引張りと圧縮によるクリープ挙動の違いを
考慮した連成構成モデル*河 井 昌 道^{*1}A Constitutive Model Taking Account of Non-Symmetric Creep Behavior
in Tension and CompressionMasamichi KAWAI^{*2}^{*2} Institute of Engineering Mechanics and Systems University of Tsukuba, Tsukuba, 305-8573 Japan

A multiaxial constitutive model that distinguishes between creep-damage behaviors of a class of polycrystalline metallic materials under tensile and compressive stress states is developed from phenomenological points of view. The formulation is achieved by modifying the coupled creep-damage model based on the von Mises stress criterion. The effective stresses of the von Mises type that control the rates of creep and damage are scaled, respectively, to show asymmetry in tension and compression. For this purpose, anisotropic scaling parameters are introduced which depend on the hydrostatic stress and the third invariant of the stress deviator. Two kinds of modified version of the coupled creep-damage model are presented which consider kinematic and isotropic hardening of materials, respectively. These new models describe the primary, secondary and tertiary creep behavior with asymmetry in tension and compression. Numerical simulations of creep behavior under constant and variable stress conditions are also carried out.

Key Words: Constitutive Modeling, Creep-Damage Coupling, Strength Differential Effect, Scaling Parameter, Hydrostatic Stress, Third Invariant of Stress Deviator, Kinematic Hardening, Isotropic Hardening

1. 緒 言

多結晶金属材料の圧縮クリープ変形は内部損傷の発達を伴う。Yamamoto と Ogata⁽¹⁾ は、引張ひずみ保持(引張クリープ変形による引張応力リラクセーション)および圧縮ひずみ保持(圧縮クリープ変形による圧縮応力リラクセーション)を伴うひずみ制御形低サイクル疲労試験を Ni 基超合金を用いて行い、ひずみ保持を伴わない単純低サイクル疲労試験の結果と比較することによって、ひずみ保持が疲労寿命に与える影響を調べた。その結果、圧縮ひずみ保持によって疲労寿命が低下することを見出した。同様の結果が Antill と Smith⁽²⁾ によっても報告されている。Yamamoto と Ogata⁽¹⁾ は、さらに微視的なその場観察を行い、引張ひずみ保持を伴う場合は w 形の粒界き裂が、また圧縮ひずみ保持を伴う場合は粒界すべり損傷がそれぞれ発達することを明らかにした。その場観察の結果は、引張保持と圧縮保持のいずれにおいても内部損傷が発達することを立証している。また、引張ひずみ保

持と圧縮ひずみ保持による損傷様式が異なる可能性も示唆している。圧縮ひずみ保持の場合に観察された粒界すべり損傷は、粒界上での段(ひずみ不適合性)を表すものであって、やがて粒界ポイドや粒界き裂の形成につながる可能性が高い⁽³⁾。このことと高強度鋼が引張りと圧縮で強度の異なる場合がある⁽⁴⁾ことを考慮すれば、上述のその場観察の結果を引張ひずみ保持と圧縮ひずみ保持による「損傷機構の違い」と見る代わりに、引張ひずみ保持と圧縮ひずみ保持による「クリープ損傷速度の違い」と解釈することもできる。

粒界におけるすべりは隣接する粒内のクリープ変形に依存する。また、高温における粒界ポイドの成長は、粒界ポイドが小さいうちは粒界拡散に支配され、粒界ポイドが大きくなるとともにクリープ変形速度律速形(拘束形拡散)に遷移する⁽⁵⁾。これらのことから、クリープ条件下で発達する内部損傷は、その形態がある瞬間の観察において異なるように見える場合であっても、多くの場合クリープひずみの局所的な発生と密接に関係していると考えなければならない。さらに、クリープ変形が履歴に大きく依存することを考慮すれば⁽⁶⁾、クリープ変形に起因する内部損傷の発達が履歴依存性を示す可能性の高いことに注意することも重要である。

* 原稿受付 2001 年 4 月 5 日。

^{*1} 正員、筑波大学機能工学系(☎ 305-8573 つくば市天王台 1-1-1)。

E-mail: mkawai@kz.tsukuba.ac.jp

高温条件下で使用される機器・構造物の信頼性の高い設計を実現するためには、クリープ変形とこれに起因する損傷の発達および破壊寿命を予測する技術の精度を向上させることが重要となる。この場合、クリープ変形挙動とクリープ損傷挙動の荷重様式依存性および荷重履歴依存性を適切にモデル化することが不可欠の要件となる。例えば、荷重様式依存性として引張クリープ挙動と圧縮クリープ挙動の違いが報告されている⁽⁷⁾。圧縮条件下において巨視的な座屈に因らない加速クリープ現象の現れることも報告されている⁽⁷⁾。ガスタービン翼の設計においては、引張クリープだけでなく圧縮クリープに起因する局所的破壊を考慮することの重要性が指摘されている⁽¹⁾。他の高温設計においてもこのような荷重様式依存性は重要となる可能性が高い。したがって、引張クリープと圧縮クリープによる損傷の発達およびその違いを考慮した精密な解析手法を開発することも重要な工学的課題の一つといえることができる。

本研究においては、多結晶金属材料について引張応力および圧縮応力下のクリープ変形・損傷挙動の違いを記述することができる新しい現象論的な多軸構成モデルの定式化を試みる。定式化には、既報⁽⁸⁾において開発した非古典的な変形・損傷連成モデルを応用する。まず、引張・圧縮挙動の非対称性を記述するための方法を明らかにするため、従来の定式化に用いられている有効応力の表現を詳しく吟味する。この結果に基づいて、Mises 形の有効応力に修正を施すためのスケーリングパラメータを定義する。スケーリングパラメータは、クリープ変形とクリープ損傷のそれぞれに対して導入する。次に、連成構成モデル⁽⁸⁾のクリープ速度と内部変数速度(硬化変数速度と損傷変数速度)の大きさをクリープスケーリングパラメータおよび損傷スケーリングパラメータを用いて修正し、この結果として引張・圧縮非対称クリープ挙動を記述することができる拡張された連成構成モデルを提案する。拡張された連成構成モデルには、基礎とする連成構成モデル⁽⁸⁾の場合と同様、移動硬化変数の等方硬化変数を用いた表現が与えられる。最後に、モデルシミュレーションを行い、拡張された連成構成モデルの特徴を明らかにする。

なお、この研究はクリープ損傷に起因する加速クリープ挙動の損傷力学的モデル化を議論するものである。したがって、巨視的な不安定(試験片のくびれや座屈)に起因する見かけ上の現象は本定式化の対象外である。

2. スケーリングパラメータ

Mises 形応力基準からの偏りを補正するためのスケーリングパラメータを定義し、これを用いて引張りと圧縮によるクリープ変形ならびに損傷挙動の違いを記述することを考える。以下では、2 階のテンソル $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$ およびその偏差テンソル $\mathbf{x}'$, $\mathbf{y}'$ の不変量に対して次の表示を用いる。

$$\mathbf{x} \cdot \mathbf{y} = \text{tr}(\mathbf{x}\mathbf{y}) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$I_1(\mathbf{x}) = \text{tr}(\mathbf{x}) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$I(\mathbf{x}') = \sqrt{\frac{2}{3} \text{tr}(\mathbf{x}'^2)} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$J(\mathbf{x}') = \sqrt{\frac{3}{2} \text{tr}(\mathbf{x}'^2)} \quad \dots\dots\dots (4)$$

2.1 損傷有効応力 クリープ損傷の発達とその影響を合理的に記述する方法の一つとして、Kachanov⁽⁹⁾ と Rabotnov⁽¹⁰⁾ の研究に端を発する局所的損傷力学アプローチがよく知られている。Kachanov⁽⁹⁾ の多軸損傷発展式においては、損傷の進展を支配する有効応力 $\bar{\sigma}$ として最大引張主応力 σ_1 が用いられている。すなわち、Kachanov の有効応力 $\bar{\sigma}_K$ は、

$$\bar{\sigma}_K = \langle \sigma_1 \rangle \quad \dots\dots\dots (5)$$

と書くことができる。ここで、 $\langle \rangle$ は Macauley カッコを表し、 $\langle x \rangle = x(x \geq 0)$ 、 $\langle x \rangle = 0(x < 0)$ と定義される。

Sdobyrev は、せん断応力の影響も考慮できるように、Mises の相当応力 $J(\mathbf{s})$ を用いて Kachanov の有効応力を

$$\bar{\sigma}_s = \alpha \langle \sigma_1 \rangle + \beta J(\mathbf{s}) \quad \dots\dots\dots (6)$$

のように拡張した⁽¹¹⁾。ここで、 $\mathbf{s}$ は Cauchy 応力 $\boldsymbol{\sigma}$ の偏差成分を表す。この有効応力に含まれる係数 α 、 β は、単軸引張応力 σ を与えた条件について $\bar{\sigma} = \sigma$ となるように決められる。したがって、係数 α 、 β は、 $\alpha + \beta = 1$ 、 $0 \leq \alpha, \beta \leq 1$ を満たす値をとる。

主応力が圧縮の場合、Sdobyrev の有効応力 $\bar{\sigma}_s$ の第 1 項が消える。このことは、 $\bar{\sigma}_s$ が引張りと圧縮に対して非対称であることを示す。すなわち、 $\bar{\sigma}_s$ を用いることによって引張クリープと圧縮クリープの違いを記述することができる。静水圧が最大主応力の大きさに影響することから、間接的に静水圧が損傷進展に与える影響も考慮できる。ただし、静水圧が損傷進展に与える影響を考慮できるのは、最大主応力が引張りとなる範囲に限られる。

静水圧の影響を陽に考慮するため、Hayhurst⁽¹²⁾ は、Sdobyrev の有効応力を

$$\bar{\sigma}_H = \alpha \langle \sigma_I \rangle + \beta J(s) + \gamma I_1(\sigma) \quad \cdots \cdots \cdots (7)$$

のように拡張した。ここで、 $I_1(\sigma)$ は応力テンソルの第1不変量を表す。係数 γ は材料定数である。3個の材料定数は $\alpha + \beta + \gamma = 1$ を満たす正の数を表す。

圧縮応力下においても損傷が進展することを考慮する場合、Kachanov の有効応力(最大主引張応力)を用いることの物理的な意味は失われる。同時に、Kachanov の有効応力に対する上記の修正の意義も希薄となる。この考察は、損傷挙動の記述に関して上記の有効応力が必ずしも一般的な定義を与えるものではないことを明らかにしている。

Kachanov⁽¹³⁾ は、延性破壊規準に関連して、上記の有効応力とは異なる定義を提案している。それは、

$$\bar{\sigma} = \beta J(s) + \gamma I_1(\sigma) \quad \cdots \cdots \cdots (8)$$

と定義される。ここで、係数 β , γ は $\beta + \gamma = 1$ を満たす正数を表す。

2・2 Mises 形応力規準からの偏りを表す損傷スケールパラメータ 式(8)によって定義される有効効力は、

$$\bar{\sigma} = J(s) \left[\beta + (1 - \beta) \frac{I_1(\sigma)}{J(s)} \right] \quad \cdots \cdots \cdots (9)$$

のように表現することができる。式(9)は、Mises の相当応力がカッコ内の量によってスケールされていると解釈することができる。

いま、損傷進展を支配する有効応力(損傷有効応力)に関連するスケールパラメータ χ を

$$\chi = \beta + (1 - \beta) \frac{I_1(\sigma)}{J(s)} \quad \cdots \cdots \cdots (10)$$

と定義する。このスケールパラメータは、負荷方向に依存して異なる値をとる。すなわち、

$$\chi = \begin{cases} 1 & \text{(tension)} \\ 2\beta - 1 & \text{(compression)} \\ \beta & \text{(pure shear)} \end{cases} \quad \cdots \cdots \cdots (11)$$

となる。有効応力が非負となるためには、係数 β は $0.5 < \beta \leq 1$ の範囲の値をとらなければならない。なお、 $\beta = 1$ とおけば、損傷有効応力は Mises の相当応力と一致する。また、 $\beta = 0.5$ の場合、単軸圧縮に対して損傷有効応力が零となるので、単軸圧縮損傷が生じないことになる。

Mises の相当応力からの偏りを表現するスケールパラメータには、一般に、いろいろな表現を仮定することができる。可能な他の表示として、例えば、

$$\chi_D = \exp \left[\gamma_D \left(\frac{\sqrt{3} I_1(\sigma)}{\sqrt{2 \{J(s)\}^2 + \{I_1(\sigma)\}^2}} - 1 \right) \right] \quad (12)$$

を考えることができる。ここで、 γ_D は材料定数を表す。このスケールパラメータを用いて修正した

Mises の相当応力は Huddleston⁽¹⁴⁾ の有効応力の特別な場合に一致する。式(12)によって定義される損傷スケールパラメータは、代表的な負荷様式に対して次のような値をとる。

$$\chi_D = \begin{cases} 1 & \text{(tension)} \\ \exp(-2\gamma_D) & \text{(compression)} \\ \exp(-\gamma_D) & \text{(pure shear)} \end{cases} \quad \cdots \cdots \cdots (13)$$

この場合、係数を $\gamma_D = 0$ とおけば、損傷有効応力は Mises の相当応力と一致する。

なお、Huddleston の有効応力⁽¹⁴⁾ は、304 ステンレス鋼の高温における二軸クリープ破断挙動の記述に有効であることが明らかにされている。このことから、上記のスケールパラメータによって定義される損傷有効応力は Huddleston の有効応力と同様の適用性を有する可能性が高い。

2・3 Mises 形応力規準からの偏りを表すクリープスケールパラメータ Mises の相当応力を用いた場合、引張クリープ挙動と圧縮クリープ挙動の非対称性を記述することはできない。クリープ変形の新圧縮性を仮定した上で Mises 形からの偏りを考慮した精密化をはかる場合、クリープ変形を支配する有効応力を Mises の相当応力 $J(s)$ と偏差応力の第3不変量 $\det(s)$ の関数として定義することが多い。クリープスケールパラメータについても、一般に、

$$\chi_A = \hat{\chi}_A[J(s), \det(s)] \quad \cdots \cdots \cdots (14)$$

と定義することができる。

クリープスケールパラメータの具体的な表示として、例えば、

$$\chi_A = \frac{1}{1 + \gamma_A} \left[1 + \frac{27}{2} \gamma_A \frac{\det(s)}{J(s)^3} \right] \quad \cdots \cdots \cdots (15)$$

を考えることができる。ここで、 γ_A は材料定数を表し、 $-1 < \gamma_A \leq 1$ の値をとる。この係数が $\gamma_A = 0$ の場合、 $\chi_A = 1$ となり、 χ_A によって修正された有効応力は Mises の相当応力と一致する。引張り、圧縮、純せん断に対して、このスケールパラメータは次の値をとる。

$$\chi_A = \begin{cases} 1 & \text{(tension)} \\ (1 - \gamma_A)/1 + \gamma_A & \text{(compression)} \\ 1/(1 + \gamma_A) & \text{(pure shear)} \end{cases} \quad \cdots \cdots \cdots (16)$$

なお、上記のスケールパラメータを用いて Mises の相当応力を修正した有効応力は、引張・圧縮による相変態挙動の非対称性を記述するために利用されている⁽¹⁵⁾。

3. Mises 形応力規準に基づく クリープ・損傷連成モデル

先に提案したクリープ・損傷連成モデル⁽⁸⁾を上述のスケールパラメータを用いて拡張し、これによって引張・圧縮非対称クリープ挙動を記述し得る構成モデルを開発する。ここでは、基礎を与えるクリープ・損傷連成モデルについて結果のみを記述する。

3.1 損傷連成移動硬化モデル 移動硬化を考慮したクリープ・損傷連成モデル⁽⁸⁾(以後、DCKH モデル)は、Malinin-Khadjinsky の移動硬化モデル⁽¹⁶⁾とその熱力学的な誘導方法⁽¹⁷⁾に基づいて定式化されたものであり、クリープ速度、移動硬化変数速度および損傷速度はそれぞれ以下のように表現される。

$$\dot{\epsilon}^p = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{m+1} \dot{P} \frac{s^*}{J(s^*)} \quad (17)$$

$$\dot{p} = \frac{2}{3} H \left[\dot{\epsilon}^p - \frac{3}{2} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{l+1} R \frac{p}{J(p)} \right] \quad (18)$$

$$\dot{\omega} = Y \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^k \quad (19)$$

ここで、

$$\dot{P} = K \{J(s^*)\}^m \quad (20)$$

$$R = M \{J(p)\}^l \quad (21)$$

$$Y = N \left\{ \frac{J(p)}{H} \right\}^n \quad (22)$$

とおく。これらの関係式に含まれる s^* は偏差応力 s と移動硬化変数 p (偏差テンソル) の差として定義される有効応力テンソル

$$s^* = s - p \quad (23)$$

を表す。係数 K, m, M, l, H, N, n, k は材料定数である。

3.2 損傷連成等方硬化モデル 等方硬化を考慮したクリープ・損傷連成モデル(以後、DCIH モデル)は、DCKH モデルの移動硬化変数をスカラー硬化変数 r に置き換えた構造を持ち、次のように表現される。

$$\dot{\epsilon}^p = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{m+1} \dot{P} \frac{s}{J(s)} \quad (24)$$

$$\dot{r} = H \left[\left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{m+1} \dot{P} - \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{l+1} R \right] \quad (25)$$

$$\dot{\omega} = Y \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^k \quad (26)$$

ここで、

$$\dot{P} = K |J(s) - r|^m \quad (27)$$

$$R = M(r)^l \quad (28)$$

$$Y = N \left(\frac{r}{H} \right)^n \quad (29)$$

とおく。

DCKH モデルおよび DCIH モデルにおいては、硬

化速度が損傷の影響を受け、また損傷速度も硬化から影響を受ける。したがって、これらの構成モデルは損傷と非弾性の完全な相互作用を含んでいる。

4. 引張・圧縮非対称性を考慮した クリープ・損傷連成モデル

DCKH モデルおよび DCIH モデルは、引張りと圧縮によるクリープ挙動の違いを記述することができない。異なる応力状態であっても Mises の相当応力が等しければ同じ大きさの非弾性ひずみ速度を与えるからである。本研究では、Mises の相当応力が等しい応力状態であっても非弾性ひずみ速度の大きさが方位に依存して異なる場合を記述できるように DCKH モデルおよび DCIH モデルを拡張する。

DCKH モデルおよび DCIH モデルは、非可逆熱力学に基づく内部変数理論⁽¹⁸⁾を応用して定式化されたものである。したがって、上記の目的を達成する方法として、熱力学関数(自由エネルギー、散逸関数)を偏差応力の第2不変量(Mises 形不変量)と第3不変量を用いて再定義し、正規の誘導方法に従って構成関係を導くこともできる。この場合、偏差応力空間における等散逸面の形状が球でなくなるため、非弾性ひずみ速度テンソルと有効応力テンソルが非共軸となり、テンソル間の方位関係に付加的な複雑さが増加する。このような複雑さを避けるため、ここでは DCKH モデルおよび DCIH モデルが与える非弾性ひずみ速度の大きさだけをスケールリングすることによって、等非弾性ひずみ速度面の形状を Mises 形から変形させることを考える。このような目的で導入されるスケールリングパラメータは、一般に、非弾性履歴に依存すると考えられる。しかし、等非弾性ひずみ速度面の履歴に依存する形状変化については十分な実験的情報が得られていない。このことから、本研究ではそのような履歴依存性を無視し、式(12)と式(15)によって規定されるスケールリングパラメータを仮定する。

4.1 拡張 DCKH モデル 式(20)～(22)によって与えられる不変量をクリープスケールリングパラメータ χ_A および損傷スケールリングパラメータ χ_D を用いて次のように修正する。

$$\tilde{P} = K \{\chi_A J(s^*)\}^m \quad (30)$$

$$\tilde{R} = M \{\chi_A J(p)\}^l \quad (31)$$

$$\tilde{Y} = N \left\{ \chi_D \frac{J(p)}{H} \right\}^n \quad (32)$$

この修正に対応して、非弾性ひずみ速度および内部変数速度を

$$\dot{\epsilon}^p = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{m+1} \tilde{P} \frac{s^*}{J(s^*)} \quad (33)$$

$$\dot{p} = H \left[\frac{2}{3} \dot{\epsilon}^p - \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{l+1} \tilde{R} \frac{p}{J(p)} \right] \quad (34)$$

$$\dot{\omega} = \tilde{Y} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^k \quad (35)$$

と表現する。

4.2 拡張 DCIH モデル 同様の修正を DCIH モデルにも施す。すなわち、式(27)~(29)を

$$\tilde{P} = K |\chi_A(J(s) - r)|^m \quad (36)$$

$$\tilde{R} = M (\chi_A r)^l \quad (37)$$

$$\tilde{Y} = N \left(\chi_D \frac{r}{H} \right)^n \quad (38)$$

とおく。これに対応して、構成式を以下のように変更する。

$$\dot{\epsilon}^p = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{m+1} \tilde{P} \frac{s}{J(s)} \quad (39)$$

$$\dot{r} = H \left[\left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{m+1} \tilde{P} - \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^{l+1} \tilde{R} \right] \quad (40)$$

$$\dot{\omega} = \tilde{Y} \left(\frac{1}{1-\omega} \right)^k \quad (41)$$

材料定数 m, l に対して、 $m=l$ を仮定した場合、一定応力条件下の p と r の飽和値は、

$$p_s = \varphi s \quad (42)$$

$$r_s = \varphi J(s) \quad (43)$$

と書ける⁽⁸⁾。ここで

$$\varphi = \frac{K^{1/m}}{K^{1/m} + M^{1/m}} \quad (44)$$

を表す。

なお、式(32)と式(38)において $N=0$ とおけば、損傷を考慮しない構成モデルが得られる。

5. モデルシミュレーション

拡張 DCKH モデルおよび拡張 DCIH モデルの特徴を明示するために、単軸引張り、単軸圧縮および単軸応力反転下のクリープ挙動についてモデルシミュレー

ションを行う。また、変形と損傷の連成を考慮することによる影響を示すため、拡張 DCKH モデルと拡張 DCIH モデルの損傷発展式に含まれる $J(p)$ と r をそれぞれ $J(s)$ に置き換えた場合に相当する拡張非連成構成モデル(以後、拡張 DUKH モデル、拡張 DUIH モデルと呼ぶ)によるシミュレーションも行う。

材料定数は、報告されている実験結果⁽¹⁹⁾(材料：銅；試験片：中実丸棒；試験条件：大気中 250°C)に基づいて決定した。損傷連成モデルおよび損傷非連成モデルに共通の材料定数は、 $m=l=7.0$ 、 $n=k=5.83$ 、 $N=1.86 \times 10^9 \text{ h}^{-1} \text{ MPa}^{-n}$ 、 $\varphi=0.3$ とおいた。また、 K と H は、連成モデルについては $K=1 \times 10^{-15} \text{ h}^{-1} \text{ MPa}^{-m}$ 、 $H=2000 \text{ MPa}$ 、また非連成モデルについては $K=0.91 \times 10^{-15} \text{ h}^{-1} \text{ MPa}^{-m}$ 、 $H=2200 \text{ MPa}$ とした。これらの定数を用いて計算した一定応力引張りクリープ曲線を図1に示す。なお、拡張連成構成モデル(拡張 DCKH モデル、拡張 DCIH モデル)と拡張非連成構成モデル(拡張 DUKH モデル、拡張 DUIH モデル)のいずれにおいても、一定応力クリープ挙動に関する限り硬化変数の違いによる影響は現れない。クリープスケリングパラメータ γ_A と損傷スケリングパラメータ γ_D は、引張り・圧縮非対称クリープ挙動に基づいて決定すべき材料定数であるが、以下のモデルシミュレーションではそれぞれの値を仮想的に与えるものとする。

まず、拡張非連成構成モデル(拡張 DUKH モデル、拡張 DUIH モデル)を用いて計算した単軸引張り($\sigma=+41.37 \text{ MPa}$)、単軸圧縮($\sigma=-41.37 \text{ MPa}$)および単軸応力反転($\sigma=+41.37 \rightarrow -41.37 \text{ MPa}$)に対するクリープ挙動について検討する。図2に、クリープスケリングパラメータと損傷スケリングパラメータをそれぞれ $\gamma_A=0$ 、 $\gamma_D=0$ とおいた場合の結果を示す。

Fig. 1 Uniaxial creep curves for material identification

Fig. 2 Creep behavior predicted using uncoupled creep-damage models with no consideration of tension-compression asymmetry

この場合、絶対値の等しい引張応力と圧縮応力に対して対称なクリープ挙動が予測されている。これは、Mises 形相当応力が引張りと圧縮に対して対称な性質を持つからである。拡張 DUKH モデルと拡張 DUIH モデルは、応力反転に対して過渡的に異なったクリープ変形応答を示す。これは、硬化変数の変化が異なることによる。一方、クリープ破断時間については、単軸引張り、単軸圧縮および応力反転のいずれに対しても、両モデルは同じ予測結果を与える。これは、非連成構成モデルにおける損傷発展式が Mises の相当応力を用いて記述されていること、および損傷の発達に与える応力変動の影響が考慮されていないことによる。

図 3 に、 $\gamma_A=0.08$, $\gamma_D=0$ とおいた場合について拡張 DUKH モデルと拡張 DUIH モデルによる計算結果を示す。この場合、クリープ変形の引張・圧縮非対称性が考慮されているから、圧縮クリープ変形が小さく予測されている。この影響は、応力反転後の過渡的

なクリープ変形応答にも現れている。しかし、図 2 の場合と同じ理由で、クリープ破断時間の負荷様式依存性は予測されない。

損傷スケールリングパラメータ γ_D に正值を設定すれば、損傷進展の引張・圧縮非対称性を考慮することができる。この場合、拡張 DUKH モデルと拡張 DUIH モデルによって予測された圧縮下のクリープ破断時間は引張下のそれよりも長くなる。図 4 に、 $\gamma_A=0$, $\gamma_D=0.08$ とおいた場合の計算結果を示す。応力反転後のクリープ破断時間は、単軸引張りによる破断時間よりも長く、単軸圧縮によるそれよりも短くなっている。すなわち、クリープ破断時間の応力変動依存性が記述されている。なお、拡張 DUKH モデルと拡張 DUIH モデルによって予測される応力反転後のクリープ破断時間は一致している。これは、クリープ損傷とクリープ硬化が独立に定式化されているからである。以上のモデルシミュレーションから、損傷非連成構成モデルにおけるスケールリングパラメータの作用が

Fig. 3 Creep behavior predicted using uncoupled creep-damage models with consideration of tension-compression asymmetry for creep

Fig. 5 Creep behavior predicted using uncoupled creep-damage models with consideration of tension-compression asymmetry for creep and damage

Fig. 4 Creep behavior predicted using uncoupled creep-damage models with consideration of tension-compression asymmetry for damage

Fig. 6 Creep behavior predicted using coupled creep-damage models with no consideration of tension-compression asymmetry

明らかになった。参考のため、クリープ変形とクリープ損傷の非対称性を同時に考慮した場合 ($\gamma_A=0.08$, $\gamma_D=0.08$) の計算結果を図5に示す。なお、拡張非連成構成モデルの場合、クリープ変形とクリープ損傷の引張・圧縮非対称性の大きさは独立に設定することができる。

次に、拡張連成構成モデル(拡張 DCKH モデル, 拡張 DCIH モデル)を用いて計算した結果について検討する。図6に、拡張 DCKH モデルおよび拡張 DCIH モデルを用いて計算した結果を $\gamma_A=0$, $\gamma_D=0$ とおいた場合について示す。等方硬化変数を用いた拡張 DCIH モデルは、一定引張りと一定圧縮に対して同じクリープ曲線を与えるだけでなく、変動応力条件についても同じクリープ破断時間を予測する。拡張 DCIH モデルのこの特徴は、上述の拡張 DCKH モデルのそれに類似している。一方、移動硬化変数を用いた拡張 DCKH モデルは一定引張りと一定圧縮に対して同じクリープ破断時間を与えるが、応力反転後のクリープ

破断時間については一定応力条件下のそれよりも長くなっている。この理由は、移動硬化変数の大きさが応力反転によって過渡的に小さくなり、その結果として損傷速度も過渡的に低下して損傷の累積が遅れるためである。このような損傷機構は拡張 DCIH モデルでは作用しない。すなわち、スケーリングパラメータを $\gamma_A=0$, $\gamma_D=0$ と設定した場合、拡張 DCKH モデルだけが損傷進展の応力変動依存性を記述することができる。

図7に、スケーリングパラメータを $\gamma_A=0.08$, $\gamma_D=0$ と設定した場合の拡張連成構成モデルによる計算結果を示す。この場合、拡張 DCKH モデルと拡張 DCIH モデルはいずれもクリープ変形の引張・圧縮非対称性を表現することができる。さらに、損傷スケーリングパラメータを零とおいているにもかかわらず、いずれの硬化モデルにおいてもクリープ破断時間の引張・圧縮非対称性が記述されている。後者の理由は、クリープ硬化とクリープ損傷の連成が考慮されているため、クリープ硬化過程が修正された場合これに連動してクリープ損傷過程も影響を受けるからである。応力反転後のクリープ破断時間は、拡張 DCIH モデルでは引張破断時間と圧縮破断時間の間にくる。これに対して拡張 DCKH モデルでは、圧縮クリープ破断時間よりもさらに長くなっている。拡張 DCKH モデルが予測するこのようなクリープ破断時間の延長効果は、図6に関連して述べた移動硬化変数の過渡的変化と損傷の連成に起因するものである。拡張 DCIH モデルにおいては、クリープ変形挙動(硬化応答)の引張・圧縮非対称性のみがクリープ破断時間の応力変動依存性を支配する機構である。したがって、 $\gamma_A=0.08$, $\gamma_D=0$ と設定した場合、拡張 DCKH モデルと拡張 DCIH モデルはいずれもクリープ破断時間の応力変動依存性

Fig. 7 Creep behavior predicted using coupled creep-damage models with consideration of tension-compression asymmetry for creep

Fig. 8 Creep behavior predicted using coupled creep-damage models with consideration of tension-compression asymmetry for damage

Fig. 9 Creep behavior predicted using coupled creep-damage models with consideration of tension-compression asymmetry for creep and damage

を表現することができる。ただし、それを支配する機構には違いがあることに注意しなければならない。

図8に、 $\gamma_A=0$, $\gamma_D=0.08$ とおいた場合の損傷連成構成モデルによる計算結果を示す。クリープ変形が引張りと圧縮下で一致することを除けば、図7に示すシミュレーション結果と同じ特徴が観察できる。参考のため、図9にスケーリングパラメータを $\gamma_A=0.08$, $\gamma_D=0.08$ とおいた場合の計算結果を示す。

6. 結 言

この研究においては、引張応力および圧縮応力によるクリープ挙動(変形と損傷)の違いを考慮することができる新しい多軸構成モデルを提案した。まず、Mises形の有効応力を修正するためのスケーリングパラメータをクリープ変形とクリープ損傷に対して独立に定義した。次に、これらのスケーリングパラメータを用いて移動硬化変数と等方硬化変数を用いた2種類の損傷連成構成モデルを修正し、拡張された連成構成モデルを導いた。拡張連成構成モデルは、遷移クリープ、(瞬間的)定常クリープおよび加速クリープの全過程を記述することができるだけでなく、これらの過程の引張・圧縮非対称性、さらにはクリープ破断時間の応力変動履歴依存性を記述することができる。これらの特徴を明示するため、クリープ硬化とクリープ損傷が連成を伴う場合と伴わない場合について代表的なモデルシミュレーションを行った。また、モデルシミュレーションを行うことによって、スケーリングパラメータがクリープ挙動の引張・圧縮非対称性に与える作用も明らかにした。

なお、等非弾性速度面の形状が非弾性変形とともに変化する場合を考慮するためには、スケーリングパラメータを履歴に依存する内部変数の関数として定義し

なければならない。スケーリングパラメータの履歴依存性を考慮した一般化については今後の課題とする。

文 献

- (1) Yamamoto, M. and Ogata, T., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, **122**(2000), 315-320.
- (2) Antill, M. and Smith, D. J., *Proc. on the 6th Int. Conf. on Creep and Fatigue*, (1996), 231-240.
- (3) Courtney, T. H., *Mechanical Behavior of Materials*, (1990), 502-561, McGraw-Hill.
- (4) Iyer, S. K. and Lissenden, C. F., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, **122**(2000), 321-326.
- (5) 日本機械学会編, 動力プラント・構造物の余寿命評価技術, (1992), 36-46, 技報堂出版.
- (6) Kawai, M. (Hui, D. and Kozik, T. J. 編), *Visco-Plastic Behavior of New Materials*, PVP-Vol. 184, (1989), 85-93, ASME.
- (7) Tilly, G. P. and G. F. Harrison, *J. Strain Analysis*, **7-3** (1972), 163-169.
- (8) 河井昌道, 機論, **61**-592, A (1995), 2684-2692.
- (9) Kachanov, L. M., *Izv. Akad. Nauk SSSR, Otd. Tekh. Nauk*, (in Russian), **8**(1958), 26-31.
- (10) Rabotnov, Yu. N., *Creep Problems of Structural Members*, (1969), 358-402, North-Holland.
- (11) Sdobyrev, V. P., *Izv. AN SSSR. Mekh. and Mashinost.*, **6**(1959), 12-19.
- (12) Hayhurst, D. R., *J. Mech. Phys. Solids*, **20**(1972), 381-390.
- (13) Kachanov, L. M., *Introduction to Continuum Damage Mechanics*, (1986), 1-10, Martinus Nijhoff Publishers.
- (14) Huddleston, R. L., *Trans. ASME, J. Press. Technol.*, **107**(1985), 421-429.
- (15) Gillet, Y., Patoor, E. and Berveiller, M., *J. Intell. Mater. Systems Struct.*, **9**(1998), 366-378.
- (16) Malinin, N. N. and Khadjinsky, G. M., *Int. J. Mech. Sci.*, **14**(1972), 235-246.
- (17) Ponter, A. R. S. and Leckie, F. A., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, **98**(1976), 47-51.
- (18) Lemaitre, J. and Chaboche, J. L., *Mechanics of Solid Materials*, (1985), 308-314, Cambridge Univ. Press.
- (19) Hayhurst, D. R., Brown, P. R. and Morrison, C. J., *Phil. Trans. R. Soc. Lond., A*, **311**(1984), 131-158.