

## 多軸繰返し負荷を受ける SUS 304 のクリープ変形\*

大橋 義夫\*\*, 大野 信忠\*\*\*, 河井 昌道\*\*\*\*  
Yoshio OHASHI, Nobutada OHNO, Masamichi KAWAI**Key Words:** Strength of Materials, Creep, Multiaxial State of Stress, Repeated Loading, Anisotropic Hardening, Flow Rule, Constitutive Equation

## 1. 緒 言

高温構造要素の非弾性解析を行うため、従来からひずみ硬化理論によるクリープ変形の構成式が用いられている<sup>(1)~(3)</sup>。しかし、この理論では、材料の等方硬化を仮定しているため、応力方向の反転後に見られるクリープひずみ速度の過渡的な増加を考慮することができない。クリープ変形のこのような異方硬化を表現するため、ORNL (アメリカオークリッジ国立研究所) で提案されている方式では、ひずみ空間内で2個のひずみ原点を規定することによって応力反転後の材料の過渡的軟化を記述する補助法則を定め、これによってひずみ硬化理論を修正している<sup>(2)~(5)</sup>。また、クリープ変形における異方硬化を記述しうる重要な現象論的方法として、背応力 (back stress) を用いる理論がある<sup>(6)</sup>。この理論は、最初、塑性変形における移動硬化理論のクリープ変形への拡張として Malinin-Khadjinsky<sup>(6)</sup> によって提案され、その後 Miller<sup>(7)~(8)</sup>、Chaboche<sup>(9)</sup>、Krieg ら<sup>(10)</sup> によって精密化された。このほか、Findley らは最近、ひずみを5個の成分に分離する粘-粘弾性理論<sup>(11)</sup> および修正粘-粘弾性理論<sup>(12)</sup> を発表している。一方、金属物理学的観点から形式化されたクリープ構成式として、Lagneborg<sup>(13)</sup> や Gittus<sup>(14)</sup> の理論がある。

以上のように、これまで数多くのクリープ構成式が提案されているが、これらの実験的検証は、必ずしも十分行われているとは言えない。特に、非比例負荷を受ける金属のクリープ変形に対する妥当性を検討した実験的研究はほとんど見られない。Johnson ら<sup>(15)</sup> および Sidebottom ら<sup>(16)~(17)</sup> は比例的でない応力履歴による多軸クリープ実験を行っているが、彼らの実験には応力方向の変化の大きい場合が含まれていないし、検討された構成式も古典的なひずみ硬化理論と時

間硬化理論に限られている。一方、応力反転を含む非比例負荷クリープ変形に対しては、次のような研究がある。大南ら<sup>(18)</sup> は、450°C における0.15%炭素鋼に対する実験結果に基づいて、吉村の塑性ポテンシャルのクリープ変形への適用を議論している。また、Findley ら<sup>(19)~(20)</sup> は、200°C および230°C におけるアルミニウム合金 2618-T61 に対するクリープポテンシャル面を検討している。しかし、これらの研究では、特定の変形状態におけるクリープポテンシャル面の形状は検討されているが、クリープ変形における異方硬化の発達過程およびその形式化については議論されていない。したがって、非比例負荷に対する具体的な構成式は検討されていない。

本研究では、650°C における304ステンレス鋼のクリープ変形に対する応力テンソルの主軸回転の影響を明らかにするため、薄肉円管試験片に軸力とねじりに加え、応力ベクトルの大きさを一定 (137.3 MPa) とし、三つの方向の間 ( $\theta = 30^\circ, 90^\circ, 150^\circ, 180^\circ$ ) の繰返し負荷によるクリープ試験を行った。この結果に基づいて、提案されている4種のクリープ理論、すなわち、ひずみ硬化理論、ORNL方式の修正ひずみ硬化理論、移動硬化(背応力)理論および背応力と抗応力(等方硬化変数)を考慮した混合硬化理論の妥当性を検討する。

## 2. 多軸クリープ構成式

はじめに、前述の4種の現象論的クリープ構成式について概説する。応力およびクリープひずみ速度はテンソル量であるが、便宜上、それらを(偏差)応力ベクトル  $\sigma$  および(偏差)クリープひずみ速度ベクトル  $\dot{\epsilon}^c$  によって表示する。薄肉円管に引張りとなじりの組合せ負荷を加えるとき、これらのベクトルはそれぞれ

$$\sigma = \sigma n_1 + \sqrt{3} \tau n_3 \dots \dots \dots (1)$$

$$\dot{\epsilon}^c = \dot{\epsilon}^c n_1 + (1/\sqrt{3}) \dot{\gamma}^c n_3 \dots \dots \dots (2)$$

と書ける<sup>(21)</sup>。ここで、 $\sigma$  と  $\tau$  は軸方向応力となじり応力、 $\dot{\epsilon}^c$  と  $\dot{\gamma}^c$  は軸方向およびねじりクリープひずみ、 $n_1$  と  $n_3$  は対応するベクトル空間の正規直交基底で

\* 昭和56年3月19日 東海支部第30期総会講演会において講演、原稿受付 昭和56年7月8日。

\*\* 正員、名古屋大学工学部 (〒464 名古屋市千種区不老町)。

\*\*\* 正員、豊橋技術科学大学 (〒440 豊橋市天伯町雲雀ヶ丘 1-1)。

\*\*\*\* 学生員、名古屋大学大学院。

ある。このとき、ベクトル  $\sigma$  および  $\dot{e}^c$  の大きさは、それぞれ

$$|\sigma| = [\sigma^2 + 3\tau^2]^{1/2} \dots\dots\dots(3)$$

$$|\dot{e}^c| = [(\dot{e}^c)^2 + (1/3)(\dot{\gamma}^c)^2]^{1/2} \dots\dots\dots(4)$$

で定義され<sup>(21)</sup>、いわゆるミーゼスによる相当応力と相当クリープひずみ速度に一致する。さらに、式(1)と(2)から、応力ベクトル  $\sigma$  とクリープひずみ速度ベクトル  $\dot{e}^c$  の方向が一致すれば、偏差応力テンソルとクリープひずみ速度テンソルの主軸も一致することがわかる。

**2.1 ひずみ硬化理論** 593°Cにおける比例負荷クリープ試験の結果から、304 ステンレス鋼はミーゼス形の相当応力規準および流れ法則に従うことが報告されている<sup>(22)</sup>。このとき、単軸クリープ変形の表示式

$$\dot{e}^c = K \dot{t}^m \sigma^n \dots\dots\dots(5)$$

を、多軸応力状態に次のように拡張できるものとす<sup>(1)-(3)</sup>。

$$\dot{e}^c = mK^{1/m} q^{(m-1)/m} |\sigma|^{n/m} \sigma / |\sigma|, \quad q = |\dot{e}^c| \dots(6)$$

ここで、 $q$  はひずみベクトル空間におけるクリープひずみ経路の弧長を表し、 $K, m, n$  は材料定数である。

**2.2 ORNL 方式の修正ひずみ硬化理論** ORNL方式の修正ひずみ硬化理論における補助法則では、応力反転後の材料の過渡的軟化を表すため、引張りおよび圧縮クリープひずみ速度に対して、それぞれひずみ原点  $e^+, e^-$  を規定する<sup>(2)-(4)</sup>。 $e^+, e^-$  は先行するクリープひずみの最小値および最大値を表す。例えば、応力が引張りから圧縮に反転するとき、ひずみ原点も  $e^+$  から  $e^-$  へ変わり、応力反転後の過渡的軟化が表現される。この理論は、多軸応力状態にも拡張されており、ひずみ硬化理論の式(6)は

$$\left. \begin{aligned} \dot{e}^c &= mK^{1/m} q^{(m-1)/m} |\sigma|^{n/m} \sigma / |\sigma| \\ q &= \begin{cases} |e^c - e^+| \\ |e^c - e^-| \end{cases} \dots\dots\dots(7) \end{aligned} \right\}$$

に修正される<sup>(2)-(5)</sup>。ここで、 $e^+$  と  $e^-$  はひずみ空間内で規定される2個のひずみ原点を表し、いずれか一方が各時点のひずみ硬化量  $q$  に対するひずみ原点として選択される(4.1.2項参照)。

**2.3 移動硬化理論** クリープ変形における材料の異方硬化を表すため、Malinin-Khadjinsky<sup>(6)</sup> は、塑性理論における移動硬化理論を現象論の範囲でクリープ変形に拡張し、クリープポテンシャル  $f$  を  $f = |\sigma - R|^2$  で定義している。ここで、 $R$  は偏差応力ベクトル空間内のポテンシャル面の移動を表すベクトルであり、いわゆる背応力に相当する。また、 $\sigma - R$  はクリープ変形に対する有効応力を表す。彼らは、この理論をべき関数および指数関数を用いて具体化してい

る。また、通常低応力ではべき関数表示が、高応力では指数関数表示が有効となる<sup>(24)</sup>ことを考慮すれば、彼らの式は

$$\dot{e}^c = K [\sinh(|\sigma - R|/\alpha)]^m (\sigma - R) / |\sigma - R| \dots\dots\dots(8.a)$$

$$R = A \dot{e}^c - B [\sinh(|R|/\beta)]^n R / |R| \dots\dots\dots(8.b)$$

のように一般化できる。ここで  $K, A, B, m, n, \alpha$  および  $\beta$  は、材料定数である。

式(8.b)の右辺第1項と第2項は、それぞれクリープ変形の進行に伴うひずみ硬化とその回復(熱軟化)を表し、それらのつりあった状態を第2期クリープ段階とみなしうる。特に、 $m=n$  のとき、定常クリープひずみ速度は次のように求められる。すなわち、 $|\sigma - R| \gg \alpha, |R| \gg \beta$ , あるいは  $|\sigma - R| \ll \alpha, |R| \ll \beta$  のとき、単軸引張りにおける定常クリープひずみ速度  $\dot{e}_s^c$  はそれぞれ

$$\dot{e}_s^c = (1/2)^n K^{\alpha/(\alpha+\beta)} (B/A)^{\beta/(\alpha+\beta)} \times \exp\{n\sigma/(\alpha+\beta)\} \dots\dots\dots(9.a)$$

$$\dot{e}_s^c = K(B/A) / \{(B/A)^{1/n} \alpha + K^{1/n} \beta\}^n \sigma^n \dots\dots\dots(9.b)$$

となり、高応力に対するDornの式<sup>(3)</sup>および低応力に対するNortonの式<sup>(9)</sup>が得られる。

**2.4 混合硬化理論** 金属物理学的観点から、前述の移動硬化理論における背応力  $R$  は障害物への転位の堆積およびピン止めされた転位線の膨らみによる内部応力<sup>(7)-(10)</sup>、あるいは結晶粒間の不均一変形によって生じる内部応力の効果を表すものと解釈できる。しかし、材料の内部状態の変化には、このような異方的なものほかに、転位のもつれあるいはセル構造の形成などによる等方的な変化も考慮すべきである。このため、Miller<sup>(7)</sup>やKriegら<sup>(10)</sup>は、背応力のほかに抗応力(drag stress)と呼ばれる等方硬化変数  $D$  を導入し、クリープひずみ速度  $\dot{e}^c$  を有効応力  $(\sigma - R)/D$  の関数としている。しかし、彼らの構成式はかなり複雑な形を持ち、材料定数の決定が必ずしも容易ではない。

このため、本研究では、移動硬化理論の式(8.a)に等方硬化を考慮した形として、次のようなクリープひずみ速度の表現を考える。

$$\dot{e}^c = K [\exp(-D/\alpha) \sinh(|\sigma - R|/\alpha)]^m \times (\sigma - R) / |\sigma - R| \dots\dots\dots(10)$$

ここで  $K, m, \alpha$  は材料定数である。上式において、 $|\sigma - R| \gg \alpha$  となるような高応力に対し、 $\exp(-D/\alpha) \times \sinh(|\sigma - R|/\alpha) \approx \sinh[(|\sigma - R| - D)/\alpha]$  となるから、上式は有効応力の大きさを  $|\sigma - R| - D$  によって表した形となる。このような有効応力の表現は、膨張

と移動を考えた塑性ポテンシャルと類似になるから、これを用いてクリープひずみ速度を粘塑性的に表しうる。一方、 $|\sigma - R| \ll \alpha$ ,  $D \ll \alpha$  となるような低応力に対しては、

$$\exp(-D/\alpha) \sinh(|\sigma - R|/\alpha) \approx |\sigma - R|/(\alpha + D)$$

となるから、式(10)は Miller や Krieg らの有効応力に基づく表現に帰着される。

次に、簡単のため、一定応力については、背応力  $R$  と抗応力  $D$  の変化は、数値係数を除いて等しいと仮定する。このとき  $\dot{R}$  と  $\dot{D}$  は、式(8.b)と同様に次式のように書ける。

$$\left. \begin{aligned} \dot{R} &= \mu A \dot{\epsilon}^n - \mu B [\sinh(|R|/\mu\beta)]^n R/|R| \\ \dot{D} &= (1-\mu)A |\dot{\epsilon}|^n - (1-\mu)B [\sinh(D/(1-\mu)\beta)]^n \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(11)$$

ここで  $A$ ,  $B$ ,  $n$ ,  $\beta$ ,  $\mu$  は材料定数であり、このうち  $\mu$  は一定応力下での  $|R|$  と  $D$  の比を表す。

### 3. 試験片、実験装置および実験方法

**3.1 試験片および実験装置** 試験片は、1100°C で溶体化処理された 304 ステンレス鋼の丸棒 ( $\phi 40$ ) から仕上げた薄肉円管である。材料の化学成分および常温の機械的性質を表 1 と 2 に示し、試験片の寸法を図 1 に示す。

実験に用いた高温用複合負荷試験機 (島津製作所製 IS 5000)<sup>(23)</sup> では、温度 850°C までの任意の値に管状電気炉で一様加熱 ( $\pm 1.5^\circ\text{C}$ ) された薄肉円管試験片に軸力 (0.98~49.0 kNFS, 6 段, 精度各  $\pm 1.0\%/FS$ ) とトルク (9.8~196 NmFS, 5 段, 精度各  $\pm 1.0\%/FS$ ) の任意の組合せ負荷を自動的に加え、荷重と対応

表 1 化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Fe
0.08	0.40	0.50	0.033	0.026	8.39	18.35	残り

表 2 常温での機械的性質 (1100°C-WQ)

ヤング係数 MPa	ポアソン比	耐力 MPa	引張強さ MPa	伸び %	絞り %	硬さ HB
$1.92 \times 10^5$	0.26	274.6	637.4	66	70	174

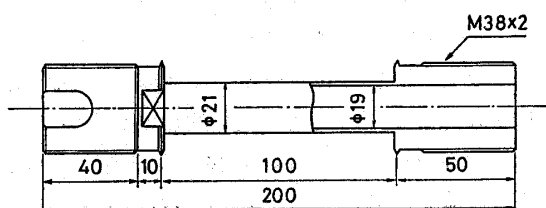


図 1 試験片の形状寸法

する軸変位 ( $\pm 0.5 \sim 5$  mm FS, 4 段, 精度各  $\pm 1.0\%/FS$ ) とねじれ ( $\pm 4.5 \sim 45$  度 FS, 4 段, 精度  $\pm 1.0\%/FS$ ) を自動記録できる。試験片の温度は、その平行部の 3 箇所にスポット溶接した 3 組の PR 熱電対によって測定した。また、試験片の変位は、試験片の標線間の軸方向相対変位および相対回転変位を炉外に導き、それらを差動変圧器によって検出する、アームシヨルダ形の変位計により測定した。

**3.2 実験方法** 応力の主軸の回転による効果を検討するため、以下のようなクリープ試験を行った。まず、実験温度 650°C まで試験片を昇温した後、約 22 時間均熱した。なお、試験片の温度分布と時間的な温度変動は  $\pm 1.5^\circ\text{C}$  以内に保った。

本研究で行ったクリープ試験の方式を図 2 に示す。この方式では、応力ベクトル  $\sigma_A$  で示す純ねじり応力状態で  $T$  時間クリープ試験を行った後、完全除荷し、次に組合せ応力状態  $\sigma_B$  で  $T$  時間のクリープ試験を行い、つづいてそれを除荷する。ここで、 $\sigma_A$  と  $\sigma_B$  は大きさが等しく方向が、角  $\theta$  異なっている。このような負荷の繰返しを 5 サイクル行う。また、応力ベクトルの大きさを、650°C に対する材料の耐力にほぼ等しい 137.3 MPa とし、一定負荷時間  $T$  を、この応力で適当なクリープひずみが生じる時間として、8 時間に選んだ。さらに、応力状態を変化する際の負荷および除荷速度は、相当応力速度で 49.0 MPa/min とした。以上のような繰返し多軸クリープ試験を  $\theta = 30^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ, 150^\circ, 180^\circ$  に対して行ったが、このうち  $\theta = 30^\circ, 90^\circ, 150^\circ$  および  $180^\circ$  の場合について、前述の 4 種の理論の妥当性を実験結果と比較し検

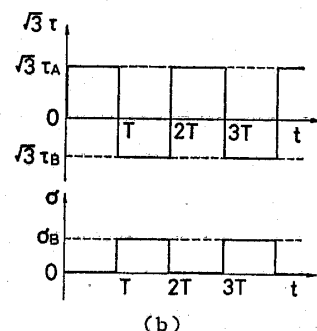
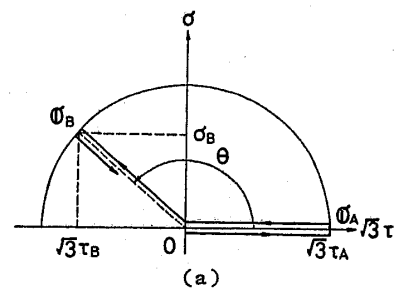


図 2 負荷方式

討する。

4. 実験結果の考察および4種の理論の妥当性の検討

$\theta = 30^\circ, 90^\circ, 150^\circ$  および  $180^\circ$  に対する多軸クリープ試験で得られた、全ひずみと時間の関係を各成分について図3(a)~(d)に示す。図2(a)にて、軸 $\sigma$ につき対称な方向である  $\theta = 30^\circ, 150^\circ$  に対する結果〔図3(a), (c)〕を比較すれば、両振りねじり成分に対応する  $\theta = 150^\circ$  の場合には、応力ベクトル回転後のねじりひずみの変化が片振りねじり成分に対応する  $\theta = 30^\circ$  の場合より大きいばかりでなく、引張りひずみの増加も顕著になっている。すなわち、両者の間の全引張りひずみ成分の差は  $t = 16$  h に対する 0.05% から  $t = 80$  h に対する 0.15% まで増加している。これは、いわゆる機械的ラチェットの効果によるものとみなしうる。 $\theta = 90^\circ$  [図3(b)] に対する結果では、引張応力とねじり応力が交替するごとにクリープひず

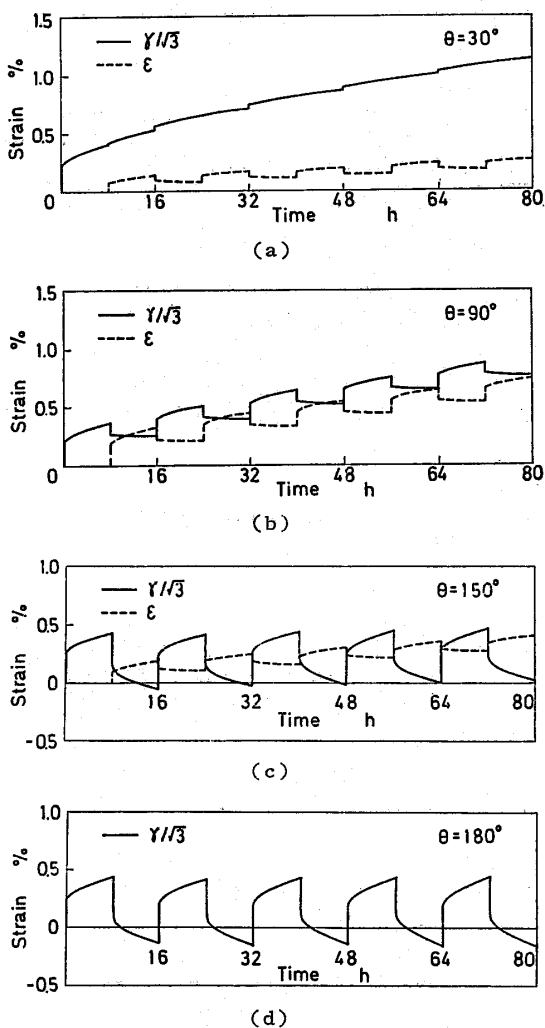


図3 軸方向ひずみおよびねじりひずみの時間的变化

み速度が過渡的に増加するのがわかるが、このような過渡的増加は繰返し数の増加とともに減少している。一方、単なる両振りねじり応力 ( $\theta = 180^\circ$ ) の場合には、ねじり応力反転後のクリープひずみ速度の過渡的増加は繰返し数とともにほとんど変化しないことがわかる。したがって、応力ベクトルの回転後の材料の過渡的軟化は、その回転角  $\theta$  が大きいほど顕著であるといえる。主軸の回転を伴う応力状態に対するクリープ変形の重要な特徴として、応力ベクトル回転後における応力ベクトルとクリープひずみ速度ベクトルの非共線性があるが、これについては4.3節で述べる。

以下では、2章で述べた4種の理論の妥当性を上述の実験結果に基づいて検討する。上記の各構成式に含まれる材料定数は、図4に示すねじり応力一定および引張応力一定のときのクリープ試験の結果に基づいて定めた。得られた結果を表3に示す。なお、ひずみ硬化および修正ひずみ硬化理論では、式(5)を用いた。また、移動硬化理論の材料定数を決定するときには、 $m=n$  を仮定し、 $n$  の値を  $704^\circ\text{C}$  におけるオーステナイト系ステンレス鋼の値  $3.64^{(24)}$  とした。 $K, B/A, \alpha, \beta$  の値は、遷移クリープひずみ速度と定常クリープひずみ速度をそれぞれ式(8-a)および式(9-a)で近似できるように定めた。さらに  $A$  の値は、遷移クリープひずみの計算値が実験結果と一致するよう

表3 材料定数

ひずみ硬化理論	$K = 3.1 \times 10^{-19} \text{ h}^{-0.54} \text{ MPa}^{-7.2}, m = 0.54,$
修正ひずみ硬化理論	$n = 7.2$
移動硬化理論	$K = 6.3 \times 10^{-10} \text{ h}^{-1}, A = 6.9 \times 10^3 \text{ MPa},$ $B/A = 7.7 \times 10^{-5} \text{ h}^{-1}, \alpha = \beta = 29.6 \text{ MPa},$ $m = n = 3.64$
混合硬化理論	$K = 6.3 \times 10^{-10} \text{ h}^{-1}, A = 6.9 \times 10^3 \text{ MPa},$ $B/A = 7.7 \times 10^{-5} \text{ h}^{-1}, \alpha = \beta = 29.6 \text{ MPa},$ $m = n = 3.64, \mu = 0.55$

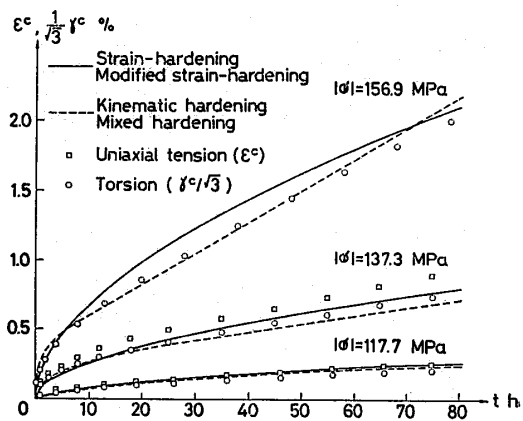


図4 単軸引張りおよび純ねじりクリープ試験結果

に選んである。混合硬化理論の式 (10・b) と式 (11) は、一定負荷における応力の値が十分に大きいとき、移動硬化と等方硬化の比  $\mu$  にかかわらず移動硬化理論の式 (8) に一致する。したがって、式 (10・b) と式 (11) の材料定数には  $\mu$  を除いて移動硬化理論に対する値を用い、 $\mu$  の値は、 $\theta=180^\circ$  (図 5) のおける最初の応力反転後のクリープひずみの変化を近似できるように定めてある。

**4.1 応力反転を伴う多軸繰返しクリープ変形 ( $\theta=180^\circ, 150^\circ$ )** 応力値が一定の両振りねじりクリープ試験 ( $\theta=180^\circ$ ) および両振りねじり負荷からの偏りがわずかな繰返し負荷クリープ試験 ( $\theta=150^\circ$ ) に対する実験結果と計算結果をそれぞれ図 5 および図 6 (a), (b) に示す。

**4.1.1 ひずみ硬化理論**  $\theta=180^\circ$  の実験結果では、各応力反転後のクリープ曲線は初期負荷後のそれとほとんど一致しており、 $593^\circ\text{C}$  における 304 ステンレス鋼に対する ORNL の実験結果<sup>(4)</sup> と同じ傾向がみられる。しかし、ひずみ硬化理論の結果 (実線) では、応力方向反転後の材料の過渡的軟化を表現できず、応力反転に伴うクリープひずみの変化が著しく小さく見積もられる。 $\theta=150^\circ$  の場合にも、 $\theta=180^\circ$  の場合と同様に、ねじりクリープひずみの変化を過小評価するばかりでなく、引張りクリープひずみの変化も実験結果の半分程度に過小評価する。

**4.1.2 ORNL 方式の修正ひずみ硬化理論**  $\theta=180^\circ$  でこの理論の結果 (破線) では、応力反転後常に初期負荷後のクリープ曲線が現れ、したがって実験結果とのかなりよい一致が見られる。しかし、 $\theta=150^\circ$  の場合には、硬化補助法則におけるひずみ原点の設定の不連続性のために、図 6 (a), (b) に破線と点線で示す二通りの計算結果が得られる。

例えば、現在 ( $t=t$ ) の直前で、クリープひずみ原点が式 (7) において、 $e^+$  に対応していたとする。この場合、現在の応力状態  $\sigma$  が応力反転の条件

$$(e^+ - e^-) \cdot \sigma < 0 \dots\dots\dots (12)$$

を満足すれば、ひずみ原点は  $e^-$  に移る<sup>(2)(4)(5)</sup>。このとき、さらに次の条件

$$|e^+ - e^-| > \epsilon, \quad \epsilon = \max_{0 \leq \tau < t} \{|e^+(\tau) - e^-(\tau)|\} \dots\dots (13)$$

が成立すれば、新しいひずみ原点  $e^-$  の位置は現在のクリープひずみ点  $e^+$  に移り、成立しなければ、 $e^-$  は以前の位置を保つ<sup>(2)(4)(5)</sup>。なお、ひずみ原点の  $e^-$  から  $e^+$  への移動も同様に行われる。

上述のように、 $|e^+ - e^-| = \epsilon$  の近傍では、クリープ変形状態  $e^+$  のわずかな違いが、条件式 (13) を左右する。このとき、ひずみ原点の設定位置が不連続に変化するから、その後の応力履歴が同じであっても、二通りのクリープ曲線が得られる。このことは、式 (13) の  $>$  を単に  $\geq$  で置き換えることによって、異なる計算結果が得られる場合があることを意味する。図 6 (a), (b) の点線は式 (12) と (13) に従って計

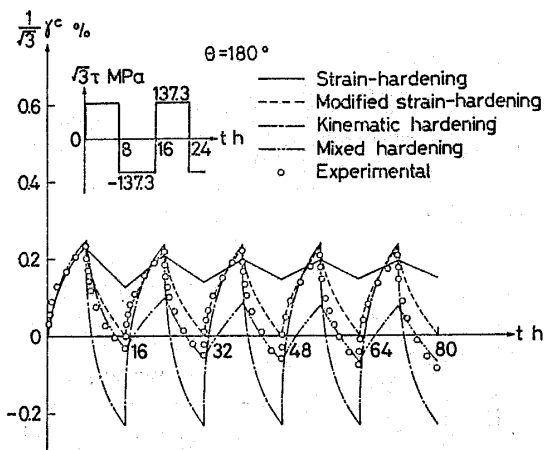
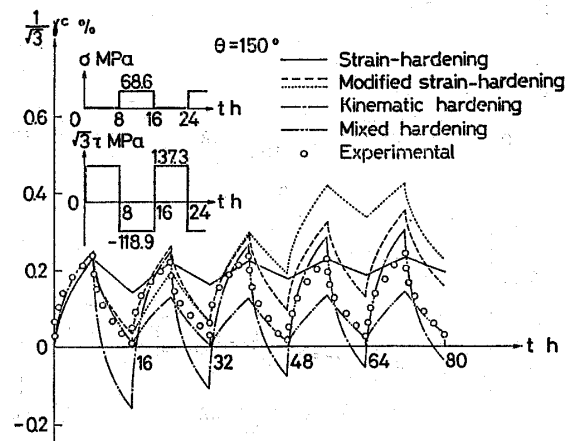
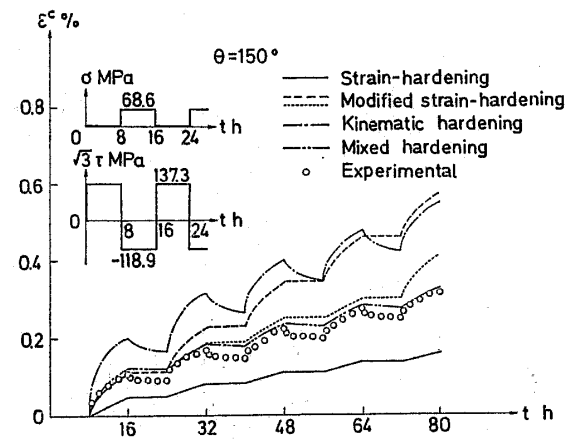


図 5 両振りねじり負荷 ( $\theta=180^\circ$ ) に対するクリープひずみ



(a) ねじりクリープひずみ



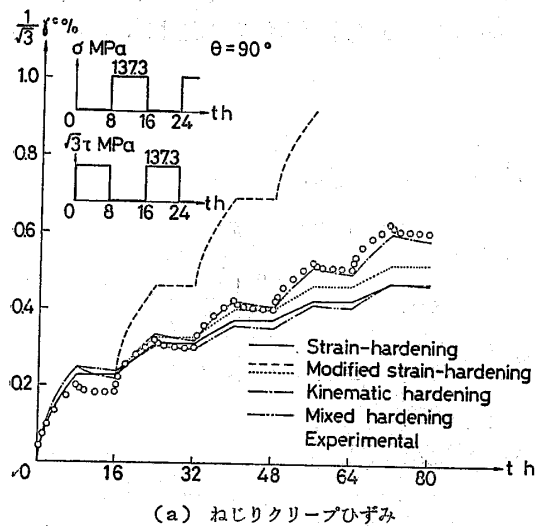
(b) 軸方向クリープひずみ

図 6 多軸繰返し負荷 ( $\theta=150^\circ$ ) に対するクリープひずみ

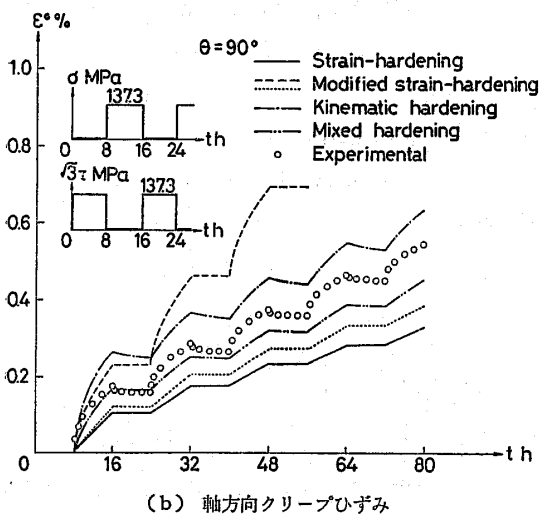
算した結果であり、破線は上述のような物理的に本質的でない操作を行い、応力反転のたびにクリープひずみ原点を移動させて得られた結果である。以上のように、ORNLの理論では、多軸応力状態の場合、一義的な結果を与えるとは限らない。さらに、このように得られた二通りの結果は、いずれも実験結果を精度よく表していない。

**4.1.3 移動硬化理論**  $\theta=180^\circ$  および  $150^\circ$  に対するこの理論の計算結果（一点鎖線）は、応力ベクトル  $\sigma$  の回転後のクリープひずみの変化を実験結果より過大評価する。これは、応力ベクトル回転直後の背応力  $R$  が応力  $\sigma$  と逆向き ( $R \cdot \sigma < 0$ ) となり、有効応力  $\sigma - R$  が大きくなって、この効果が過大となるからである。したがって、応力ベクトルが大きく回転した直後の材料の内部状態を、背応力  $R$  だけによって表現することは適当でない。

**4.1.4 混合硬化理論** 等方硬化と移動硬化の両者



(a) ねじりクリープひずみ



(b) 軸方向クリープひずみ

図7 多軸繰返し負荷 ( $\theta=90^\circ$ ) に対するクリープひずみ

を考慮した混合硬化理論の計算結果（二点鎖線）では、背応力に加えて抗応力を考慮した結果、最初の応力反転後のクリープひずみの変化はよく表されている。しかし、第2サイクル以後のひずみ振幅は実験結果の半分程度となり、等方硬化の効果が過大評価されている。これは、応力反転後においても抗応力  $D$  が発達し、 $t=16h$  での  $D$  の値が  $t=8h$  でのそれより大きくなるからである。なお、 $\theta=150^\circ$  の場合、引張りクリープひずみの変化は、実験結果とかなりよく一致しているように見える。しかし、詳細に検討すれば、この理論は引張りクリープひずみの回復を十分に評価できず、また引張応力が作用しているときの引張りクリープひずみの増加を過小評価する。それゆえ、このような一致は両者の相殺によるものとみられる。したがって、材料の硬化を単に移動硬化と等方硬化に分離しても、応力ベクトル回転後の材料の過渡的軟化を精度よく表現できるとは限らない。

**4.2 応力反転を生じない多軸繰返しクリープ変形 ( $\theta=90^\circ, 30^\circ$ )** 相当応力一定の条件で、ねじりと引張りを交互に繰返し負荷した場合 ( $\theta=90^\circ$ ) の実験結果および計算結果を図7(a), (b) に示す。ひずみ硬化理論では、この場合も、応力ベクトルの回転後のクリープひずみの変化、特に引張りクリープひずみの変化を過小評価している。また、ORNL方式の修正ひずみ硬化理論では、 $\theta=150^\circ$  の場合と同様に、一意的な結果が得られない。図中の点線は、式(12)と(13)に従って計算した結果であり、破線は、これらの式の  $>$  を  $\geq$  で置き換えたときの結果を表す。移動硬化理論と混合硬化理論の結果の違いは約30%であり、したがってその違いは  $\theta=150^\circ$  の場合に比べて小さくなっている。また、これらの理論結果と実験結果の違いもそれほど大きくない。

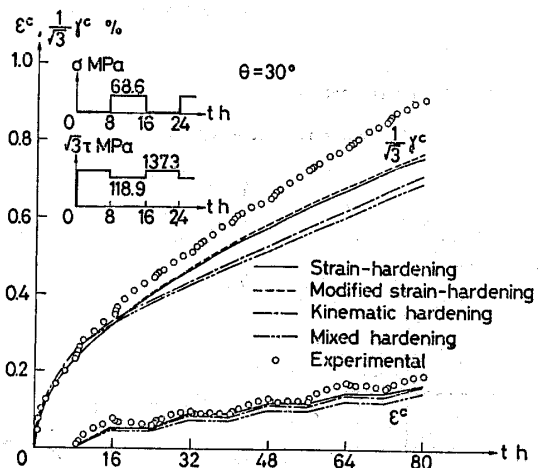


図8 多軸繰返し負荷 ( $\theta=30^\circ$ ) に対する軸方向およびねじりクリープひずみ

図8は、 $\theta = 30^\circ$  に対する同様な結果を示す。ただし、修正ひずみ硬化理論による軸方向クリープひずみはひずみ硬化理論によるそれと重なっている。この図から、 $\theta = 30^\circ$  の場合には4種の理論による結果の間にはほとんど差がなく、またそれらのいずれによってクリープひずみを見積もっても実験結果と大きく異なることがわかる。

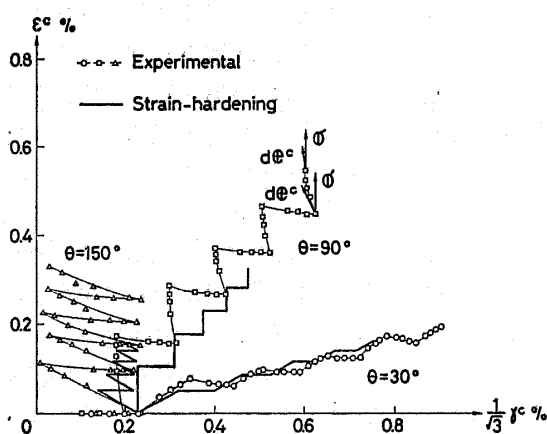
**4.3 応力ベクトルとクリープひずみ速度ベクトルの非共線性** ここでは、応力ベクトルの回転後における  $\sigma$  と  $\dot{\epsilon}^c$  の非共線性について検討する。このため、図9(a)~(d)に、クリープひずみ経路に対する計算結果および実験結果の比較を示す。実験結果によれば、応力ベクトル  $\sigma$  が回転した直後では、クリープひずみ増分ベクトル  $d\epsilon^c$  と  $\sigma$  の方向は互いに一致していない。しかし、このような非共線性は、応力ベクトルの回転後のクリープ変形の進行とともにしだいに小さくなっており、したがって St. Venant-Mises による流れ法則が満足されるようになる。

4種の理論について検討するとき、まず、ひずみ硬化理論と修正ひずみ硬化理論の結果 [図9(a), (b)]

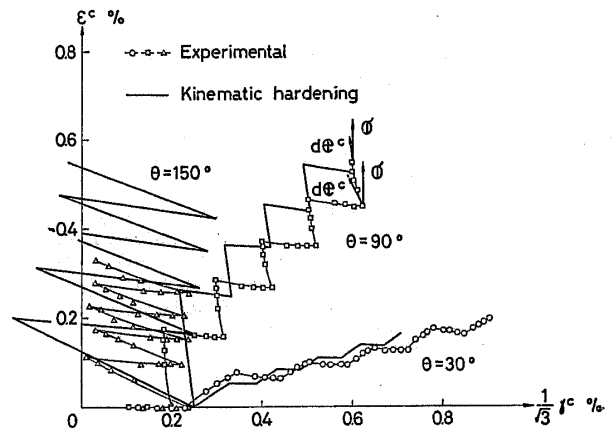
では、St. Venant-Mises の流れ法則の仮定により、上述のような  $\sigma$  と  $d\epsilon^c$  の非共線性は当然記述されない。背応力  $R$  を用いて異方硬化を表す移動硬化理論と混合硬化理論では、図9(c), (d) に示す応力ベクトルの回転に伴う  $\sigma$  と  $d\epsilon^c$  の非共線性を表現できるが、これらの理論による非共線性は、応力ベクトル回転後のクリープ変形が進行してもほとんど小さくなっておらず、実験結果の傾向と完全には一致していない。これは、 $R$  を規定する式(8・b)の回復項の非線形性が大きいことによる。すなわち、 $|R|$  が定常クリープ段階における値よりわずかでも小さくなると、回復項の効果が顕著でなくなり、この結果、 $d\epsilon^c$  と  $\sigma$  の共線性の回復が遅れることになる。

5. 結 言

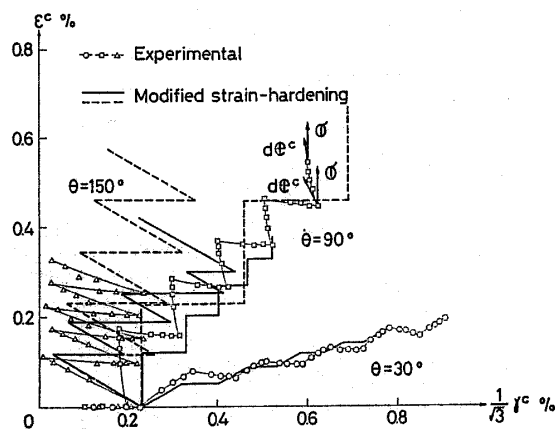
304 ステンレス鋼の薄肉円管に対して主軸の方向の異なる2種の負荷の間の繰返しクリープ試験を行い、その結果に基づいて、クリープ変形に対して従来用いられている4種の理論の妥当性を検討し、次のような結論が得られた。



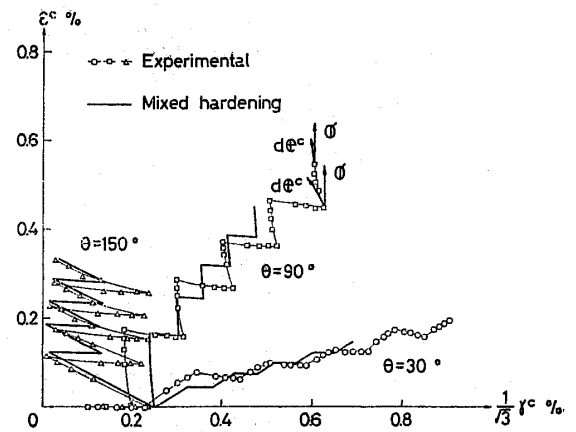
(a) ひずみ硬化理論



(c) 移動硬化理論



(b) 修正ひずみ硬化理論



(d) 混合硬化理論

図9 実験および計算から得られたクリープひずみ経路

応力ベクトルの回転が小さい場合には、いずれの理論についても、計算結果には本質的な差はみられず、また、計算結果と実験結果との違いも小さいが、応力ベクトルの回転が大きくなると、各理論の結果に違いが現れる。ひずみ硬化理論では、材料の等方硬化を仮定しているため、応力ベクトルの回転後の材料の過渡的軟化が表現されない。ORNL方式の修正ひずみ硬化理論では、両振りねじり負荷試験の結果をかなりよく表すことができる。しかし、この理論の補助法則では、多軸状態に対しても2個のひずみ原点が仮定されるため、応力ベクトルの回転角が90°以上の場合に一意的な結果を与えないことがあり、対応する計算結果と実験結果との一致も良好でない。背応力によって材料の異方硬化を表現する移動硬化理論では、応力の方向が反転した直後のクリープひずみ速度を過大評価し、特に両振りねじりクリープ変形では、ひずみ振幅が実験結果の約2倍となる。これに対して、背応力と抗応力を規定した混合硬化理論では、2サイクル以後のひずみ振幅の計算結果が実験結果の半分程度になる。これは、抗応力（等方硬化変数）の発達が応力反転の条件とは無関係に規定されているため、抗応力が応力反転後も反転前と同様に発達するからである。

最後に、この研究にあたり有益なご意見ならびにご検討を頂いた豊橋技術科学大学の村上澄男教授に深く感謝する。なお、本研究は昭和55年度文部省科学研究費一般研究(A)による研究の一部であることを付記する。

## 文 献

- (1) Odqvist, F.K.G. and Hult, J. (村上訳), クリープ強さの理論, (昭42), 159, 培風館。

- (2) Kraus, H., *Creep Analysis*, (1980), 18, John-Wiley & Sons.  
 (3) 日本材料学会編, 固体力学の基礎, (昭56), 149, 日刊工業新聞社。  
 (4) Pugh, C.E., ほか3名, *ORNL-3602* (1972), Oak Ridge National Laboratory.  
 (5) Corum, J.M., ほか4名, *ORNL-5014* (1974), Oak Ridge National Laboratory.  
 (6) Malinin, N.N. and Khadjinsky, G.M., *Int. J. Mech. Sci.*, 14-4 (1972), 235.  
 (7) Miller, A., *Trans. ASME*, Ser. H, 98-2 (1976), 97, 106.  
 (8) Miller, A.K., *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, 102-2 (1980), 215.  
 (9) Chaboche, J.L., *Bull. Acad. Polon. Sci., Sér. Sci. Tech.*, 25-1 (1977), 33.  
 (10) 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.  
 (11) Findley, W.N. and Lai, J.S., *Trans. ASME*, Ser. E, 45-3 (1978), 507.  
 (12) Lai, J.S. and Findley, W.N., *Trans. ASME*, Ser. E, 47-1 (1980), 21.  
 (13) Lagneborg, R., *J. Basic Eng.*, 93-2 (1971), 205.  
 (14) Gittus, J.H., *Trans. ASME*, Ser. H, 98-1 (1976), 52.  
 (15) Johnson, A.E. and Khan, B., *Int. J. Mech. Sci.*, 7-12 (1965), 791.  
 (16) Chu, S.C. and Sidebottom, O.M., *Proc. Exp. Mech.*, 27-1 (1970), 225.  
 (17) Sidebottom, O.M., *Proc. Exp. Mech.*, 35-1 (1978), 121.  
 (18) 大南・ほか2名, 材料, 18-186 (昭44), 226.  
 (19) Blass, J.J. and Findley, W.N., *Trans. ASME*, Ser. E, 38-2 (1971), 489.  
 (20) Findley, W.N., ほか2名, *Trans. ASME*, Ser. E, 38-4 (1971), 1091.  
 (21) Ильюшин, А.А., Пластичность. Изл-во АН СССР, (1963), 9.  
 (22) Mark, R. and Findley, W.N., *Trans. ASME*, Ser. E, 45-4 (1978), 773.  
 (23) 大橋・ほか3名, 機論, 46-405, A (昭55), 459.  
 (24) Garofaro, F. (足立訳), 金属クリープの基礎, (昭43), 53, 丸善。

## 討 論

〔質問〕 岩田 耕司

(動力炉・核燃料開発事業団)

クリープ構成方程式検証のために示された実験データは大変意義深いものと敬意を表したい。クリープ構成方程式の適用性に関して、貴論文のような遷移クリープ段階での応力変動以外に、基本的でかつ重要な挙動の特徴をとらえる必要があるという観点から定常クリープ段階での応力変動について検討する必要があると考えるがいかがか。

〔回答〕 ご指摘のようにクリープ構成式の適用性は、本研究で行った遷移クリープの場合だけでなく、定常クリープが現れるような長時間クリープ後の応力

変動に対しても検討する必要があると考える。しかし、本研究で得られた知見のいくつかは、後者の場合にも成り立つ。例えば、ORNLの修正ひずみ硬化理論の多軸応力状態における難点は、定常クリープ段階での応力変動に対しても現れる。また、本研究での $\theta = 180^\circ$ の実験結果(反転時間8時間)は、より長時間の反転時間(141時間(付1), 200時間(付2))での実験結果と同じ傾向を示している。すなわち、相当応力一定のもとで応力反転をしたとき、初期負荷後はほ

- (付1) Corum, J.M., ほか4名, *ORNL-5014*, UC-79, -79 e, -79 h, -79 k, (1974), 40.  
 (付2) 村上・ほか2名, 機論, No. 813-1 (昭56-3), 24.



とんど同じクリープ曲線が現れる。したがって、定常クリープ段階でこのような応力変動を行っても、同様な結果が得られると考えられる。またこのとき、移動硬化理論は応力反転後のクリープひずみを、本研究の場合と同様に、大きく見積もり過ぎることになる。

〔質問〕 鈴木章彦〔石川島播磨重工業(株)〕

(1) 移動硬化理論において $n$ の値を実験値からでなく文献値から求めた理由と、他のパラメータを定めるのに用いた定常クリープひずみ速度をどのようにして求めたかご教示願いたい。

(2) 4.1.2項 ORNL方式の修正ひずみ硬化理論に関する記述の中で、後半の部分にある「上述のような物理的に本質的でない操作」とは具体的にどのような操作を指すか。

(3) 応力ベクトルとクリープひずみ速度の非共線性については、実験値と完全には一致していないが、移動硬化理論によって第1近似として説明されているように見える〔図9(c)〕、むしろ応力反転等における硬化則に問題があり、移動硬化理論(または混合硬化理論)の $R$ (および $D$ )の発展方程式を工夫することによって、かなり良く実験結果を説明できる可能性があると思うがいかがか。クリープ構成方程式開発の今後の方向について著者らのご見解を伺いたい。

(4) 質問(2)に関連して、「ORNLの理論では多軸応力状態の場合、一義的な結果を与えるとは限らない」とあるが、式(12)、(13)を用いた結果は図中で点線で示されていて、実験値とは一致しないが、一義的な結果は得られているのではないか。

〔回答〕 (1) 本研究のクリープ試験では応力値が比較的大きいため、式(8)の双曲線関数を次のように近似できる。

$$[\sinh(|\sigma - R|/\alpha)]^m \cong (1/2)^m \times \exp[(m/\alpha)|\sigma - R|]$$

$$[\sinh(|R|/\beta)]^n \cong (1/2)^n \exp[(n/\beta)|R|]$$

この結果、指数 $m$ および $n$ は、それぞれ材料定数 $\alpha$ および $\beta$ との比の形で現れるから、指数の値を任意に指定しても、その任意性は定数 $\alpha$ および $\beta$ の決定の際に取除かれる。

次に定常クリープひずみ速度は、図4に示した一定荷重クリープ試験結果における $t=80$ hでのクリープひずみ速度を取った。これは、 $|\sigma|=137.3$ MPaに対して、 $t=40\sim 80$ hでのクリープひずみ速度の減少が $t=8\sim 40$ hでのそれに比べて約 $1/4$ に小さくなっているため、近似的に $t=80$ hでのクリープひずみ速度を定常ひずみ速度と見なしたからである。なお、移動硬化および混合硬化理論によるクリープ曲線は実験結

果(図4)とかなり良く一致しているから、上述のように定常クリープひずみ速度を見積もっても、解析結果の評価には影響しないと考えている。

(2) ORNLの補助法則の式(12)、(13)を $>$ および $\geq$ のどちらで規定するかは数値計算上の問題である。また、この補助法則が真に合理的なものであれば、 $>$ および $\geq$ のどちらを採用しても計算結果は影響を受けないはずである。このような意味で、上述の操作を物理的に本質的でない操作と呼んだ。

(3) ご指摘のように、移動硬化および混合硬化理論は、流れ法則については実験結果を第1近似として表現しており、したがって硬化法則を「工夫」することによって実験結果をかなり精度よく表示できることが期待される。硬化法則の研究は、緒言でも述べたようにMalinin-Khadjinskyの移動硬化理論以来いくつか行われてきたが、クリープ異方硬化の記述方法はMalinin-Khadjinskyのそれから大きく進歩したようには思われない。したがって、材料定数の合理的な決定を考慮して構成式の形を複雑にすることなく、しかも実験結果を精度よく記述する工夫は、それほど容易であるようには思われない。

しかし、移動硬化理論が応力反転の際にクリープひずみを過大評価する欠点は、時間回復を累積ひずみに伴う回復に置き換えた非線形移動硬化法則(付3)によってある程度修正できると考えられる。これは、このような置き換えによって応力反転後の回復項の働きが活発となり、背応力の変化が速くなるからである。また、クリープ硬化面を規定した村上・大野の理論(付4)(付5)および回復ひずみを考慮した理論(付6)は、材料定数の決定も容易であり、今後さらに研究すべき方向であると考えている。

(4) ご指摘のように、負荷履歴とその解析結果は一対一に対応するから、この表現は厳密には不適当である。ORNLの理論では、4.1.2項で述べたように、応力履歴の微小差異によってクリープ変形状態がわずかに異なり、このためにその後のクリープひずみ変化に対して本質的に異なる計算結果(図6、7の破線と点線)を与える場合が起こり得る。本論文では、このような計算結果の不連続性を指して「一義的でない」という表現を用いた。

(付3) Chaboche, J.L., *Bul. Acad. Polon. Sci., Ser. Sci. Tech.*, 25-1 (1977), 33.

(付4) 村上・大野, 機論, 48-428, A (昭57), 431.

(付5) Murakami, S. and Ohno, N., *Int. J. Solids Struct.*, 18-7 (1982), 597.

(付6) 大野・ほか2名, 機論, No. 823-1 (昭57-3), 94.