分数・折れ曲り点³⁴⁾ や指数はできる限り温度非依存と仮定して、飽和値や係数で非弾性挙動の温度依存性が表現できるように各定数の値を決定した。

一方、 μ は、定常的なラチェット変形を記述できるように動的回復特性を調整する定数であり、ラチェット変形のシミュレーション結果に基づき決定される。しかし、本研究で実施したラチェット変形試験の条件（温度：200～600°C、応力速度：50MPa/s 以下）では一般に動的回復に加えて静的回復も作用するため、ラチェット変形に対する動的回復の影響を適切に評価することが困難である。静的回復と動的回復の影響を分離して評価するためには、静的回復の影響が無視し得るような大きい負荷速度条件下でのラチェット変形特性が必要であるが、現状ではそのような負荷条件下での試験データは得られていない。そこで本研究では、Karim-Ohno³⁶⁾ が改良 9Cr-1Mo 鋼の 550°C を対象に、静的回復を非考慮としたラチ

ェット解析に基づき決定した値 ($\mu = 0.03$) を、暫定的に全温度条件に対して用いることとする。

本研究で解析に用いた材料定数を Table I, Table II に、関数 $h_i(\rho)$ を Table III に示す。ここで、応力、ひずみ、時間の単位は、それぞれ、MPa, mm/mm, s である。温度依存性については、Table I, Table II, Table III に示した各温度条件での値を温度に関して線形補間して求めることとする。また、 $h_i(\rho)$ は ρ に関して線形補間して求めることとし、 ρ が Table III の値以下の場合は ρ の下限値に対応する $h_i(\rho)$ の値を、 ρ が Table III の値以上

Table I. Material constants at each temperature condition.

	200°C	400°C	500°C	550°C	600°C
E	200000	190000	175000	165000	155000
ν	0.30	0.30	0.30	0.30	0.30
D	620	670	763	495	1080
n	2.85	2.85	2.85	3.24	2.85
m	6.75	6.75	6.75	6.75	6.75
A	-86.0	-44.2	-50.1	-60.2	-60.0
B	-31.0	-17.3	-17.3	-17.3	-17.3
b_r	1000	1000	1000	1000	1000
b_h	500	320	244	200	176
C	0.010	0.014	0.060	0.100	0.100
q	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0
l	2.0	2.0	2.0	2.0	2.0
η	2.00E-05	2.00E-05	2.00E-05	4.00E-05	4.00E-05
μ	0.030	0.030	0.030	0.030	0.030

Table II. Material constants of each back stress component.

T	i	ξ_i	r_i^0	γ_i
200°C	1	35710.0	210.0	3.761E-19
	2	5848.0	128.1	6.439E-18
	3	1730.0	73.1	1.623E-16
	4	847.5	5.8	3.433E-10
	5	446.4	37.9	7.050E-15
	6	204.9	20.8	2.221E-13
	7	125.3	21.4	1.901E-13
	8	66.7	66.2	2.862E-16
400°C	1	35710.0	200.0	8.831E-18
	2	5848.0	106.3	3.340E-16
	3	1730.0	58.3	1.055E-14
	4	847.5	32.6	2.982E-13
	5	446.4	19.4	5.996E-12
	6	204.9	18.4	7.958E-12
	7	125.3	17.4	1.113E-11
	8	66.7	64.1	6.129E-15
500°C	1	35710.0	162.0	2.361E-15
	2	5848.0	82.1	1.177E-13
	3	1730.0	82.5	1.143E-13
	4	847.5	26.7	7.443E-11
	5	446.4	21.1	2.944E-10
	6	204.9	13.2	4.398E-09
	7	125.3	35.9	1.374E-11
	8	66.7	34.2	1.812E-11
550°C	1	35710.0	132.0	5.320E-14
	2	5848.0	102.3	8.960E-14
	3	1730.0	60.2	1.890E-12
	4	847.5	37.1	3.056E-11
	5	446.4	29.9	2.114E-11
	6	204.9	21.8	1.300E-10
	7	125.3	18.4	8.615E-08
	8	66.7	11.0	1.660E-06
600°C	1	35710.0	79.0	1.134E-12
	2	5848.0	70.5	2.191E-12
	3	1730.0	51.6	1.313E-11
	4	847.5	51.9	1.269E-11
	5	446.4	21.5	2.008E-09
	6	204.9	15.9	1.149E-08
	7	125.3	8.0	5.835E-07
	8	66.7	4.3	2.183E-05

Table III. Value of function $h_i(\rho)$ at each temperature.

T	i	ρ			
		0.0001	0.0005	0.0015	0.003
200°C	1	15.0	32.0	75.0	85.0
	2	0.0	33.8	70.0	80.0
	3	0.0	10.0	15.0	20.0
	4	0.0	-5.0	-30.0	-35.0
	5	0.0	-5.0	-15.0	-20.0
	6	0.0	-5.0	-35.0	-40.0
	7	0.0	0.0	0.0	0.0
	8	0.0	0.0	0.0	0.0
T	i	ρ			
		0.0002	0.0006	0.002	0.003
400°C	1	5.0	50.0	60.0	80.0
	2	6.0	50.0	55.0	65.0
	3	0.0	0.0	0.0	15.0
	4	0.0	0.0	0.0	-10.0
	5	0.0	0.0	-5.0	-25.0
	6	0.0	0.0	-5.0	-25.0
	7	0.0	0.0	0.0	0.0
	8	0.0	0.0	0.0	0.0
T	i	ρ			
		0.0003	0.0008	0.002	0.0035
500°C	1	5.0	5.0	15.0	15.0
	2	53.8	63.0	65.1	70.5
	3	0.0	40.0	40.0	40.0
	4	0.0	4.0	4.0	5.0
	5	0.0	0.0	0.0	0.0
	6	0.0	0.0	0.0	0.0
	7	0.0	0.0	0.0	0.0
	8	0.0	0.0	0.0	0.0
T	i	ρ			
		0.001	0.002	0.0035	0.005
550°C	1	22.0	22.0	22.0	22.0
	2	61.4	62.2	62.2	62.2
	3	25.2	30.2	31.2	41.2
	4	4.6	9.5	14.6	22.1
	5	0.0	0.0	0.0	0.0
	6	0.0	0.0	0.0	0.0
	7	0.0	0.0	0.0	0.0
	8	0.0	0.0	0.0	0.0
T	i	ρ			
		0.0005	0.001	0.002	0.0035
600°C	1	5.0	5.0	5.0	5.0
	2	35.9	54.9	54.9	57.0
	3	0.0	33.0	33.0	33.0
	4	0.0	33.0	35.0	40.0
	5	0.0	0.0	0.0	0.0
	6	0.0	0.0	0.0	0.0
	7	0.0	0.0	0.0	0.0
	8	0.0	0.0	0.0	0.0

の場合は ρ の上限値に対応する $h_i(\rho)$ の値を用いることとする。なお、 $h_i(\rho)$ の値は、200°C および 400°C での $i = 4 \sim 6$ についてのみ繰返し硬化型 ($h_i(\rho) < 0$) であり、それ以外については繰返し軟化型 ($h_i(\rho) > 0$) または繰返し非依存 ($h_i(\rho) = 0$) である。

4 シミュレーション

以下では、前章で拡張した構成モデルを用いて改良 9Cr-1Mo 鋼の 200 ~ 600°C における様々な非弾性挙動について数値シミュレーションを行い、その妥当性について検討する。ここで、使用する各実験データの詳細については既報^{19)~22)}を参照されたい。

4.1 単調負荷

単調引張および単調圧縮曲線のシミュレーション結果の一例を Fig. 1 に示す。ここで、解析条件は、温度 200°C、ひずみ速度 10^{-3} s^{-1} である。引張り下よりも圧縮下の方が変形抵抗が若干大きいという挙動が、良好な精度で再現されている。他の温度下 (400°C, 500°C, 600°C) においても、広範囲のひずみ速度 ($10^{-6} \text{ s}^{-1} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) に対して引張圧縮非対称型の単調応力ひずみ曲線が高い

精度で記述された。²⁸⁾なお、高温かつ低ひずみ速度の場合に引張圧縮非対称性が小さくなる傾向についても、本計算結果では適切に表現された。これは、本構成モデルでは引張圧縮非対称性が応力の第1不変量 I_1 のべき乗関数に依存するよう定式化されているため、速度依存性による応力の低下 (I_1 の低下) を介して引張圧縮非対称性が小さくなるためである。²⁴⁾

なお、550°Cに関して、本報の構成モデルによる単調引張曲線のシミュレーション結果と前報²⁴⁾の構成モデルによる結果はほぼ同一であった。本報のモデルによる計算結果を前報のモデルによる計算結果と比較したものを Fig. 5 に示す。ここで、 $\mu=0$ が前報のモデル (OW I タイプ⁶⁾)、 $\mu=0.03$ が本報のモデル (OW III タイプ³⁴⁾) である。高ひずみ速度、低ひずみ速度の場合とも両者は一致しており、 μ の導入による差異は見られない。単調圧縮曲線や応力緩和曲線、クリープ変形、等温繰返し変形についても、前報のモデルの計算結果と比べて、 μ の導入による変化は見られなかった。

4・2 等温繰返し変形

低温側 (400°C 以下) での等温繰返し変形挙動のシミュレーション結果の代表例を Fig. 3, Fig. 6 に示す。ここで、Fig. 3 は寿命中期の応力ひずみ曲線、Fig. 6 は繰

返し変形に伴うピーク応力の変化である。前報²⁴⁾の構成モデルを低温側に適用した場合は実験よりも角張った形状の応力ひずみ曲線となったのに対して (Fig. 3)、本報の構成モデルの場合は高い精度で応力ひずみ曲線の形状が再現されている。なお、ピーク応力の変化については、Fig. 6 に示すように繰返し軟化型であり、実験結果と高い精度で一致している。

高温側 (500°C 以上) においても、繰返し変形に伴うピーク応力の変化および寿命中期の応力ひずみ曲線は高い精度で再現された。²⁸⁾

4・3 ラチェット変形

低温側でのラチェット変形挙動のシミュレーション結果を Fig. 7, Fig. 8 に示す。前報²⁴⁾の構成モデルの場合、ラチェット変形は小さめに予測される傾向があったのに対して (Fig. 4)、本報の構成モデルの場合、200°C (Fig. 7) および 400°C (Fig. 8) の場合とも概ね妥当な精度でラチェット変形が予測されている。これは、移動硬化則を OW I タイプから OW III タイプに変更したことによるものである。また、 J_2 型構成モデルでは定性的にも予測し得ない非弾性挙動である単軸下応力比-1 の条件での引張り側へのラチェット変形についても、本モデルの場合、比較的良好な精度で予測している。これは、550°C の場合²⁴⁾と同様に、粘塑性ポテンシャル G に応力の第1

Fig. 5. Effect of μ on monotonic tensile curves.

Fig. 6. Simulations of cyclic response of peak stress at 200°C.

Fig. 7. Simulations of ratchetting deformation at 200°C.

Fig. 8. Simulations of ratchetting deformation at 400°C.

不変量 I_1 を導入しているためと考えられる。

高温側でのラチェット変形挙動のシミュレーション結果の代表例を Fig. 9 に示す。最大応力および応力比に依存したラチェット変形挙動が、概ね妥当な精度で予測されている。

なお、550℃のラチェット変形については、前報と異なるシミュレーション結果も見られた。本報のモデルによるラチェット変形の計算結果を前報のモデルによる計算結果と比較した一例を Fig. 10 に示す。ここで、 $\mu = 0$ が前報のモデル、 $\mu = 0.03$ が本報のモデルである。ラチェット変形が顕著な負荷条件下では、前報のモデルと本報のモデルの計算結果の間で有意な差は見られない。一方、ラチェット変形が比較的小さい条件下では両者で差異が生じており、本報のモデルの方が前報のモデルよりも大きめにラチェット変形を予測している。この傾向は単軸ラチェットおよび多軸ラチェット変形に共通して見られた。これは、静的回復が支配的な条件では μ が背応力の回復特性にあまり影響を及ぼさないのに対して、静的回復が小さい条件では μ により背応力の回復特性が変化するためと考えられる。

実験結果と比較すると、前報のモデルにおいて過小評

Fig. 9. Simulations of ratchetting deformation at 600℃.

(a) Cyclic response of peak stress

Fig. 10. Effect of μ on uniaxial ratchetting deformation.

価だった負荷条件に対しては本報のモデルの方が予測精度が良いものの、前報のモデルで過大評価もしくは正確に予測していたものに対してはラチェット変形を大きめに予測する結果となっており、単純には優劣を付けかねるシミュレーション結果であった。3・3節に述べたように、静的回復と動的回復が重畳する条件下での μ の取扱いについては、今後、検討する必要がある。

4・4 温度変動下繰返し変形

温度履歴依存性を検討するために、温度変動を伴う繰返し変形を対象に実施したシミュレーション結果を Fig. 11 に示す。ここで、温度変動範囲は 200 ~ 550℃、負荷波形は In-Phase である。また、シンボルは実験結果²⁰⁾であり、破線は著者らが先行研究²¹⁾で提案した構成モデルによる計算結果、実線は本報の構成モデルによる計算結果である。本報の構成モデルの場合、繰返し変形に伴うピーク応力の変化および寿命中期の応力ひずみ曲線とも、高い精度で予測されている。なお、Out-of-Phase の場合についても、応力ひずみ応答は高い精度で予測された。²⁸⁾ 先行研究²¹⁾の構成モデルと本報の構成モデルの計算結果を比較すると、高温側での応力ひずみ応答は概ね等しいものの、低温側での応力ひずみ応答には差異が生じてお

(b) Stress-strain hysteresis loop at half-life

Fig. 11. Simulations of anisothermal cyclic deformation.

り, 本報のモデルによる計算結果の方が実験結果に近い応答を示している。これは, 本報の構成モデルの場合, 低温側での等温繰返し変形の記述精度を向上させるために, 繰返し変形に関連する発展則に修正を加えたためであると考えられる。

以上のシミュレーション結果より, 改良 9Cr-1Mo 鋼の 200 ~ 600°C を対象として本研究で開発した非弾性構成モデルは, ラチェット変形を含む様々な非弾性変形挙動を良好な精度で評価することができると言える。

5 結 言

本研究では, 改良 9Cr-1Mo 鋼の 550°C での挙動に対して提案した非弾性構成モデルを 200 ~ 600°C の温度域へと拡張し, ラチェット変形を含む様々な非弾性挙動に対する予測精度について検討した。本研究のまとめを以下に記す。

(1) 種々の温度での変形特性試験結果に基づき, 非弾性構成モデルを 200 ~ 600°C の温度域へと拡張した。低温側でのラチェット変形の予測精度を向上させるために, 移動硬化則を OW I 型から OW III 型へと変更すると共に, 繰返し硬化挙動も表現できるように繰返し変形に関する発展則に改良を加えた。

(2) 改良した構成モデルを用いて数値シミュレーションを行った結果, 200 ~ 600°C におけるラチェット変形挙動を概ね妥当な精度で予測することができた。さらに, 等温および温度変動を伴う繰返し変形挙動に対しても, 高い精度で応力ひずみ応答を予測することができた。

参 考 文 献

- 1) K. Sasaki and H. Ishikawa, JSME Int. J., A-38, 265 (1995).
- 2) 日本材料学会高温強度部門委員会非弾性解析 WG, “液面熱ラチェットの非弾性解析法に関する研究—最終報告書—” (1997).
- 3) J. L. Chaboche and N. Nouailhas, Trans. ASME, J. of Eng. Mat. Tech., 111, 384 (1989).
- 4) N. Ohno, Applied Mech. Reviews, 43, 283 (1990).
- 5) 田中英一, 山田 宏, 日本機械学会論文集, A-59, 2837 (1993).
- 6) N. Ohno and J. D. Wang, Int. J. Plasticity, 9, 375 (1993).
- 7) J. L. Chaboche, Int. J. Plasticity, 7, 661 (1991).
- 8) T. Hassan and S. Kyriakides, Int. J. Plasticity, 8, 91 (1992).
- 9) M. B. Ruggles and E. Krempl, J. Mech. Phys. Solids, 38, 575 (1990).
- 10) P. Delobelle, P. Robinet and L. Bocher, Int. J. Plasticity, 11, 295 (1995).
- 11) D. L. McDowell, Int. J. Plasticity, 11, 397 (1995).
- 12) Y. Jiang and H. Sehitoglu, Trans. ASME, J. App. Mech., 63, 720 (1996).
- 13) P. J. Armstrong and C. O. Frederick, CEBG Report RD/B/N731 (1966).
- 14) R. D. Krieg, Trans. ASME, J. App. Mech., 42, 641 (1975).
- 15) Y. F. Dafalias and E. P. Popov, Trans. ASME, J. App. Mech., 43, 645 (1976).
- 16) T. Igari, M. Kobayashi, S. Imatani, Y. Takahashi, K. Take and T. Inoue, Trans. SMiRT, L, 213 (1997).
- 17) M. T. Cabrilat, P. Geyer, P. Robinet, C. Migne, P. Matheron, T. Yuritzinn and S. Taheri, Trans. SMiRT, L, 229 (1997).
- 18) L. Portier, S. Calloch, D. Marquis and P. Geyer, Int. J. Plasticity, 16, 303 (2000).
- 19) 屋口正次, 高橋由紀夫, 日本機械学会論文集, A-64, 379 (1998).
- 20) 屋口正次, 高橋由紀夫, 日本機械学会論文集, A-65, 731 (1999).
- 21) 屋口正次, 高橋由紀夫, 日本機械学会論文集, A-65, 739 (1999).
- 22) 屋口正次, 高橋由紀夫, 材料, 50, 1233 (2001).
- 23) N. Ohno and J. D. Wang, Int. J. Plasticity, 9, 391 (1993).
- 24) 屋口正次, 高橋由紀夫, 材料, 50, 1241 (2001).
- 25) J. P. Hirth and M. Cohen, Metall. Trans., 1, 3 (1970).
- 26) S. K. Iyer and C. J. Lissenden, Trans. ASME, J. Eng. Mat. Tech., 122, 321 (2000).
- 27) R. Chait, Scr. Metall., 7, 351 (1973).
- 28) 屋口正次, 高橋由紀夫, 電中研研究報告, T00021 (2001).
- 29) F. Yoshida, Int. J. Pres. Ves. Piping, 44, 207 (1990).
- 30) F. Yoshida, Eur. J. Mech., A/Solids, 14, 97 (1995).
- 31) D. C. Drucker, Metall. Trans., 4, 667 (1973).
- 32) G. Z. Voyiadjis and A. Zolochovsky, Int. J. Plasticity, 14, 1059 (1998).
- 33) W. A. Spitzig, R. J. Sober and O. Richmond, Acta Metall., 23, 885 (1975).
- 34) N. Ohno and M. A. Karim, Trans. ASME, J. Eng. Mat. Tech., 122, 35 (2000).
- 35) D. L. McDowell, Int. J. Plasticity, 8, 695 (1992).
- 36) M. A. Karim and N. Ohno, Int. J. Plasticity, 16, 225 (2000).