

ひずみ回復と応力反転時の材料軟化を考慮したクリープ構成式*

大野 信忠**, 村上 澄男**, 上野 大成***
Nobutada OHNO, Sumio MURAKAMI, Taisei UENO**Key Words:** Strength of Materials, Creep, Constitutive Equation, Creep Recovery, Combined State of Stress, Variable Stress, Stress Reversal, Type 304 Stainless Steel

1. 緒 言

多結晶金属材料のクリープでは、除荷後クリープひずみの回復が生じるだけでなく、応力の符号を反転するとクリープ速度が過渡的に増加することはよく知られている^{(1)~(3)}。また、応力状態を非比例的に変化した後では、クリープ速度が過渡的に増加するとともに、クリープ速度テンソルと偏差応力テンソルが一時的に非共軸となることが報告されている^{(4)~(6)}。クリープのこのような異方的特性を記述するために、これまでにもいくつかの理論が、現象論的あるいは金属物理解学的観点から提案されている⁽¹⁰⁾。

その一つに、クリープにおける材料の内部状態変化を、背応力、あるいは背応力と抗応力によって記述しようとする理論がある^{(11)~(15)}。この種の理論は、上に述べたようなクリープの種々の異方的現象を定性的に説明し得る。しかし、例えば 304 ステンレス鋼の変動応力クリープの場合のように、その理論的予測は実験結果と必ずしも一致しないことが確かめられている^{(8)~(9)}。さらに、背応力や抗応力を規定する理論では、材料定数が一定引張応力クリープ試験の結果だけによっては決定できず、しかも一般にその決定には、数値計算に基づく試行錯誤が必要となる⁽¹⁶⁾。

これに対して著者らは^{(17)~(18)}、クリープひずみ空間内にクリープ硬化面を規定し、その配置と現在のクリープひずみ状態によって材料のひずみ履歴を表現する多軸変動応力クリープ構成式を提案した。この理論は、応力の符号が反転しない単軸引張応力下ではひずみ硬化理論に帰着し、また単軸応力状態で応力符号が反転する場合には ORNL (Oak Ridge 国立研究所) の修正ひずみ硬化理論^{(1)~(19)}に一致する。したがって、構成式に含まれる材料定数は、通常の一定引張応力クリープ試験の結果から簡単に求めることができる。またこの理論は、一定値の相当応力のもとでの 304 ステ

ンレス鋼の応力反転試験結果および多軸変動応力試験結果をかなり精度よく記述することが確かめられている^{(17)~(18)}。しかし、このクリープ硬化面理論は、ひずみ硬化理論を基礎にしているため、応力の減少に伴うクリープ回復を表現できないだけでなく、応力反転の際に応力の大きさが減少する場合には、反転後のクリープひずみを小さく見積もる傾向がある(後出の図 4, 5 参照)。したがって作用する応力が小さく、全クリープひずみに比べて回復ひずみの大きさが無視できないような場合には、クリープ硬化面理論はそのままの形では適用できない。

このため、本研究ではまず、クリープひずみを除荷後回復する成分と回復しない成分に分離し、それらをそれぞれ McVetty の理論⁽²⁰⁾および上述のクリープ硬化面理論で記述することによって、クリープ回復と応力反転時の材料軟化を同時に考慮したクリープ構成式を定式化する。次に、このようなクリープ構成式の妥当性を検討するため、600°C での 304 ステンレス鋼薄肉円管に対して応力の大きさと符号がともに変動するねじりクリープ試験、およびそれに一定引張応力を重畳した多軸変動応力クリープ試験を行い、理論結果と実験結果を比較する。

2. 構成式の定式化

著者らのクリープ硬化面理論では、応力の変化に対するクリープ速度の変化の連続性を保障するため、応力 0 でクリープ速度が生じないことが要求されており⁽¹⁸⁾、このためクリープ回復を表現することができない。クリープ回復は主に、ピン止めされた転位の膨み (bowing) や障害転位の後退 (recoil) が、除荷後時間とともに回復するために生じ、特に前者の機構によるクリープ回復は負荷応力に比例する⁽²⁾。クリープ回復の線形な応力依存性は、0.17% 炭素鋼に対する Johnson⁽²¹⁾ の実験によっても確かめられており、またステンレス鋼についても成り立つ〔後出の図 2 および文献 (22) 参照〕。一般に、一定応力下のクリープが応力に非線形に依存することを考えると、クリープ

* 昭和 57 年 3 月 19 日 東海支部第 31 期総会講演会において講演、原稿受付 昭和 57 年 5 月 14 日。

** 正員、豊橋技術科学大学 (〒440 豊橋市天伯町宇雲雀ヶ丘)。

*** 学生員、豊橋技術科学大学大学院。

回復についてのこれらの事実は、クリープひずみ ε_{ij}^0 が除荷後回復しないクリープ成分 $\varepsilon_{ij}^{0'}$ と擬弾性的に回復する成分 $\varepsilon_{ij}^{0''}$ に分離でき、しかもそれぞれの成分は独立に規定しうることを示唆する。このとき、クリープひずみ ε_{ij}^0 は

$$\varepsilon_{ij}^0 = \varepsilon_{ij}^{0'} + \varepsilon_{ij}^{0''} \dots \dots \dots (1)$$

と書ける。

上式のクリープ成分 $\varepsilon_{ij}^{0'}$ の変化は、すでに述べたクリープ硬化面理論⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾で記述することができる。すなわち、一般にクリープが進行すると、転位は不動転位の形成、種々の障害物へのたい積、各種の転位構造の形成等により可動性を失い、材料は硬化する。クリープ変形が十分に大きく、擬弾性的なクリープ回復が無視できるとすれば、このような不動化した転位は、応力反転後可動性を回復する可逆的な部分と、それを回復せず不可逆的な転位構造を形成する部分とからなると考えられる。このため、応力符号が反転すると、転位の可逆的な部分の再可動化によって、応力反転後に大きなクリープ速度が生じる。クリープ速度がこのように過渡的に増加するひずみ範囲を、球

$$g = (2/3)(\varepsilon_{ij}^{0'} - \alpha_{ij})(\varepsilon_{ij}^{0'} - \alpha_{ij}) - \rho^2 \leq 0 \dots \dots \dots (2)$$

によって近似し、その境界 $g=0$ をクリープ硬化面と呼ぶ。上式の α_{ij} と ρ は、領域 $g \leq 0$ の中心の座標および半径を表し、その発展式は次のように規定される⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾。

$$\dot{\alpha}_{ij} = \begin{cases} (1/2)\dot{\varepsilon}_{kl}^{0'} n_{kl} n_{ij}, & g=0 \text{ かつ } (\partial g / \partial \varepsilon_{ij}^{0'}) \dot{\varepsilon}_{ij}^{0'} > 0 \\ 0, & g < 0 \text{ あるいは } (\partial g / \partial \varepsilon_{ij}^{0'}) \dot{\varepsilon}_{ij}^{0'} \leq 0 \end{cases} \dots \dots \dots (3)$$

$$\dot{\rho} = \begin{cases} \sqrt{1/6} \dot{\varepsilon}_{ij}^{0'} n_{ij}, & g=0 \text{ かつ } (\partial g / \partial \varepsilon_{ij}^{0'}) \dot{\varepsilon}_{ij}^{0'} > 0 \\ 0, & g < 0 \text{ あるいは } (\partial g / \partial \varepsilon_{ij}^{0'}) \dot{\varepsilon}_{ij}^{0'} \leq 0 \end{cases} \dots \dots \dots (4)$$

$$n_{ij} = (\varepsilon_{ij}^{0'} - \alpha_{ij}) / [(\varepsilon_{kl}^{0'} - \alpha_{kl})(\varepsilon_{kl}^{0'} - \alpha_{kl})]^{1/2} \dots \dots \dots (5)$$

このとき、 $\dot{\varepsilon}_{ij}^{0'}$ は次のように表現される。

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{0'} = (3/2)f(q, \bar{\sigma})s_{ij}/\bar{\sigma}, \quad \bar{\sigma} = [(3/2)s_{ij}s_{ij}]^{1/2} \dots \dots \dots (6)$$

$$q = \rho + (\varepsilon_{ij}^{0'} - \alpha_{ij})s_{ij}/\bar{\sigma} \dots \dots \dots (7)$$

ここで、 s_{ij} は偏差応力テンソルを示し、また関数 $f(q, \bar{\sigma})$ は $f(q, 0) = 0$ を満足するような関数である。さらに q は、クリープ硬化変数であり、法線方向が $(-s_{ij}/\bar{\sigma})$ であるような $g=0$ の接平面とクリープひずみ点 $\varepsilon_{ij}^{0'}$ の間の距離に等しい。したがって、 q は現在の応力状態とそれまでの変形履歴に依存し、応力反転によってその値は減少する。特に、 $g=0$ の面上で応力が完全に反転するとき、 q は 0 となる。

次に、式(2)~(7)では考慮されなかった擬弾性的なひずみ成分 $\varepsilon_{ij}^{0''}$ について考える。McVetty⁽²⁰⁾ は、単軸引張応力 σ のもとでのクリープひずみ ε_0 を遷移クリープひずみ ε_t と定常クリープひずみ ε_s に分離し、前者は除荷後すべて回復すると仮定した。彼はさらに、 σ が一定のとき、 ε_t は最終的に σ のべき乗に比例する値をとると考え、遷移クリープ速度 $\dot{\varepsilon}_t$ を

$$\dot{\varepsilon}_t = a(K\sigma^b - \dot{\varepsilon}_t) \dots \dots \dots (8)$$

と表現した。ここで、 K 、 a 、 b は材料定数である。

式(1)の擬弾性ひずみ成分 $\varepsilon_{ij}^{0''}$ は、遷移クリープひずみの一部分を表し、しかも除荷後回復する。したがって、 $\varepsilon_{ij}^{0''}$ は McVetty の遷移クリープひずみと同じ性質を持つから、その速度は式(8)を多軸応力状態に拡張した形によって表現できる。すでに述べたように、クリープ回復は転位の膨みや後退と関連す

るから、それは体積変化を伴わず、また静水圧の影響を受けないと仮定できる。このとき、 $\dot{\varepsilon}_{ij}^{0''}$ は

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{0''} = a[(3/2)K\bar{\sigma}^{b-1}s_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^{0''}] \dots \dots \dots (9\cdot a)$$

と書ける。特に、クリープ回復が負荷応力に比例する場合の $\varepsilon_{ij}^{0''}$ の変化は、式(9・a)で $b=1$ と置いた式

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{0''} = a[(3/2)Ks_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^{0''}] \dots \dots \dots (9\cdot b)$$

によって記述される。

3. 試験片および試験装置

試験片は、1100°C で溶体化処理された 304 ステンレス鋼の引抜き丸棒(直径 32 mm)から削り出した薄肉円管であり、その外径、内径およびゲージ長は、それぞれ 21 mm, 19 mm, 50 mm である。また試験片材料の化学成分(重量%)と常温での機械的性質は、表1および表2のとおりである。試験機は、島津製作所と共同開発した引張り-ねじり組合せ負荷クリープ試験機(島津製作所 S-1.5-3T)であり、その複合負荷機構および変位計を図1に示す。引張力は、通常の引張りクリープ試験機と同じくレバーと引張棒①を介して、またねじりトルクはプーリー③を介して、それぞれ重錘によって負荷される。引張力とねじりトルクの間干渉は、新しく開発された複合負荷機構によって取り除かれている。すなわち、引張力は引張り棒①から鋼球②を介して引張り棒④に伝えられ、このた

め、引張力がねじり負荷用プーリー③の回転に及ぼす摩擦トルクは極めて微小となる。このような荷重誤差を検討するため、引張力 4.9 kN (本試験片に対して引張応力 $\sigma=78.0$ MPa) のもとで常温弾性ねじり試験を行い、負荷トルク-ねじりひずみ線図のヒステリシスの大きさを調べた。ここで、ねじりひずみは試験片にてん付したひずみゲージによって測定した。この結果、引張力による摩擦トルクは、本試験片のねじり応力 τ に換算して $\sqrt{3}\tau=1$ MPa 程度であり、本実験ではその影響が無視できる。

試験片⑥にかかる曲げモーメントは、試験片と引張り棒④の間の直交ピン形接手⑤、および引張り負荷用レバーと引張り棒①の間の自在接手によって軽減されている。曲げモーメントによる試験片の軸方向応力を調べたところ、それは負荷引張応力の 10% 程度であっ

表 1 試験片材料の化学成分 (重量%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe
0.07	0.34	1.84	0.032	0.018	8.31	18.23	残り

表 2 試験片材料の常温における機械的性質

縦弾性係数	0.2% 耐力	引張強さ	伸び	絞り	硬さ
203,000 MPa	333 MPa	647 MPa	57%	71%	170 HB

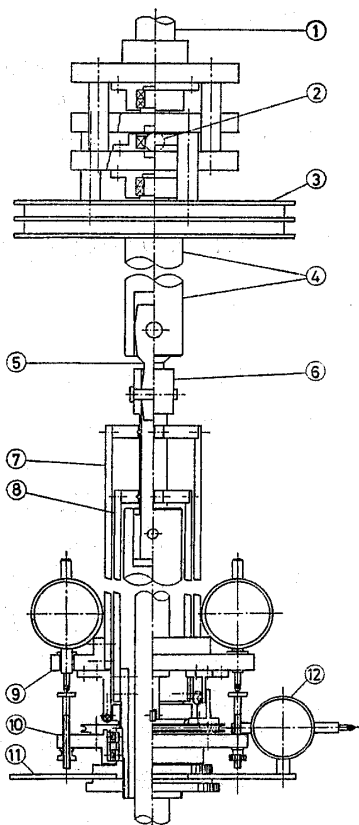


図 1 引張り-ねじり複合負荷機構と変位計

た。この曲げモーメントがクリープ速度に及ぼす影響は、Norton の法則を用い、その応力指数を 5 として見積ると約 5% となり⁽²³⁾、したがってその影響は無視できる。

次に、試験片の伸びおよびねじり変位は、図 1、⑦～⑫の変位計によって測定する。まず同心円盤⑨と⑩は、それぞれ外側および内側アーム⑦、⑧に固定されている。一方円盤⑩は、試験片のねじり変形によって円盤⑨とともに回転し、またその軸方向変形によって円盤⑩とともに上、下する。したがって、試験片の伸びおよびねじり変位は、それぞれ円盤⑨と⑩の間の軸方向相対変位、ならびに円盤⑩と⑨の間の相対回転変位から求められる。本実験では、これらの変位測定に最小目盛 1/1000 および 1/100 mm のダイヤルゲージを用いた。常温でひずみゲージを用いてこの変位計の精度を調べた結果、変位が単調に増加する際には、伸びひずみ ϵ およびねじりひずみ $\gamma/\sqrt{3}$ が、それぞれ 10×10^{-6} 、 5×10^{-6} の精度で測定された。また、変位増分方向の反転に伴う誤差は、 $\epsilon=10 \times 10^{-6}$ 、 $\gamma/\sqrt{3}=30 \times 10^{-6}$ であり、ねじりひずみの誤差がやや大きかった。しかし本実験では、このねじりひずみの誤差は、段階的な荷重変化時にすべて生じるから、クリープひずみの測定には影響しない。

この研究での試験温度は 600°C であり、温度測定は、試験片の上中下 3 箇所に取り付けた PR 熱電対によって行った。試験前の均熱時間は約 16 時間とし、また測定温度の位置的および時間的変動は、それぞれ 1.5°C および 1°C 以内であった。

4. クリープ試験結果および理論結果とのその比較

本理論の妥当性を検討するため、一定応力クリープおよびクリープ回復試験、変動ねじり応力クリープ試験、多軸変動応力クリープ試験を行った。以下では、それらの結果を (i) 本理論、(ii) クリープ硬化面理論 (本理論で擬弾性ひずみを無視した場合) および、(iii) ひずみ硬化理論、の 3 種類の理論結果と比較する。

4.1 一定応力クリープ試験 およびクリープ回復試験
クリープ構成式中の材料定数および材料関数は、図 2 に示す一定ねじり応力クリープ試験およびそれに続くクリープ回復試験の結果から決定した。なお、この試験での応力値 134.2 MPa は、4.3 節で述べる組合せ応力状態 $(\sigma, \sqrt{3}\tau)=(60$ MPa, 120 MPa) の相当応力 $\bar{\sigma}$ に等しい。

まず、クリープ回復試験の結果から、クリープひずみの回復量は負荷応力にほぼ比例することがわかる。

そこで、クリープ回復を式 (9・b) によって記述する。すなわち、一定ねじり応力 τ が作用する場合の擬弾性ひずみ γ^{el} の変化は、式 (9・b) を積分することによって

$$\gamma^{el}/\sqrt{3} = K(\sqrt{3}\tau)[1 - \exp(-at)] \dots(10\cdot a)$$

と表される。この応力で十分大きな時間 $t=t_0$ まで負荷し、その後 $\tau=0$ まで除荷したときの回復ひずみは、同じく式 (9・b) から

$$\gamma^{el}/\sqrt{3} = K(\sqrt{3}\tau)\exp[-a(t-t_0)] \dots(10\cdot b)$$

となる。この結果を図2の回復曲線と比較することにより、回復ひずみ ε_{ij}^{el} に対する材料定数は

$$K=1.5 \times 10^{-6}(\text{MPa})^{-1}, \quad a=0.12(\text{hr})^{-1} \dots(11)$$

のように求められる。

一方、クリープ成分 ε_{ij}^c に対する式 (6) の関数 f は次のように決定する。すなわち、一定ねじり応力クリープにおける擬弾性ひずみ γ^{el} の変化は、式(10・a)で与えられる。そこで、一定ねじり応力のもとでのクリープひずみ成分 γ^c の変化を、全クリープひずみ γ^e と擬弾性ひずみ γ^{el} の差として求め、それを式

$$\gamma^c/\sqrt{3} = At^m \sinh(\sqrt{3}\tau/\sigma_0) \dots\dots\dots(12)$$

によって記述した。ここで、それぞれの材料定数は

$$\left. \begin{aligned} A &= 4.2 \times 10^{-6}(\text{hr})^{-0.49} \\ m &= 0.49, \quad \sigma_0 = 29.0 \text{ MPa} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(13)$$

のように求められた。このとき、一定ねじり応力クリープでは $q = \gamma^c/\sqrt{3}$, $\bar{\sigma} = \sqrt{3}\tau$ となることに注意すれば、関数 f は次のように決定できる。

$$f(q, \bar{\sigma}) = mA^{1/m} q^{(m-1)/m} [\sinh(\bar{\sigma}/\sigma_0)]^{1/m} \dots(14)$$

図2の実線は、本理論によって以上のようにして計算した結果を示す。この図から本理論は、一定応力クリープとクリープ回復を十分な精度で記述することができる。なお図2の破線は、クリープ硬化面理論および

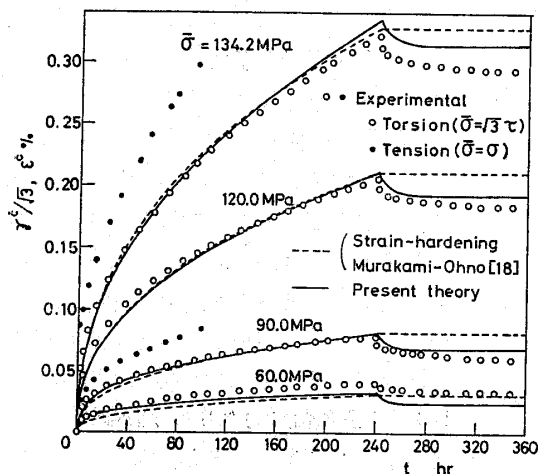


図2 一定ねじり応力クリープ試験におけるクリープとクリープ回復

びひずみ硬化理論による当てはめの結果である。すなわち、 γ^{el} を γ^e で置き換え、式 (12) によって

$$\left. \begin{aligned} A &= 9.9 \times 10^{-6}(\text{hr})^{-0.42} \\ m &= 0.42, \quad \sigma_0 = 32.0 \text{ MPa} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(15)$$

として計算した結果である。これらの理論では、擬弾性ひずみが無視されており、したがって図2に見られるようにクリープ回復を表現することができない。

図2にはまた、 $\sigma=90, 134.2 \text{ MPa}$ での引張りクリープ試験の結果も示されている。この結果を同じ相当応力 $\bar{\sigma}$ でのねじりクリープ試験の結果と比較すると、クリープひずみで約30%ほど大きいことがわかる。十分に焼なました304ステンレス鋼では、Mises形の相当応力規準 $\bar{\sigma}$ が成立することが報告されているから⁽²⁴⁾、この差は初期異方性によるものと考えられる。しかし、4・3節の多軸変動応力クリープ試験では、クリープひずみは主に組合せ応力 $(\sigma, \sqrt{3}\tau) = (60 \text{ MPa}, 120 \text{ MPa})$ のもとで生じているから、それに対する初期異方性の影響は図2ほどには大きくない。すなわち、Hillの直交異方性関数⁽²⁵⁾をクリープの相当応力に適用し、上述の初期異方性による相当クリープひずみの増加を組合せ応力 $(\sigma, \sqrt{3}\tau) = (60 \text{ MPa}, 120 \text{ MPa})$ に対して見積もると、約6%となる。このため本研究では、初期異方性の影響は考えないことにする。

4・2 変動ねじり応力クリープ試験 応力の大きさおよび符号が変化する3種類のねじりクリープ試験の結果を、図3～5に示す。各試験の応力履歴は、それぞれ図中に示されている。

まず、24時間ごとに応力休止したときの実験結果(図3)を見ると、各応力休止中のクリープ回復量は、互いにほとんど等しく、また、応力再負荷後過渡的に生じるクリープひずみ量は、応力休止中のクリープひずみの回復量にほぼ等しいことがわかる。以上のよう

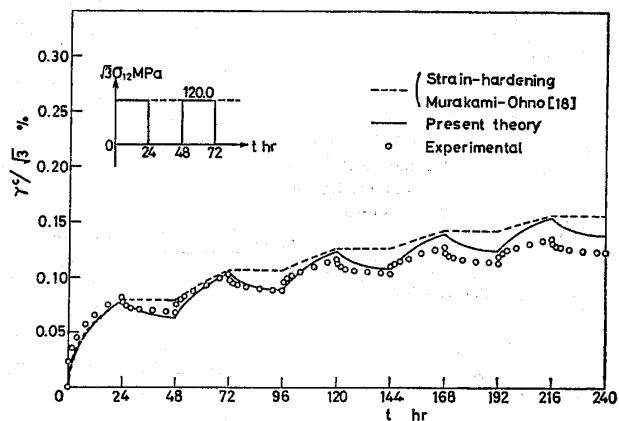


図3 繰返し一定ねじり-応力休止によるクリープひずみの変化 ($\sqrt{3}\sigma_{12}=120, 0 \text{ MPa}$)

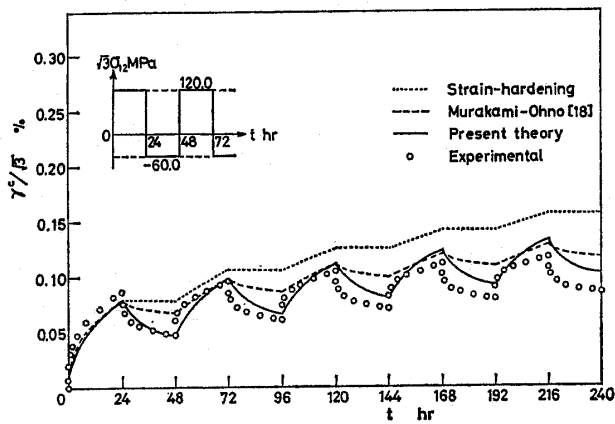


図4 繰返しねじり応力反転によるクリープひずみの変化 ($\sqrt{3}\sigma_{12}=120, -60$ MPa)

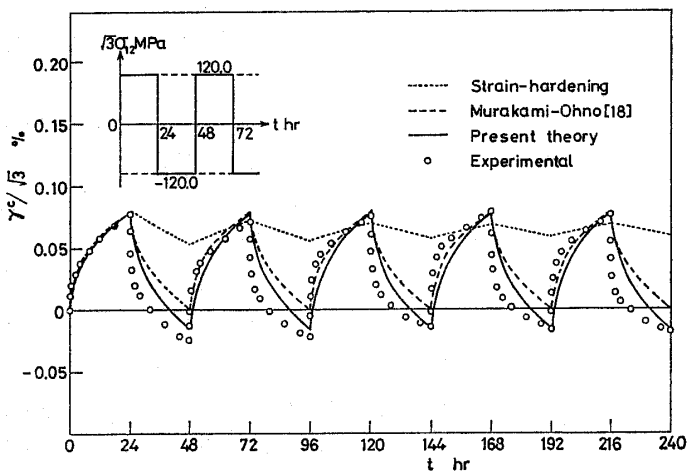


図5 繰返しねじり応力反転によるクリープひずみの変化 ($\sqrt{3}\sigma_{12}=120, -120$ MPa)

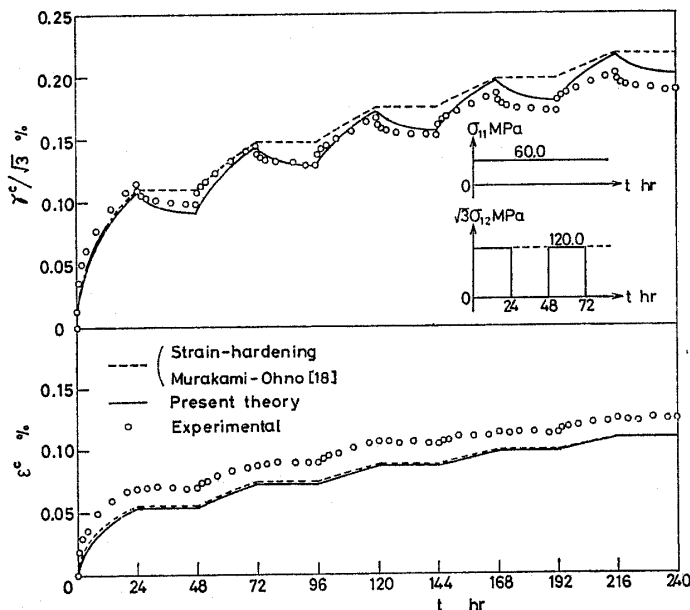


図6 一定引張応力と繰返し一定ねじり-応力休止によるクリープひずみの変化 ($\sigma_{11}=60$ MPa, $\sqrt{3}\sigma_{12}=120, 0$ MPa)

な実験結果は、本理論のようにクリープひずみを二つの成分に分離し、除荷後回復するクリープひずみ成分の変化を応力反転によって規定することの妥当性を示している。実際に本理論の結果は、図3に実線で示すように、実験結果と精度よく一致している。

本理論の妥当性は、図4および5の実験結果によっても裏付けられる。応力比(-1/2)での試験結果(図4)から、 $\sqrt{3}\tau=-60$ MPaの各負荷期間におけるクリープひずみは、サイクル数とともにほとんど変化しないことがわかる。またその値は、 $\sqrt{3}\tau=120$ MPaからの除荷後24時間でのクリープ回復量(160×10^{-6})と、初期状態に $\sqrt{3}\tau=60$ MPaを24時間負荷したときのクリープひずみ量(180×10^{-6})の合計にほぼ等しい。このことは、次のようにして本理論の概念と対応する。すなわち、 $\sqrt{3}\tau=-60$ MPaへの応力反転によって硬化変数 q は初期状態に回復するから、応力反転後の γ^c の変化は、初期状態に $\sqrt{3}\tau=-60$ MPaを負荷したときの変化に等しくなる。一方 $\gamma^{c'}$ は、反転後の応力 $\sqrt{3}\tau=-60$ MPaによって生じるほかに、反転前の応力 $\sqrt{3}\tau=120$ MPaに対応する分だけ回復する。したがって、本理論による応力反転後のクリープ曲線は、反転後の応力を初期状態に負荷したときのクリープ曲線に比べ、反転前の応力に対応する擬弾性ひずみの回復量だけ大きくなる。本理論のこのような性質は、応力比-1での応力反転においても見られ、図5の実験結果を精度よく記述していることがわかる。

一方クリープ硬化面理論では、応力反転に伴って硬化状態が初期状態に回復するが、擬弾性ひずみは考慮されていない。したがってこの理論は、除荷後のクリープ回復を記述できないだけでなく(図3)、応力反転後のクリープひずみの変化を実験結果よりも小さく見積もる(図4, 5)。また古典的なひずみ硬化理論は、材料の等方硬化を仮定しているため、クリープ回復および応力反転後の過渡的なひずみ速度の増加を記述し得ない。

4.3 多軸変動応力クリープ試験 4.2節で議論した変動ねじり応力履歴に、一定の引張応力($\sigma=60$ MPa)を重畳した場合の実験結果と理論結果を、図6~8に示す。

まず、ねじりに対する実験結果について検討する。引張応力を重畳しなかった場合との最も著しい違いは、応力比-1での試験結果(図8)に見られる。すなわち図8では、応力反転後生じるねじりクリープひずみが、サイクル数の増加とともにしだいに減少しているのに対し、図5では、ねじりひずみの振幅はほとんど変化しなかった。このようなねじりクリープひずみの振幅の減少は、本理論では次のように説明され

る。図8の場合、引張応力の重畳によって引張りクリープひずみが累積する。このため、クリープひずみ空間内でクリープひずみ点が原点から遠ざかり、これに伴ってねじり応力の反転に伴う q [式(7)]の減少はしだいに小さくなる。この結果、ねじり応力が反転してもクリープ成分 ε_{ij}^c は大きく変化しなくなり、したがってねじりクリープひずみの振幅は小さくなる。

一方、図6および図7の実験結果の場合、 $\sqrt{3}\tau=0$ および -60 MPa のもとでのねじりクリープひずみの変化は、サイクル数とともにあまり変わらない。この傾向も本理論によって表される。すなわちこの場合、クリープ速度は主に擬弾性ひずみの変化によって生じており、しかも擬弾性ひずみの変化は、式(9-b)によって現在の偏差応力状態 s_{ij} だけによって規定される。この結果、クリープひずみの変化は過去のクリープひずみ履歴には依存しないことになる。

図6~8のねじりクリープひずみに対する本理論の結果は、上に述べたような理由により実験結果と比較的精度よく一致している。これに対してひずみ硬化理論は、図3~5の場合と同様、ねじりひずみの回復およびねじり応力反転後の材料の過渡的軟化を記述し得ない。またクリープ硬化面理論は、擬弾性ひずみを考慮していないため、ねじり応力反転後の材料の過渡的軟化を本理論よりも小さく見積もる傾向がある。

次に、引張りクリープひずみの累積について検討する。まず図6の実験結果から、ねじり応力の休止中、引張りクリープひずみはほとんど変化しないことがわかる。この傾向は、3種類の理論のどれによっても表され、またこの場合、どの理論結果も実験結果とかなりよい精度で一致する。なお本理論の結果において、ねじり応力休止中、クリープ回復がねじりクリープひずみにだけ生じるのは、擬弾性ひずみが式(9-b)によって偏差応力と線形に規定されているからである。

つづいて、ねじり応力が反転する場合の実験結果(図7, 8)を見ると、引張りクリープ速度 $\dot{\varepsilon}^c$ は、ねじり応力反転後一時的に増加することがわかる。本理論の結果は、このような $\dot{\varepsilon}^c$ の過渡的な増加を表さないが、引張りクリープひずみの全体的な増加はかなりよく記述する。次に、クリープ硬化面理論による

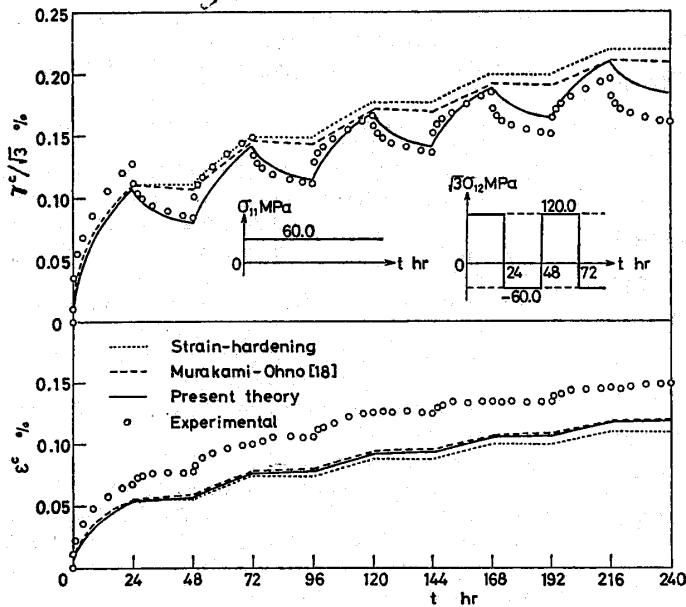


図7 一定引張り応力と繰返しねじり応力反転によるクリープひずみの変化 ($\sigma_{11}=60\text{ MPa}$, $\sqrt{3}\sigma_{12}=120$, -60 MPa)

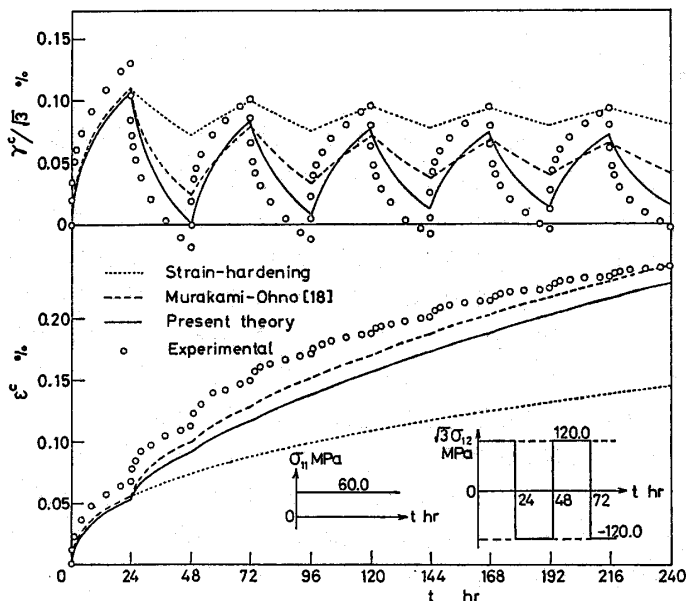


図8 一定引張応力と繰返しねじり応力反転によるクリープひずみの変化 ($\sigma_{11}=60\text{ MPa}$, $\sqrt{3}\sigma_{12}=120$, -120 MPa)

引張りクリープひずみの累積は、図8の場合と同様、本理論の結果とほとんど変わらない。これは、引張応力が一定であるから、本理論の擬弾性ひずみの引張成分がねじり応力の反転によって変化せず、このため両理論の引張りクリープ速度が式(7)の硬化変数 q によって同じように規定されるからである。通常のひずみ硬化理論は、応力反転の程度が大きくなると、図8からわかるように引張りクリープひずみの累積を過小に見積もるようになる。

5. 結 言

本研究では、クリープ回復と応力反転時の材料軟化を考慮したクリープ構成式を定式化するとともに、その妥当性を検討するため、600°Cでの304ステンレス鋼薄肉円管試験片に対して組合せ変動応力クリープ試験を行った。構成式の定式化に際しては、クリープひずみを除荷後擬弾性的に回復する成分と回復しない成分に分離し、それらの変化をそれぞれMcVettyの理論およびクリープ硬化面理論により規定した。このようなクリープひずみの分離は、応力休止試験の結果によって妥当であることが確かめられた。また本理論は、応力反転を伴う変動ねじり応力試験および一定引張応力を重畳した変動ねじり応力試験の結果を精度よく記述することがわかった。

文 献

- (1) Corum, J.M., ほか4名, ORNL-5014, (1974), Oak Ridge National Laboratory.
- (2) Gittus, J., *Creep, Viscoelasticity and Creep Fracture*

- in Solids*, (1975), Applied Science.
- (3) 村上・ほか2名, 機講論, No. 813-1 (昭56-3), 24.
- (4) Johnson, A.E. and Khan, B., *Int. J. Mech. Sci.*, 7-12 (1965), 791.
- (5) 大南・ほか2名, 材料, 18-186 (昭44), 226.
- (6) Blass, J.J. and Findley, W.N., *Trans. ASME, Ser. E*, 83-2 (1971), 489.
- (7) Findley, W.N. and Lai, J.S., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, 48-1 (1981), 47.
- (8) 大橋・ほか2名, 機論, 48-435, A (昭57), 1938.
- (9) Ohashi, Y., ほか2名, *Trans. ASME J. Eng. Mater. Technol.*, 104-3 (1982), (159).
- (10) 日本材料学会編, 固体力学の基礎, 7章, (昭56), 日刊工業新聞社.
- (11) Malinin, N.N. and Khadjinsky, G.M., *Int. J. Mech. Sci.*, 14-4 (1972), 235.
- (12) Miller, A., *Trans. ASME, Ser. H*, 98-2 (1976), 97, 106.
- (13) Chaboche, J.L., *Bull. Acad. Polon. Sci., Sér. Sci. Tech.*, 25-1 (1977), 33.
- (14) Krieg, R.D., ほか2名, (Chang, T.Y. and Krempl, E., 編), *Inelastic Behavior of Pressure Vessel and Piping Components*, PVP-PB-028 (1978), 15, ASME.
- (15) Pugh, C.E. and Robinson, D.N., *Nucl. Eng. Des.*, 48-1 (1978), 269.
- (16) Chaboche, J.L., ほか3名, (Hult, J. and Lemaitre, J., 編), *Physical Non-Linearities in Structural Analysis*, (1981), 37, Springer-Verlag.
- (17) 村上・大野, 機論, 48-428 A, (昭57), 431.
- (18) Murakami, S. and Ohno, N., *Int. J. Solids Struct.*, 18-7 (1982), 597.
- (19) Kraus, H., *Creep Analysis*, (1980), 39, John Wiley.
- (20) McVetty, P.G., *Mech. Eng.*, 56-3 (1934), 149.
- (21) Johnson, A.E., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 145 (1941), 210.
- (22) Cho, U.W. and Findley, W.N., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, 47-4 (1980), 755.
- (23) Odqvist, F.K.G. and Hult, J., (村上訳), クリープ強さの理論, (昭42), 63, 培風館.
- (24) Mark, R. and Findley, W.N., *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, 45-4 (1978), 773.
- (25) Hill, R., (鷲津ほか訳) 塑性学, (昭29), 314, 培風館.

討 論

〔質問〕 大谷隆一〔京都大学工学部〕

(1) クリープひずみ成分の転位挙動との関係として説明されている記述で、「 $\dot{\epsilon}_{ij}^o$ 」に関連する不動化転位の可動化」と「 $\dot{\epsilon}_{ij}^{o'}$ 」をもたらしピン止めされた転位の膨みの回復」とはどう違うのか。

(2) 応力変動にともなうクリープラッチェットング量あるいはラッチェットングの有無は本理論によってうまく表されているが、再負荷時および反転時のクリープ曲線を拡大して詳細に見た場合、図2と比較して本理論は十分満足できるといえるか。

(3) 本材料では、引張り-圧縮低サイクル疲労において定ひずみ振幅下では繰返しにともなって応力振幅が増加することが一般に認められているが、本実験(図5)では繰返し加工硬化が現れていない。これには何か理由があるのか。

〔回答〕 啓発的なご討論を頂き、深く感謝する。

(1) 転位クリープに対する材料のクリープ硬化は、クリープの進行に伴う転位-転位干渉、転位-障害干渉、各種の転位構造の形成などによる転位の不動化が主な原因となって引き起こされる。例えば、単軸一定応力の下でのクリープ変形の後、もしも応力を除荷すれば、このような転位配列におけるピン止め転位の膨みや後退した障害転位は時間の経過とともにその平衡位置に戻り、クリープひずみの回復が生じる。式(1)では、全クリープひずみ ϵ_{ij}^o のうち、除荷の際のこのような転位運動によって回復しうるクリープひずみを $\epsilon_{ij}^{o'}$ としている。もちろん、このような回復の過程で不動化転位の一部分は可動化されよう。もしもその後さらに、以前と逆方向の応力が作用するならば、いっそう多くの転位が可動性を回復し、その

応力の作用によって大きなクリープ速度が生じる。したがって、ご質問の「ピン止めされた転位の膨みの回復」は「不動化転位の可動化」の一部分としても寄与するので、ここでは前者を除荷によって生じる転位の擬弾性的運動、後者を除荷とその後の逆負荷によって引き起こされる転位の可動化と解釈している。

組合せ応力の下では、このような転位の運動は、応力の作用方向の変化によってももたらされる。

(2) 確かに、図3～8のいずれの場合でも、応力反転あるいは再負荷直後の実験結果は本理論の計算結果よりも大きなひずみ速度を示し、その後このひずみ速度は急速に計算結果に近づいている。このため、応力反転あるいは再負荷後の半サイクル間のクリープひずみを比較すると、実験値と理論値の間には10～20%程度の違いの見られる場合がある。しかし、これらの値が大きいか、小さいかはこの構成式の使用目的に従って判断すべきものと考えている。とはいえ、このような差が、図7、8に見られる材料特性のばらつき

(最初の半サイクルでの実験値と理論値の違い)に比べて決して大きいものではなく、しかも本理論はひずみ硬化理論、著者らの前理論⁽¹⁸⁾、ORNLの理論⁽¹⁹⁾のいずれよりも実験結果をよく記述していることを強調したいと思う。

(3) 図3～8は、一定応力振幅繰返し負荷の下でのクリープひずみの変化を表し、全ひずみから瞬間弾塑性ひずみを除いたものとして求められている。したがって、これらの結果を直ちに低サイクル疲労の結果と比較することは困難である。しかし、図5の負荷履歴に対する全ひずみ振幅を調べてみると、全試験時間を通して著しい変化はない。この傾向は、650°Cでの304ステンレス鋼のねじり応力反転クリープ(周期16時間)⁽⁹⁾においても認められる。この理由の一つとしては、通常の低サイクル疲労とは異なり、このような応力履歴では負荷時間に比べて応力の保持時間が極端に長く、この間の熱活性化により材料の軟化が進行することが考えられる。