繰返し前負荷を受けた SUS 304 材の単軸, 二軸粘塑性変形挙動*

石川 博 将^{*1}, 佐々木 克彦^{*1}, 大 場 亮^{*2}Uniaxial and Biaxial Viscoplastic Behavior
of SUS 304 after Cyclic Preloading

Hiromasa ISIKAWA, Katsuhiko SASAKI and Ryo OBA

A series of tests for creep and biaxial ratchetting during cyclic loading were carried out to investigate the interaction between cyclic plasticity and creep or ratchetting of SUS 304 stainless steel. Specimens were subject to intermittent creep or biaxial ratchetting at several stress levels during cyclic tension-compression loading with the constant strain amplitude under the constant stress rate. The test results showed that the creep curve during cyclic loading could be explained by the so-called Bailey-Norton law, with stress levels measured from the current center of the yield surface which was determined by the hybrid constitutive equation for cyclic plasticity proposed by authors. Axial ratchet strain induced by cyclic shear stressing was expressed by the shear stress amplitude, the number of cycles and the axial stress level measured from the current center of the yield surface.

Key Words: Constitutive Equation, Plasticity, Creep, Cyclic Loading, Biaxial Ratchetting

1. 緒 言

宇宙機器, 航空機, 原子力機器などで用いられている機械部材は, 繰返し負荷や繰返し熱負荷を単独に, あるいは同時に受ける厳しい環境下で使用されている。このような機械部材は, 繰返し塑性, クリープ, ラチェットが組合さった複雑な変形状態にあると考えられる。この変形挙動を正確に記述できる繰返し塑性構成式が要求されており, すでに多くの研究が行われている^{(1)~(5)}。例えば, Chaboche ら⁽¹⁾は, 室温および高温下におけるクリープ挙動を記述できる構成式を提案し, SUS 304 材による実験から, その適用性を検証している。また, Krempl ら⁽²⁾は, 繰返し硬化と単軸ラチェットとの相互関係について, SUS 304 材を用いて調べ, 過応力の概念に基づく粘塑性モデルでのシミュレーションを試みている。しかしながら, 繰返し塑性とクリープあるいはラチェットとの相互関係を, 統一的に記述できる構成式は, いまだ見当たらない。

繰返し塑性とクリープおよびラチェットとの相互関係を表示できる構成式を構築するためには, まず, 実

験により, それらの相互関係を詳細に把握する必要がある。Kujawski ら⁽⁶⁾は, 引張り・圧縮の繰返し負荷を SUS 304 材に与え, 繰返し負荷中のいくつかの応力レベルで, クリープあるいは応力緩和を挿入する実験を行っている。彼らの実験では, 次のような興味深いことが明らかになった。すなわち, 引張りから圧縮, あるいは, 圧縮から引張りへと負荷方向が逆転した後, 応力が零になるまでの除荷過程で, クリープ試験を行った場合, 除荷点直後の応力レベルでのクリープひずみは, ヒステリシスループの外側へ進行するが, 応力レベルが零に近付くにつれて, クリープひずみは減少し, 応力レベルが零に達する前に, クリープひずみは, ヒステリシスループの内側に進行することである。つまりこのことは, 除荷過程にクリープひずみが生じない応力レベルが存在することを示唆しているが, 彼らは, その点についてまでは, 言及していない。なお, Brinkman⁽⁷⁾は, 除荷過程で応力緩和が生じないことを報告している。

著者らは先に, 繰返し負荷による降伏曲面の形状の変化, および, 繰返し負荷後の材料の変形挙動について報告している⁽⁸⁾⁽⁹⁾。そして, 降伏曲面の中心移動を考慮すれば, 繰返し負荷中の降伏曲面は, すべてだ円で表示できること⁽⁸⁾, また, 繰返し前負荷後の等ひずみ

* 原稿受付 平成 3 年 4 月 10 日。

^{*1} 正員, 北海道大学工学部 (〒060 札幌市北区北 13 条西 8 丁目)。^{*2} 准員, セイコーエプソン(株) (〒392 諏訪市大和 3-3-5)。

曲線を定式化可能であることを示した⁽⁹⁾。

本研究では、まず、繰返し塑性、クリープ、ラチェットの統一構成式を構築する上で、基礎的な資料となる実験を SUS 304 材を用いて室温で行う。ついで、降伏曲面の中心を考慮すると、繰返し前負荷後のクリープおよびラチェットをも、容易に定式化できることを明らかにする。すなわち、一定ひずみ振幅の引張り・圧縮の繰返し前負荷を、ひずみ硬化が生じなくなるまで与え、その後、ヒステリシスループ上のいくつかの応力レベルで、クリープ試験、および、二軸ラチェット試験を行った。そして、繰返し負荷中に移動する降伏曲面の中心が、クリープおよびラチェットの生じない応力レベルであると仮定して、試験結果を整理した。繰返し前負荷中の降伏曲面の中心の移動量は、先に著者らの提案した、ハイブリッド繰返し塑性構成式⁽¹⁰⁾から定めた。その結果、降伏曲面の中心の移動を考えれば、繰返し前負荷後のクリープも、繰返し前負荷のひずみ振幅の大きさにかかわらず、従来のクリープで用いられている、Bailey-Norton 則表示できることが明らかになった。また、二軸ラチェットに関しても、クリープと同様、降伏曲面の中心を考慮すれば、定式化できることを見出した。

2. 試験片および実験方法

2.1 試験片 本実験で使用した供試材は、外径 32 mm、厚さ 6 mm の SUS 304 ステンレス鋼の引抜き円管であり、1040℃で固溶体化処理されている。その化学成分を表 1 に示す。試験片はこの供試材から、図 1 に示すような形状に加工した。なお、供試材の縦

表 1 供試材の化学成分 (wt%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
0.05	0.38	1.56	0.037	0.003	9.22	18.49

表 2 二軸ラチェット試験種類

Shear stress amplitude $\Delta\sqrt{3}\tau$ (MPa)	± 160			± 200	± 240
Shear stress rate $\sqrt{3}\dot{\tau}$ (MPa/s)	5	10	20	10	10
Stress level (σ)	j	j, b, c, i	j	j	j

図 1 試験片の形状

弾性係数は 198 GPa、横弾性係数は 74 GPa である。試験機は電気・油圧サーボ式引張り・圧縮・ねじり疲労試験機 (島津製作所製 EHF-EB 10) で、パーソナルコンピュータ (NEC 製 PC 9801 vm 2) により制御を行った。また、ひずみは、試験片中央部側面に対称に接着した 2 枚の三軸口セットゲージ (共和電業製 KFG-5-120-D 17-16) および伸び計により検出した。

2.2 実験方法 クリープ試験は、以下のように行う。まず、一定ひずみ振幅引張り・圧縮の繰返し前負荷を試験片に、応力・ひずみ関係が安定し、ひずみ硬化がなくなるまで与える。その後、図 2 に示すように繰返し前負荷のループ上の 11 箇所の応力レベルで、それぞれ 300 秒の短時間のクリープ試験を行う。また、繰返し前負荷のひずみ振幅を 1.0, 1.5, 2.0% について行う。

二軸ラチェット試験は、図 2 の 4 点 (b, c, i, j) の応力レベルで、それぞれ、後続のねじりの繰返し負荷を与えることによって行う。引張り・圧縮の繰返し前負荷のひずみ振幅を 1.0% のみについて行い、表 2 に示したように、ねじりの繰返し負荷の応力振幅 ($\Delta\sqrt{3}\tau$) を 3 種類、さらに、応力速度 ($\sqrt{3}\dot{\tau}$) を 3 種類変えて行う。

なお、引張り・圧縮の繰返し前負荷時の応力速度を 10 MPa/s とし、すべての実験を室温で行った。

3. 実験結果および考察

3.1 単軸引張り負荷途中のクリープ挙動 図 3 は、前履歴を受けていない初期材に対して、単軸引張り試験を行い、その途中の 4 箇所の応力レベルで 300

図 2 応力レベル

秒のクリープ試験を行った時の応力-ひずみ関係である。図3でa~dは各応力レベルを示しており、それぞれ、300, 350, 400, 450 MPaである。また、一点鎖線は純粋引張り時の応力-ひずみ曲線を示している。各応力レベルでクリープ終了後、再び応力を増加させると、純粋引張り時の曲線と一致することが図3より明らかである。

図4の実線は、図3より得られたクリープ曲線を示し、図中の各数値は、各応力レベルの値を示している。応力レベルが大きいほど生じるクリープひずみも大きくなるが、図4よりわかる。一般に、一定温度のもとで生じるクリープひずみ ϵ^c は応力 σ と時間 t の関数として、次式のBailey-Norton則で表せる。

$$\epsilon^c = K\sigma^a \cdot t^b, \quad b < 1 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 K , a , b は実験より定まる材料定数であり、結局、図4のクリープ曲線は、次式で与えられる。

$$\epsilon^c = 4.33 \times 10^{-10} \sigma^{3.57} \cdot t^{0.185} \quad \dots\dots\dots (2)$$

図3 単軸引張り負荷途中のクリープ挙動

図4 単軸引張り負荷途中のクリープ曲線

ここで、クリープひずみ ϵ^c 、応力 σ 、時間 t の単位は、それぞれ、%, MPa, 秒である。式(2)より得られたクリープ曲線を図4に破線で示す。計算結果は実験結果とよく一致している。

なお、図3において、クリープ試験中に応力の低下が観察されるが、この現象は、試験機および制御プログラムに起因する実験誤差である。また、応力低下量の保持応力に対する割合は2%以下であった。

3・2 繰返し前負荷後のクリープ挙動 図5は、室温で、応力速度 10 MPa/s、一定ひずみ振幅 1%の引張り・圧縮の繰返し前負荷を与え、応力-ひずみ関係が安定した後、ループ中の 11 点で 300 秒間のクリープ試験を挿入した時の応力-ひずみ曲線である。図5で、a~kはクリープを挿入した応力レベルをそれぞれ示している。図5より、aとj, bとi, cとh, dとg, eとfは、それぞれ同じ応力レベルであるが、負荷側(d, e, i, j)に比べ除荷側(a, b, f, g)でのクリープが、非常に小さいことがわかる。つまり、式(1)のBailey-Norton則では明らかに、このクリープを表すことは不可能である。また、c点とh点では、応力レベルが零であるにもかかわらず、わずかながらループの内側に向かうクリープひずみが認められる。逆に、最大の応力レベルkで外向きのクリープひずみが生じている。すなわち、応力レベルkとcの間にクリープひずみが零となる応力レベルが存在すると考えられるが、実験からそれを断定するのは困難である。そこで、クリープひずみが零となる応力レベルが、降伏曲面の中心応力と一致すると仮定して、その応力レベルを、先に著者らが提案したハイブリッド繰返し塑性構成式⁽¹⁰⁾に

図5 繰返し前負荷後のクリープ挙動

より推定した。そして、降伏曲面の中心応力を基準にして、クリープ曲線の図示を試みた。

ハイブリッド繰返し塑性構成式の概略を以下に示す。すなわち、塑性変形により誘起される異方性の発達と降伏曲面の中心移動を考慮した式(3)の負荷関数を用い、Prager-Zieglerの仮定と塑性ひずみ増分の方が降伏曲面に垂直であるという仮定から、負荷関数に関連する式(4)の塑性流れ則を定めた。また、すべての応力-ひずみ関係は、降伏曲面の中心から式(5)のRamberg-Osgood則を適用し求めた。

$$f = \frac{1}{2} C_{ijkl} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^c) (\sigma_{kl} - \sigma_{kl}^c) - \frac{1}{3} R^2 (\chi, T) = 0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\epsilon}^p}{R} C_{ijkl} (\sigma_{kl} - \sigma_{kl}^c) \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$e_i = \frac{s_i}{E} \left[1 + K \left(\frac{s_i}{\sigma_0} \right)^m \right] \quad \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 f は負荷関数、 C_{ijkl} は塑性変形に誘起される4階異方性テンソル係数、 σ_{ij} は応力テンソル、 σ_{ij}^c は降伏曲面の中心を示す応力テンソル、 R は流れ応力、 χ は硬化、軟化のパラメータ、 T は温度である。また、 $d\epsilon_{ij}^p$ 、 $d\bar{\epsilon}^p$ はそれぞれ塑性ひずみ増分テンソル、相当塑性ひずみ増分、 s_i は降伏曲面の中心からの単軸応力、 e_i はその時の単軸ひずみであり、 K 、 E は定数と縦弾性係数である。さらに、 σ_0 、 m は、 $(n-1)$ 回の負荷履歴を受けた後に $500 \mu\text{m/m}$ の永久ひずみを生ずる時の応力と硬化、軟化の指数であり、この二つは構成式で重要な材料定数である。

図6 繰返し負荷時の応力-ひずみ関係
(引張り・圧縮、 $\Delta\epsilon=1.0\%$ 、シミュレーション)

式(3)～式(5)より、軸力とねじりのみを受ける場合の関係式は、式(6)～式(9)になる。

$$d\epsilon_i^p = B \cdot \left\{ \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right\}^m \cdot \frac{3}{2R^2} [C_i \sigma d\sigma + 2C_{is} s d\sigma + 2C_{is} \sigma ds + 4C_{ss} s ds] (C_i \sigma + 2C_{is} s) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$d\gamma^p = 2B \cdot \left\{ \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right\}^m \cdot \frac{3}{2R^2} [C_i \sigma d\sigma + 2C_{is} s d\sigma + 2C_{is} \sigma ds + 4C_{ss} s ds] (C_{is} \sigma + 2C_{ss} s) \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$d\sigma_i^c = \frac{3}{2R^2} [C_i \sigma d\sigma_i + 2C_{is} s d\sigma_i + 2C_{is} \sigma d\tau + 4C_{ss} s d\tau] \sigma \mp R_{(\infty)} \frac{\alpha}{W_0} \cdot \exp \left(-\frac{W^p}{W_0} \right) \times B \cdot \left\{ \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right\}^m \cdot \frac{1}{R} [C_i \sigma d\sigma + 2C_{is} s d\sigma + 2C_{is} \sigma ds + 4C_{ss} s ds] \sigma \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$d\tau^c = \frac{3}{2R^2} [C_i \sigma d\sigma_i + 2C_{is} s d\sigma_i + 2C_{is} \sigma d\tau + 4C_{ss} s d\tau] s \mp R_{(\infty)} \frac{\alpha}{W_0} \cdot \exp \left(-\frac{W^p}{W_0} \right) \times B \cdot \left\{ \frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0} \right\}^m \cdot \frac{1}{R} [C_i \sigma d\sigma + 2C_{is} s d\sigma + 2C_{is} \sigma ds + 4C_{ss} s ds] s \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $d\epsilon_i^p$ 、 $d\gamma^p$ はそれぞれ軸方向とせん断の塑性ひずみ増分、 C_i 、 C_{is} 、 C_{ss} は降伏曲面のゆがみと回転を生ずる異方性パラメータ、 σ 、 s は降伏曲面の中心からの軸応力とせん断応力である。また、 $B=3K\{m+1\}/2E$ であり、 $d\sigma_i^c$ 、 $d\tau^c$ は降伏曲面の中心での軸応力増分とせん断応力増分である。さらに、 α 、 W_0 、 $R_{(\infty)}$ は材料定数である。なお、 W^p はそれまでに受けた塑性仕事である。

図6は、図5のひずみ振幅1%の引張り・圧縮の繰返し前負荷を、上述した繰返し塑性構成式によりシミュレーションした結果である。図6で、一点鎖線は降伏曲面の中心移動を示している。応力-ひずみ関係が安定した後のループ端の降伏曲面の中心位置は、図6より、引張方向で150 MPa、圧縮過程では-169 MPaであり、引張方向に関しては、図2のbの応力レベルと一致している。なお、ひずみ振幅が1.5%、2.0%の時についても、図5と同様の実験を行っており、これらに関しても同様に、シミュレーションによって、降伏曲面の中心位置をそれぞれ算出した。

図7は、上述した手順により定まった降伏曲面の中心を、応力が零、および、ひずみが零の新たな原点として、クリープ曲線を描いた図である。つまり、図7で、縦軸は、降伏曲面の中心ひずみから測定したひずみ量であり、図中の数値は、降伏曲面の中心応力から測定した応力 [MPa] である。また、○(●)、△(▲)、□(■)印は、それぞれ1.0、1.5、2.0%の一定ひずみ振

幅引張り・圧縮の繰返し前負荷後に行ったクリープを示している。実線および白抜き印(○, △, □)は引張過程(f, g, h, i, j), 破線および黒印(●, ▲, ■)は圧縮過程(a, b, c, d, e)でのクリープである。図7より、繰返し前負荷のひずみ振幅にかかわらず、応力レベルのほぼ等しいクリープ曲線は、ほぼ等しい形状であること、つまり、ひずみ振幅の影響を受けないことが明らかである。また、応力レベルが大きいほど、生じるクリープひずみも大きくなる。以上の結果より、繰返し前負荷後のクリープ曲線も、降伏曲面の中心を考

図7 繰返し前負荷後のクリープ曲線 (実験)

図8 繰返し前負荷後のクリープ曲線 (計算)

慮すれば、従来用いられている Bailey-Norton 則で表示できる可能性があると考えられる。そこで、図7より、式(1)の Bailey-Norton 則の材料定数 k , a , b を決定した結果、次式を得た。

$$\dot{\epsilon}^c = 2.89 \times 10^{-13} \sigma^{4.23} \cdot t^{0.178} \quad \dots\dots\dots (10)$$

図8は、図7のクリープ曲線を、式(10)を用いて計算した結果である。図7と図8を比較すると、非常によく一致している。すなわち、降伏曲面の中心から測定した応力とひずみを用いれば、繰返し前負荷後のクリープ挙動は、繰返し前負荷のひずみ振幅にかかわらず、Bailey-Norton 則で表現可能であることが明らかである。

なお、図5中の k 点でのクリープは、唯一、繰返し前負荷のひずみ振幅を越えて、ループの外へ向かうクリープであるが、他のループ内のクリープに比べ著しく大きなひずみが生じている。そのため、式(10)では表示不可能であった。また、このクリープは、初期材でのクリープを示す式(2)でも表示できず、その理由は今後の検討課題である。

3・3 繰返し前負荷後の二軸ラチェット挙動 クリープと同様に、前履歴として応力速度 10 MPa/s で、ひずみ振幅 1% の引張り・圧縮の繰返し負荷を与えた後、図2の b, c, i, j の応力レベルで二軸ラチェット試験を行った。つまり、軸応力を一左に保ちながら、応力速度および応力振幅一定のねじりの繰返し負荷を与え、軸方向に生じるひずみをラチェットひずみとして

図9 繰返し前負荷後の二軸ラチェット挙動
($\sqrt{3} \dot{\epsilon} = 10$ MPa/s, $\Delta\sqrt{3} \tau = \pm 160$ MPa)

観察した。

図 9 に、それぞれの応力レベルで、ねじりの応力速度が 10 MPa/s、応力振幅が ± 160 MPa の二軸ラチェット試験で得られた、ラチェットひずみとせん断応力の関係を示す。図 9 (a)～(d) はそれぞれ、b, c, i, j の応力レベルでの結果を示しており、いずれも 20 サイクルまでを示している。図 9 (a) と (c) を比較すると b と i では応力レベルが等しいにもかかわらず、ラチェットひずみ量が全く異なっている。また、図 9 (b) より、応力レベルが零にもかかわらずラチェットひずみが観察され、しかもラチェットひずみは、負の値すなわちループの内側に進行していることがわかる。なお、同様な現象が、Udoguchi ら⁽¹¹⁾により報告されている。以上の結果は、前節で述べたクリープの場合と同様の結果である。そこで、二軸ラチェットの場合にも、降伏曲面の中心の応力を基準に各応力レベルの値を算出した。その結果、b, c, i, j の各応力レベルの絶対値はそれぞれ、0, 150, 329, 409 MPa となり、応力レベルの絶対値が大きくなるにつれ、ラチェットひずみも大きくなることがわかる。すなわち、繰返し前負荷後の二軸ラチェットの場合にも、降伏曲面の中心を考慮すると、その変形挙動を定量的に説明でき

る。

図 10 (a)～(c) は図 2 の j の応力レベルで行った、3 種類のねじりの応力振幅での二軸ラチェット試験の結果であり、それぞれ、応力振幅は順に ± 160 MPa, ± 200 MPa, ± 240 MPa で、20 サイクルまで示している。図 10 より、応力振幅が大きいほど生じるラチェットひずみの量も大きくなるのがわかる。

図 11 (a)～(c) は、図 2 の j の応力レベルで、ねじりの応力振幅を ± 160 MPa 一定とし、応力速度をそれぞれ順に、5 MPa/s, 10 MPa/s, 20 MPa/s の 3 種類について二軸ラチェット試験を行った結果である。いずれの図も 20 サイクルまで示している。図 11 より、ねじりの応力速度によるラチェットひずみ量の差はほとんどないことがわかる。すなわち、ラチェットひずみは、時間ではなくサイクル数に依存していることが図 11 より明らかである。

そこで、ラチェットひずみとサイクル数の関係について調べた結果を図 12 に示す。図 12 で、○印は、実験結果を示し、b, c, i, j は各応力レベルを示す。また、数値は、ねじりの応力振幅 [MPa] を示している。ラチェットひずみ ϵ^r が、繰返し前負荷後の降伏曲面の

図 10 二軸ラチェットの応力振幅の影響 (応力レベル: j, $\sqrt{3}\dot{\epsilon} = 10$ MPa/s)

図 11 二軸ラチェットの応力速度の影響 (応力レベル: j, $\Delta\sqrt{3}\tau = \pm 160$ MPa)

中心から測定した軸応力 σ , ねじりの応力振幅 $\Delta\sqrt{3}\tau$, サイクル数 N の関数として次式で表示されるものとする。

$$\epsilon^r = K(\Delta\sqrt{3}\tau)^a \sigma^b N^c \dots\dots\dots (11)$$

ここで, K, a, b, c は定数である。実験結果より各定数を算出した結果, $K=4.47 \times 10^{-21}$, $a=3.40$, $b=4.25$, $c=0.240$ となった。この材料定数の値を用いて, 式(11)で計算した結果を, 図 12 の実線で示す。計算値と実験値は, 最初の数サイクルに若干の差が見られるが, 全体的によく一致している。以上により, 降伏曲面の中心を考慮すれば, 繰返し前負荷後の二軸ラチェットによるラチェットひずみは, 式(11)により定式化できることが明らかである。

4. 結 言

本論文では, 繰返し塑性変形とクリープ, あるいは, ラチェットとの相互関係を明らかにするために, SUS 304 材を用い, 一定ひずみ振幅の引張り-圧縮の繰返し負荷後にクリープ試験および二軸ラチェット試験を室温で行い, これらの現象の定式化を試みた。その結果以下の結論を得た。

(1) 繰返し前負荷により移動した降伏曲面の中心の応力レベルでは, クリープひずみは生じない。

(2) 降伏曲面の中心の応力とひずみを基準にとると, クリープひずみ量は, 繰返し前負荷のひずみ振幅の大きさとは無関係である。

(3) クリープひずみは, 降伏曲面の中心位置から測定した応力, および, ひずみを用いれば, 従来のクリープと同様に Bailey-Norton 則で表示可能である。

(4) クリープひずみと同様に, 二軸ラチェットの場合にも, 繰返し前負荷により移動した降伏曲面の中心の応力レベルでは, ラチェットひずみは生じない。

(5) ラチェットひずみは, 繰返しねじりの応力速度の影響を受けない。

(6) ラチェットひずみは, 降伏曲面の中心位置から測定した軸応力, 繰返しねじりの応力振幅, サイク

図 12 ラチェットひずみとサイクル数との関係

ル数の関数として表示可能となった。

なお, 本研究の一部は, 文部省科学研究費奨励研究(A)の補助を受けた。謝意を表す。

文 献

- (1) Chaboche, J. L. and Nauailhas, D., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, **111** (1989), 424.
- (2) Krempl, E. and Ruggles, M. B., *J. Mech. Phys. Solids*, **38** (1990), 587.
- (3) McDowell, D. L., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, **54** (1987), 323.
- (4) Ellyin, F. and Xia, Z., *J. Mech. Phys. Solids*, **37** (1989), 71.
- (5) Valanis, K. C., *Acta Mech.*, **32** (1980), 171.
- (6) Kujawski, D.,ほか2名, *J. Mech. Phys. Solids*, **28** (1980), 129.
- (7) Brinkman, C. R. (Burke, J. J. and Weiss, V. 編), *Fatigue, Environment and Temperature Effects*, (1983), 241, Plenum Press.
- (8) 石川・佐々木, 機論, **54**-501, A (1988), 1116.
- (9) 石川・佐々木, 機論, **55**-516, A (1989), 1856.
- (10) 佐々木・石川, 機論, **56**-532, A (1990), 2536.
- (11) Udoguchi, T.,ほか1名, *Creep and Fatigue in Elevated Temperature Applications, I. Mech.*, E (1974), 210. 1.