クリープ温度域における二軸応力下の低サイクル疲労[†] (寿命予測法と繰返し構成関係を視野に入れて)

大 南 正 瑛* 坂 根 政 男* 浜 田 直 己**

Biaxial Low-Cycle Fatigue in Creep Region at Elevated Temperatures

by

Masateru OHNAMI*, Masao SAKANE* and Naomi HAMADA**

1 はじめに

一般に高温で使用されている高温構造機器は純粋な単軸応力状態にあることはむしろまれで、例えば切欠き部での応力状態のように多軸応力状態にあることが多い。このことから高温構造機器におけるひずみや応力の多軸性を考慮した強度設計や余寿命予測が重視され、歴史的にはミーゼスやトレスカ型の相当ひずみや相当応力などの破損パラメータが使用されてきた。しかし、最近の高温多軸低サイクル疲労の研究によると、これらの相当ひずみや相当応力では必ずしも多軸低サイクル疲労寿命をうまく整理できない場合があることが指摘されてきている。¹⁾ すなわち、これらの相当ひずみや相当応力は、もともと弾性破損式あるいは降伏条件式におけるパラメータとして提案されてきたものであり、き裂の発生や伝ばが主要な因子となる低サイクル疲労にまで拡張するのに無理があるという指摘がある。これらの点を整理すべく、また、我が国においても最近クリープ温度域における二軸低サイクル疲労の研究のまとめが見当たらないこともあって、本稿では、1970年以降の高温低サイクル疲労についての研究のまとめを試みた。なお、最近^{2),3)}多軸応力下の疲労に関してもたれた二つの国際会議はこの分野の近年の研究の高まりを示すものとして注目されている。

いま、クリープ温度域における二軸低サイクル疲労の研究分野について考えると、低サイクル疲労強度と繰返し応力下での変形問題に大きく分けることができよう。前者には二軸応力下での低サイクル疲労寿命を整理し得るパラメータの研究や二軸応力下での弾塑性破壊力学の研究分野があり、後者には多軸応力下の繰返し構成式の定式化を目指した研究分野がある。さらに、多軸応力下での固有な問題として、両者について主ひずみ軸や主応力軸方向が試験中に変化しない比

例負荷およびそれらの方向が変化する非比例負荷（一般負荷とも呼ばれる）問題が含まれる。1970年以降の二軸低サイクル疲労に関する研究（常温下の研究も含む）^{4)~24)}では、高温下の研究、^{7)~9),15),16),18),20),21),23)~31)}き裂挙動の研究、主ひずみ比（ $\phi = \varepsilon_2/\varepsilon_1$, $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ は主ひずみ）を-1から+1まで変化させた研究、^{4),25)~35)}非比例負荷の下での研究^{15),16),19),22),24),49),50)}などが特筆されよう。本稿で取り扱うのは1970年以降における

- (1) 高温二軸低サイクル疲労破損パラメータの研究
- (2) 高温低サイクル疲労き裂挙動に及ぼす二軸応力の影響
- (3) 二軸応力下での高温繰返し構成関係

の研究分野である。高温下での研究例はそれほど多くないので、一部分常温での研究例についても触れたい。なお、高サイクル疲労における研究も最近報告されているが、本稿では低サイクル疲労に限ることとした。また1970年以前の研究については Brown と Miller, Krempl, 大路の総説などがあるのでそれらを参照されたい。本稿では、大気中、平面応力下の二軸応力状態に限定して述べることにする。

2 高温二軸低サイクル疲労試験方法

Fig. 1 (a), (b)に二軸応力下の低サイクル疲労試験に用いられる代表的な試験片と、それらを用いて実施することのできる主ひずみ比 $\phi (= \varepsilon_2/\varepsilon_1)$ の範囲を示す。同図(a)のタイプ I の試験片は、従来より多く使用されてきた試験片形状であり、中空の薄肉円筒試験片に軸方向応力とせん断応力とを負荷して二軸応力状態を実現するものである。このタイプの試験片に軸方向応力とせん断応力とを負荷すると、主ひずみ比で Fig. 1 (b)の領域 C の範囲（ $-1 \leq \phi \leq -0.5$: 塑性域でのポアソン比を 0.5 と仮定）、主応力比 $\lambda (= \sigma_2/\sigma_1)$ で $-1 \leq \lambda \leq 0$ の範囲の試験が可能となる。さらに内外圧を

[†] 原稿受理 昭和60年7月9日 Received July 9, 1985

* 正会員 立命館大学理工学部 京都市北区等持院北町, Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Tojiin, Kitamachi, Kita-ku, Kyoto

** 正会員 スターライト工業(株) 大阪市鶴見区徳庵, Starlite Co. Ltd., Tokuan, Tsurumi-ku, Osaka

A : Circular and elliptically shaped plates subjected to bulge bending.
C : Hollow specimen subjected to combined axial and torsional loadings.
A-C : Cruciform specimen.
Hollow specimen subjected to combined axial load and internal/external pressure.

(b) Strain ratio region achieved by the three test methods in Fig. 1 (a).

Fig. 1. Typical biaxial test methods.

負荷すると主ひずみ比や主応力比の全領域 ($-1 \leq \phi \leq 1$, $-1 \leq \lambda \leq 1$) の試験も可能となるが装置が複雑になるきらいがある。このタイプの試験片を用いた試験では、試験片に負荷される応力とひずみが実験的に求まるといふ長所を有している。

Fig. 1 (a)のタイプIIの試験片は、矩形板や円板に曲げ荷重を加えて試験片中央部に二軸応力状態を実現しようとするものである。試験片形状(円板の場合は長軸と短軸の比)と負荷方向を変更することにより、Fig. 1 (b)のA-Cの ϕ と λ の範囲 ($-1 \leq \phi \leq 1$, $-1 \leq \lambda \leq 1$) をカバーすることができる。このタイプの試験方法は試験が比較的簡便という長所を有しているが、

反面、応力とひずみが直接計測できず、計算によらねばならないという短所もある。

Fig. 1 (a)のタイプIIIの試験片は最近になって使用されるようになった十字型試験片を用いたものである。この方式も Fig. 1 (b)のA-Cの主ひずみ比や主応力比の範囲 ($-1 \leq \phi \leq 1$, $-1 \leq \lambda \leq 1$) をカバーすることができ、ひずみも実験的に求めることはできる。しかし、応力は計算によらねばならず、試験装置は複雑となる。

3 二軸応力下の高温低サイクル疲労破損パラメータ

いままでに提案されてきた二軸応力下の高温低サイクル疲労破損パラメータは大きく分けてひずみ基準のものと応力基準のものがあるが、以下ではそれらについて概観する。

3・1 ひずみ基準の高温二軸低サイクル疲労破損パラメータ

(1) ミーゼス型の相当全ひずみ範囲

$$\Delta \epsilon_{eq} = \frac{\sqrt{2}}{3} \{ (\Delta \epsilon_1 - \Delta \epsilon_2)^2 + (\Delta \epsilon_2 - \Delta \epsilon_3)^2 + (\Delta \epsilon_3 - \Delta \epsilon_1)^2 \}^{1/2} \quad (1)$$

($\Delta \epsilon_1$, $\Delta \epsilon_2$, $\Delta \epsilon_3$: 主ひずみ範囲, $\Delta \epsilon_1 \geq \Delta \epsilon_2 \geq \Delta \epsilon_3$)

式(1)で示されるミーゼス型の相当全ひずみ範囲は静的負荷の降伏理論に基づくものであるが、慣用的に多軸応力下の低サイクル疲労寿命を整理する上でのパラメータとして最も多く使用されてきた。たとえば、ASMEコードケースN-47もこの一例である。また、式(1)を修正したものとして、サイクル中の弾性域と塑性域のポアソン比の変化を考慮に入れたもの⁴⁰⁾、静水圧応力を考慮に入れたもの⁴¹⁾も提案されている。

(2) Γ 面理論¹⁰⁾

$-1 \leq \phi \leq -\nu$ のとき、

$$\left(\frac{\gamma_{\max}}{2g} \right)^j + \left(\frac{\epsilon_n}{h} \right)^j = 1.$$

$-\nu < \phi \leq +1$ のとき、

$$\frac{\gamma_{\max}}{2} = c. \quad (g, h, j, c \text{ は実験的に求める値})$$

Γ 面に基づくパラメータは最大せん断ひずみ $\gamma_{\max}$ とその作用面に生じる垂直ひずみ ϵ_n が破損寿命を支配するという考え方である。また、 Γ 面を修正した Γ^* 面に基づくもの⁴²⁾も提案されている。このパラメータは自由表面と45°で交差する面の中で最も大きいせん断ひずみ $\gamma^*_{\max}$ とそれが生じる面に垂直に作用する垂直ひずみ ϵ_n^* が破損寿命に寄与するという考え方である。ひずみ比 $-1 \leq \phi \leq -\nu$ において $\gamma^*_{\max} = (\epsilon_1 - \epsilon_2)/2$, $\epsilon_n^* = (\epsilon_1 + \epsilon_2)/2$ となり、 $-\nu < \phi \leq +1$ の範囲では $\gamma^*_{\max} = (\epsilon_1 - \epsilon_3)/2$, $\epsilon_n^* = (\epsilon_1 + \epsilon_3)/2$ となり、前述の Γ 面理論に一致するこのパラメータは次式で示される。ただし、 K は $\gamma^*_{\max} - \epsilon_n^*$ 線図より求まる値

である。

$$\frac{\gamma_{\max}^*}{2} + K\epsilon_n^* = C \quad (3)$$

(3) 巨視的貫通き裂の開口変位量に基づく相当ひずみ範囲²¹⁾

$$\Delta\epsilon^* = c\Delta\epsilon_1(\phi^2 + \phi + 1)^{1/2} \left[(\phi + 2)\{3(\phi^2 + \phi + 1)\}^{-1/2} \left(\frac{3}{\phi + 2} \right)^m \right]^{1/n} \quad (4)$$

これは巨視的貫通き裂の伝ば速度, したがってき裂開口変位量が二軸低サイクル疲労寿命を決定するという考え方に基づいて提案されたものである。ここで, c , m , n は材料定数であり, m 値は材料にはそれほど依存せず, $m=0.5$ とすればよいとされている。式(4)の $\Delta\epsilon^*$ は数量的に(1)の $\Delta\epsilon_{eq}$ に近いことが指摘されている。²¹⁾

3・2 応力基準の高温二軸低サイクル疲労破壊パラメータ

(1) ミーゼス型の相当応力範囲

$$\Delta\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_2)^2 + (\Delta\sigma_2 - \Delta\sigma_3)^2 + (\Delta\sigma_3 - \Delta\sigma_1)^2 \}^{1/2} \quad (5)$$

($\Delta\sigma_1, \Delta\sigma_2, \Delta\sigma_3$: 主応力範囲, $\Delta\sigma_1 \geq \Delta\sigma_2 \geq \Delta\sigma_3$)

ミーゼス型の相当全ひずみ範囲と同様に静的な降伏理論を低サイクル疲労パラメータにまで拡張したものである。

(2) 巨視的貫通き裂伝ばに基づくパラメータ²⁵⁾

$\lambda \geq 0$ のとき,

$$\Delta\sigma_e = \Delta\sigma_1(1 - 0.5\lambda + \lambda^2)^{1/2} \quad (6)$$

$\lambda < 0$ のとき,

$$\Delta\sigma_e = \Delta\sigma_1$$

低サイクル疲労寿命の大部分がき裂伝ばに費やされるとの観点から提案されたものである。

(3) 巨視的貫通き裂の開口変位に基づくパラメータ²¹⁾

$$\Delta\sigma^* = \alpha\Delta\sigma_1(2 - \lambda)^{1/2} \quad (\alpha = 1/\sqrt{2}) \quad (7)$$

式(3)の $\Delta\epsilon^*$ と対をなすものであり, き裂に平行に働く主応力の影響を取り込んだ形での相当応力として提案されている。

3・3 代表的なパラメータ間の比較

上で述べたひずみおよび応力各パラメータ間の比較を Fig. 2 に示す。図(a), (b)の縦軸はそれぞれ最大主ひずみ ϵ_1 および最大主応力 σ_1 で基準化されている。

図(a)より, 式(1), (4)で示される ϵ_{eq} と ϵ^* とは主ひずみ比 $\phi = -0.5$ (引張り・圧縮に対応) では一致しているが, ϕ が小さくなるに従って ϵ_{eq} は負の傾きを, ϵ^* は正の傾きをもち, $\phi = -1$ (繰返しねじりに対応) における ϵ_{eq} と ϵ^* との値の差は45%, ϵ_{eq} と ϵ_1 との差は15%程度となっている。式(3)で示される Γ^* 面理論のパラメータは材料定数の影響を受けるので一般

(a) Strain base.

(b) Stress base.

Fig. 2. Comparison of biaxial low cycle fatigue parameters.

的な図示は難しいが, $K=0.2$ のとき, 図中の直線のように, その傾きは $-1 \leq \phi \leq -0.5$ の範囲で ϵ_1 と ϵ^* の中間的な値をとるようである。 ϕ が -0.5 より大きい範囲においては, Γ^* 面理論と ϵ^* とはほぼ同程度の傾きとなるが, それらは ϵ_{eq} や ϵ_1 とは ϕ が大きくなるにつれて差が大きくなる。 Γ^* 面理論によるものは, 同範囲において ϵ_{eq} と ϵ_1 との中間的な値をとる。

他方, 図(b)の応力基準のパラメータにおいては, $-1 \leq \lambda \leq 0$ (繰返しねじりと引張り・圧縮の範囲) の範囲においては $\sigma_1 = \sigma_e \leq \sigma^* \leq \sigma_{eq}$ の順となっており, また, $0 \leq \lambda \leq 1$ の範囲ではそれらの大小関係は相互に反転するものの, 値そのものには大きな差はない。

以下では, 上述した二, 三のパラメータで二軸低サイクル疲労データを整理した結果について述べる。

4 高温二軸低サイクル疲労特性

4・1 破壊寿命とき裂挙動

Fig. 3⁵⁾ (a)~(c)に AISI 304 鋼の 811 K, 大気中, $-1 \leq \phi \leq -0.7$ における種々のひずみ比 ϕ の範囲での高温二軸低サイクル疲労試験結果例を示し, 図(a)はミーゼス型の相当全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eq}$ (式(1)), 図(b)は主ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_1$, 図(c)は COD に基づくひずみ $\Delta\epsilon^*$ (式(4)) で整理したものである。(a)の $\Delta\epsilon_{eq}$ で整理したものは $\phi = -1$ (繰返しねじり) だけが, 他のものより高強度側にあり, 係数 2 の範囲では実験データを整理

Fig. 3. Arrangement of biaxial low cycle fatigue data with three strain parameters which have been proposed. The test was using cylindrical specimens of AISI 304 stainless steel at 811 K in air.

することができない結果となっている。図(b)の最大主ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_1$ で整理したもの、図(a)と比べてやや整理結果は改善されるものの、依然として $\phi = -1$ のデータが高強度側にある。他方、 $\Delta\epsilon^*$ で実験結果を整理したものは $\phi = -1$ も含めて係数2の範囲で整理することができる。したがって、Fig. 2 に示した各パラメータ間の比較との関連でいえば、 $\Delta\epsilon_{eq}$ と $\Delta\epsilon_1$ は $\phi = -1$ において約15%程度の差しかないので実験データの整理結果は大きくは変わらないが、 $\Delta\epsilon^*$ は $\Delta\epsilon_{eq}$ や

$\Delta\epsilon_1$ に比べて、 $\phi = -1$ でデータを低強度側に評価する式となっており、実験結果を係数2の範囲で整理できたものと思われる。また、実験結果そのものは $-1 \leq \phi \leq -0.5$ の範囲でいえば ϵ_1 と ϵ^* 中間に位置するものと思われる。Fig. 3 の結果とは別に、ミーゼス型の相当ひずみを用いて実験結果を整理すれば、繰返しねじりの方がやや高強度側にあるものの、二軸応力下での高温低サイクル疲労結果を係数2の範囲で整理できるという報告もある。⁷⁾⁸⁾¹⁵⁾¹⁶⁾¹⁸⁾²⁴⁾

Fig. 4. Arrangement of biaxial low cycle fatigue data with three stress parameters for hollow cylindrical specimens with a center notch hole of 1mm-diameter of SUS 304 austenitic stainless steel at 823 K in air.

一方, Fig. 4²¹⁾ は SUS 304 鋼 (1373K 溶体化処理) の中央円孔付き中空円筒試験片 (円孔直径 1mm) の 823K, 大気中での荷重制御の実験結果を示し, 図(a) はミーゼス型の相当応力範囲 $\Delta\sigma_{eq}$, 図(b) は最大主応力範囲 $\Delta\sigma_1$, 図(c) は COD に基づく相当応力範囲 $\Delta\sigma^*$ で整理した結果である. $\Delta\sigma_{eq}$ で実験結果を整理したものは引張り・圧縮に比べて繰返しねじりの方が高強度側にあるが, $\Delta\sigma_1$ で整理したものは逆に引張り・圧縮の方が高強度側にある. また, $\Delta\sigma^*$ で整理したものは, 引張り・圧縮と繰返しねじりとのデータを係数 2 の範囲で整理できる結果となっている. これらの整理結果は, Fig. 2 (b) の $-1 \leq \lambda \leq 0$ の範囲では σ^* が σ_{eq} と σ_1 との中間的な値を示すことから理解できる. さて, 後述するように, 高温下での材料の繰返し構成関係はミーゼス型の相当応力と相当ひずみを用いればひずみ比 λ には関係なく比例荷重の場合には一義的に整理することができるが, 上記の結果から分るように二軸応力下の低サイクル疲労寿命についてはミーゼス型の相当ひずみや相当応力では必ずしもうまく整理することができない場合がある. 以下ではこの点について考えてみよう.

二軸応力下の低サイクル疲労の代表例として引張り・圧縮と繰返しねじりとを考え, それぞれに負荷される応力を Fig. 5 に示すように σ_{1PP} , σ_{1RT} , τ_1 とする. ただし, 繰返しねじりの場合にはモード I 型の破壊をするという報告とモード II 型の破壊をするという報告があるので, ここでは (b), (c) に示すように二例について考えてみる. なお, 以下では問題を単純化するためき裂の伝ば寿命が破損寿命の大部分を占めると考え, またき裂伝ば速度と破損寿命とが反比例するとする. いま, ミーゼス型の相当ひずみ制御の実験を引張り・圧縮 (添字 PP を用いる) と繰返しねじり (添字 RT を用いる) とで行った場合, 後述するように, 繰返し応力ひずみ関係はミーゼス型の相当応力-相当ひずみでひずみ比に関係なく整理することができるので, き裂に負荷される応力の大きさは $\sigma_{1PP} = \sqrt{3}\sigma_{1RT} = \sqrt{3}\tau_1$ となる. したがって, 繰返しねじりにおいてモード I 型破壊した場合には, き裂に垂直に負荷される主応力の大きさは, 引張り・圧縮の場合の $1/\sqrt{3}$ しか負荷されていない結果となる. しかし, モード II 型破壊した場合にミーゼス型の相当ひずみで両者の実験結果をうまく整理できるという報告が

Fig. 5. Schematic figure showing the fracture mode and applied stress in push-pull and reversed torsion tests.

ある. このことは, 繰返しねじりにおいてき裂に平行な応力 σ_{2RT} がき裂伝ば速度を加速させる働きがあり, その加速作用によって, き裂に垂直な応力が小さいにもかかわらず引張り・圧縮とほぼ同じ破損寿命になるようなき裂伝ば速度が生じたものと思われる. 事実, Fig. 6²¹⁾ に示すように, き裂に平行に圧縮方向に応力が負荷された場合には, ない場合と比べてより大きなき裂伝ば速度の観察されることが高温で確認されている. この現象は, き裂に平行な応力が負荷されることによって, き裂先端でのひずみ場や応力場が大きくなることによることが有限要素法解析によって明らかにされている.

応力制御の場合にはこのことは一層明りょうになる. Fig. 4 (a) の実験結果はき裂に垂直な応力を一定にした場合の結果であり, 当然のことながらき裂に平行な応

Fig. 6. Acceleration of crack propagation rate caused by the parallel stress to fatigue cracks for hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless steel with a center notch hole of 1mm-diameter at 823 K in air.

*1 巨視貫通き裂について切欠き材 (有孔試験片) あるいはき裂材と平滑材によって破壊モードが変わる場合があり²⁰⁾, また材料と温度によっても変わる場合があり, 現在のところ明確なことはわかっていない.

力による巨視的貫通き裂伝ば速度の加速作用によって繰返しねじりの破損寿命の方が低強度側にきている。しかし、ミーゼス型の相当応力でこの結果を再整理した場合には、ミーゼス型の相当応力の定義式 $\sigma_{eq}=(\sigma_1^2+\sigma_2^2-\sigma_1\sigma_2)^{1/2}$ からわかるようにき裂に平行に負荷される主応力の寄与が垂直な主応力と同じであるとしていることになる。しかし、き裂に平行な主応力の寄与は、この場合それほど大きくはなく、したがって Fig. 4 (b)に示したように繰返しねじりと引張り・圧縮との破損寿命の大小関係が逆転することになる。一方 σ^* はき裂に平行な主応力の大きさを適正に取り込んでいるので、実験データをうまく整理することができたものと思われる。

また、繰返しねじりにおいてモードⅡ型破壊した場合には、 τ_1 と σ_{IRT} との大きさが同じとなる。モードⅡ型破壊の場合の巨視的貫通き裂伝ば速度と負荷応力の大きさとの関係がモードⅠと比べてどの程度異なるかという点については必ずしも明らかではないが、有限要素法計算による結果では、同じ大きさの τ_1 と σ_{IRT} が負荷された場合、小規模降伏時のき裂先端の応力場の強さは同じであるが、き裂先端の塑性域が大きくなるとモードⅡの応力場の強さの方が大きくなるとされている⁴⁸⁾。したがって、モードⅡ型破壊の場合にも破壊モードが異なることによる巨視的貫通き裂伝ば速度の加速作用が働き、ミーゼス型の相当ひずみで繰返しねじりを含む二軸応力下の低サイクル疲労破損寿命がうまく整理できる場合もあるものと思われる。

4.2 ひずみ保持時間効果

Fig. 7¹⁸⁾ は、923K、大気中で SUS 304 鋼 (1 373K 溶体化処理) の中空円筒有孔試験片 (円孔直径 1 mm) の引張り・圧縮と繰返しねじりについて引張りひずみ保持時間効果を調べたものである。図の縦軸はひずみ保持時間を伴った場合の破損寿命 N_f とひずみ保持時間のない場合の破損寿命 N_{f0} の比 N_f/N_{f0} を示しており、横軸はひずみ保持時間である。引張り・圧縮および繰返しねじりとも破損寿命はひずみ保持時間10分程度まで急激な破損寿命の低下を示しているが、それ以上のひずみ保持時間の増加に対しては破損寿命の低下はそれほど大きくない。また、ひずみ保持時間による破損寿命の低下割合は繰返しねじりのほうが引張り・圧縮のそれより小さく、繰返しねじりのひずみ保持時間を伴うことによる材料損傷は、引張り・圧縮のそれより小さいことがわかる。このように、クリープ疲労相互作用下での多軸低サイクル疲労についてはクリープ効果のない場合と比べて一層現象が複雑になると思われる。具体的には、高温低サイクル疲労に及ぼすひずみ比や応力比の影響とクリープやクリープ破壊に及ぼすそれらの影響が異なることが予想されるからで

Fig. 7. Reduction of fatigue lives by introducing hold-times at tension peak strain. The test was made using hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless steel with a center notch hole of 1 mm-diameter at 923 K in air.

ある。この点に関しては、Fig. 7 と同じように保持期間中の材料損傷量は繰返しねじりの方が小さいとするものや、高温低サイクル疲労破損寿命は等方応力の影響を受けないが、クリープは受けるとする報告もある⁶⁾。

4.3 非比例（一般）負荷

非比例負荷は、たとえば、熱応力と機械的応力とが重量する場合にみられ、また、高温低サイクル疲労破損寿命がどのような力学的条件下で最も低下するのか

Fig. 8. Strain waveforms for non-proportional tests.

を調べる手段として有効である。非比例負荷の試験手法は、中空円筒試験片を用いて引張り・圧縮と繰返しねじり負荷を位相差を設けて行う場合が多い。Fig. 8(a)に位相差 $\pi/2$ を設けて行う場合のひずみ波形の例を示す。この試験手法は1サイクル中に主ひずみ軸や主応力軸方向が連続的に変化するが、同図に示すようにサイクル中にミーゼス型の平均ひずみをもち純粋な主ひずみ軸および主応力軸方向の変動の影響のみを抽出できないという問題点もある。主応力軸および主ひずみ軸方向の変動の影響のみを純粋に抽出するため、筆者らは、ミーゼス型の相当全ひずみ範囲一定の下で引張り・圧縮サイクルと繰返しねじりサイクルとを交番に負荷する方法を提案している (Fig. 8(b) 参照)。

Fig. 9(a), (b)に 823K および 923K, 大気中, ミーゼス型の相当全ひずみ範囲一定下で SUS 304 鋼 (1373K 溶体化処理材) の中空円筒試験片 (円孔直径 1 mm) を用いて全ひずみ範囲制御の引張り・圧縮と繰返しねじりを交番負荷した場合の実験結果を示す。図(a)に示すようにミーゼス型の相当全ひずみ範囲の整理では同一ひずみ波形において主ひずみ軸方向の変動する場合が固定のものより短寿命側となり、ミーゼス型の相当全ひずみ範囲では整理できないことがわかる。

Fig. 9. Effect of alternating principal strain axes on low cycle fatigue lives. The test was made using hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless steel with a center notch hole of 1 mm-diameter in air.

しかし、同図(b)に示すように 923Kにおける実験結果では主ひずみ軸の変動が必ずしも寿命の低下をもたらさない。このように、主ひずみ軸方向変動の影響が温度に依存するという点は、破壊様式によるものと思われる。すなわち、823Kの場合は粒内破壊であり、923Kの場合は粒界破壊であったことを考えると、主ひずみ軸方向の変動は両温度下ともに供試材の結晶粒内に損傷を与えると考えられるが、923Kにおいてはき裂が粒界を伝ばするために主ひずみ軸方向変動の影響がさほど破損寿命に現れなかったものと考えられている。また、このような条件下の破損パラメータについて823Kのように寿命に著しい低下を生じる場合、ミーゼス型の相当全ひずみ範囲を含む単軸応力下での種々の寿命予測法では破損寿命を整理できないと報告されている。なお、Fig. 9(a), (b)の非対称ひずみ波形と寿命予測法の適用の詳細については原論文を参照されたい。

つぎに、823Kにおいて、破損寿命に及ぼす主ひずみ軸変動頻度の影響を調べたものを Fig. 10 に示す。ここで、横軸の $N_f/N_{T+\epsilon}$ はひずみ軸方向の変動頻度を表すパラメータであり $N_f/N_{T+\epsilon}=1/2$ は引張り・圧縮を1サイクル行った後ねじりを1サイクル、 $N_f/N_{T+\epsilon}=3/4$ は引張り・圧縮を1サイクル行った後ねじりサイクルを3サイクル、 $N_f/N_{T+\epsilon}=1/4$ は引張り・圧縮を3サイクル行った後ねじりを1サイクル行うこ

Fig. 10. Experimental relationship between fatigue life ratio and test frequency of alternating principal strain axes. The test was made using hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless steel with a center notch hole of 1 mm-diameter at 823 K in air.

とを示している。主ひずみ軸変動により破損寿命が低下し、変動頻度が高いものほど、寿命の低下が大きいることがわかる。

金沢らは、常温下で Cr-Mo-V 鋼の中空円筒試験片を用いて引張り・圧縮のひずみ波形に位相差を設けて繰返しねじりのひずみ波形を負荷する実験を行っている。結果は破損寿命がミーゼス型の相当全ひずみ範囲

やトレスカ型の相当ひずみ範囲で十分に整理できず、比例負荷の場合と同様 Γ 面理論に基づいて整理すべきであると指摘している。

5 繰返し変形

二軸応力下での繰返し構成関係を整理するパラメータとして代表的なものはミーゼス型の相当ひずみと相当応力や最大せん断ひずみと最大せん断応力があるが、

(a) Companion method.

(b) Incremental method.

Fig. 11. Cyclic stress-strain curve in proportional test for hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless steel at 823 K in air.

Table I. Material constants in constitutive equation for hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless at 823K in air.

Test method	Mode	Elastic modulus (*10 ⁵ MPa)	K' (MPa)	n'	σ' _{0.2} (MPa)
Companion specimen test	Proportional loading	1.25	480	0.265	313
	Proportional loading	1.25	414	0.107	353
Incremental step test	Non-proportional loading				
	dφ =1/6	1.30	440	0.102	374
	=1/3	1.40	480	0.099	409
	=1/2	1.50	495	0.092	427

二軸応力下で体系的に実験検証したものは数少ない。Fig. 11 に筆者ら²²⁾が 823K、大気中で SUS 304 鋼 (1 373K 溶体化処理材) の中空円筒の平滑試験片を用いて、比例負荷の下で多数試験法と振幅変動試験法 (いずれも $\dot{\epsilon}=10^{-3}/s$) で繰返し応力ひずみ関係を種々のひずみ比 ϕ で行い、実験結果をミーゼス型の相当応力-相当ひずみを用いて整理した結果を示す。両実験方法ともひずみ比に関係なく、ミーゼスの相当応力と相当ひずみで整理することができる。いま、繰返し応力ひずみ関係を、次式のように近似すると

$$\Delta\epsilon_{eq}/2 = (\Delta\sigma_{eq}/2)/E + \{\Delta\sigma_{eq}/2\}/K'\}^{1/n'} \quad (8)$$

それぞれの係数は Table I のようになる。ここで、 E , n' , K' はそれぞれ該当温度における縦弾性係数、繰返し加工硬化指数、強度係数である。両試験法について応力やひずみの絶対値には大きな差はないが、Table I に示した加工硬化指数 n' は多数試験片法のほうが振幅変動試験法に比べて 2 倍程度大きな値となっている。また強度係数 K' も多数試験片法の方が大きい。一方、Brown らは、293K から 838K、大気中で Cr-Mo-V 鋼および AISI316 鋼の中空円筒平滑試験片を用いて引張り・圧縮、繰返しねじりおよびそれらの組合せ負荷 (比例負荷) を行い、それらの繰返し条件下の構成関係は最大せん断応力-ひずみに基づいて整理できることを報告している。繰返し応力/ひずみ関係は、材料の異方性や試験方法にも依存すると思われるので、今後さらにこの分野での研究例の蓄積が待たれる。

非比例負荷の場合の構成関係を調べた一例を Fig. 12²²⁾ に示す。負荷方法は、ミーゼス型の相当全ひずみ範囲一定下で引張り・圧縮と種々のひずみ比 ϕ の負荷とを交番負荷させたものである。主ひずみ軸方向を変動した場合の相当応力は主ひずみ軸変動 ($|d\phi|$) が大きいほどより大きい繰返し応力の増加を示し、ミーゼス型

*2 Table I に n' と K' の値の違いによって、単軸引張りをうける切欠き平板 (形状係数 1.5) の切欠き底のひずみ分布が絶対値の 30% 近く異なる解析例がある。

Fig. 12. Cyclic stress-strain curve in alternating principal strain axes test for hollow cylindrical specimens of SUS 304 austenitic stainless steel at 823 K in air. $|d\phi|$ denotes an angle change in principal strain axes.

の相当応力-相当ひずみ基準では ϕ に無関係に一義的には整理できないことを示している。主ひずみ軸変動

による著しい繰返し加工硬化は、サイクルごとの主ひずみ軸方向の変化によりすべり面の数が引張り・圧縮のそれより多くなり各すべり面におけるすべり面間の相互作用によって生じたものと考えられる。例えば、Fig. 12 の実験結果に対応する透過電子顕微鏡による微視組織の観察結果によれば、主ひずみ軸固定の場合には、ラダー（はしご状）組織やメイズ状の転位組織が観察されるが、主ひずみ軸変動の場合にはより大きい繰返し加工硬化に対応するセル状の転位組織が観察されている。また、主ひずみ軸固定の場合には、変形異方性が観察されたが、主ひずみ軸固定の場合には等硬化化であったことも報告されている¹⁹⁾。このような、主ひずみ軸および主応力軸方向の変動の影響を含んだかたちの繰返し構成関係を十分に表現できるパラメータは現在のところ十分に確立されていない。今後、繰返し負荷の構成関係を考える場合、下部組織などのミクロ的な観点からの考察を含め、実験的、理論的研究が必要と思われる。

6 おわりに

二軸応力下の高温低サイクル疲労に関する力学研究について概観してきたが、実験技術上の問題や実験経費の点などから単軸応力下のものに比べ全体的に研究の立ち遅れが目立つ。比例負荷の場合の低サイクル疲労破壊パラメータについては、従来から用いられているミーゼス型の相当全ひずみ範囲で整理できるという報告とできない報告があるが、両者の差異については現在のところ明らかでない。また、主ひずみ比 ϕ が $-1 \leq \phi \leq +1$ までの範囲の疲労破壊パラメータの実験検証は少なく、この方面の研究が望まれる。一方、 Γ 面に基づくパラメータは二つのパラメータ $r_{\max}$ と ε_n が必要であり、破壊寿命に及ぼす $r_{\max}$ と ε_n の寄与の程度を調べるためには実際に多くの実験を行う必要がある。いずれにしても、ミーゼス型や Γ 面に基づくパラメータで種々の力学的条件下の高温低サイクル疲労寿命すべてを整理できるわけではなく、たとえば、ひずみ保持時間を有する場合や主ひずみ軸の変動を伴う場合などについては十分にそれらを整理しえていない。巨視的貫通き裂開口変位に基づく相当応力範囲 $4\sigma^*$ は比例負荷、一般負荷およびひずみ保持時間を有する低サイクル疲労について整理できるが、主ひずみ比 ϕ の範囲が -1 から $+1$ についても整理できるかどうかについては現在のところ未検討である。

き裂伝ば挙動についてはき裂伝ば速度に及ぼすき裂に平行な主応力の影響が存在することが明らかにされてきたが、応力比（ひずみ比）が $-1 \leq \phi \leq +1$ までのき裂挙動は十分明らかにされていない。また、多軸応力下のき裂伝ば速度を統一的に整理できる破壊力学パラメータについてはJ積分やCOD等が有効である

と思われるが、実験的検証はまだ十分に行われてはおらず、今後の課題と思われる。

繰返し荷重が負荷される場合の構成関係については大別して二つの考え方があり、一つは、ミーゼス型の相当応力-相当ひずみ、他は最大せん断応力-せん断ひずみであるが、比例負荷の場合には前者で整理できるようなのである。しかし、いずれの場合も主応力軸方向が変動する場合については適用できない。このような繰返し変形の構成関係を考える場合、下部組織等のミクロ的な立場より実材料の挙動を反映した構成式を定式化する必要がある。なお、本稿ではふれなかったが、ボイドの発生、き裂の発生などに及ぼす応力多軸性、金属組織学的な観点からの応力多軸性の研究などはいまだ未整理であり今後の課題と考えられる。

わが国では、日本鉄鋼協会高温強度研究委員会切欠き効果試験分科会（大南正瑛主査）が多軸高温低サイクルに関連する切欠き効果に関する共同研究⁵⁶⁾を行ってきており、また日本材料学会高温強度部門委員会疲労・クリープ相互作用下の寿命評価に用いる非弾性解析法に関する調査作業グループ（井上達雄主査⁵⁷⁾）が多軸高温低サイクル疲労を視野にいたれた共同研究を行ってきており、それらの成果が期待される。

参 考 文 献

- 1) M.W. Brown and K. J. Miller, ATSM STP 770, 482 (1982).
- 2) Inter. Symp. on Biaxial/Multiaxial Fatigue (1982) San Francisco.
- 3) Inter. Conf. Biaxial/Multiaxial Fatigue (1985) Sheffield.
- 4) K. J. Miller and K. J. Pascoe, Conf. Mech. Phys. of Fracture, Inst. of Phys. p. 287 (1975) London.
- 5) J. J. Blass and S. Y. Zamrik, Symp. on Creep Fatigue Interaction, ASME, p. 129. (1976).
- 6) 大南正瑛, 坂根政男, 日本機械学会論文集, **42**, 1305 (1976).
- 7) 大南正瑛, 坂根政男, 日本機械学会論文集, **43**, 3955 (1977).
- 8) M. Sakane and M. Ohnami, 3rd Inter. Conf. on Pressure Vessel Technology, part 2, Tokyo, p. 779 (1977) ASME.
- 9) M. Ohnami and M. Sakane, Bull. of JSME, **21**, 1059 (1978).
- 10) M. W. Brown and K. J. Miller, Fatigue of Engng Mater. Struct., **1**, 217 (1979).
- 11) M. W. Brown and K. J. Miller, Fatigue of Engng Mater. Struct., **1**, 93 (1979).
- 12) A. W. A. Konter, G. T. M. Janssen and W. Musslage, Proc. of Inter. Conf. on Struct. Mech. in Reactor Technology, 13/1 (1979) Berlin.
- 13) M. W. Brown and K. J. Miller, Fatigue of Engng Mater. Struct., **1**, 231 (1979).
- 14) E. D. Delosrios and M. W. Brown, Fatigue of Engng Mater. Struct., **4**, 377 (1981).
- 15) 大南正瑛, 浜田直巳, 材料, **30**, 822 (1981).
- 16) M. Ohnami and N. Hamada, Proc. of 25th Jap. Cong. on Mater. Res., p. 93 (1982).
- 17) F. A. Kandil, M. W. Brown and K. J. Miller, Mech. Behav. Nucl. Appl. Stainless Steel Elevated Temperature, p. 283 (1982).
- 18) N. Hamada, M. Sakane and M. Ohnami, Fatigue of Engng Mater. Struct., **7**, 85 (1983).
- 19) 西野精一, 松村直巳, 浜田直巳, 坂根政男, 時実正治, 大南正瑛, 第21回高温強度 シンポジウム前刷集, p. 56 (1983). (Fatigue of Engng Mater. Struct. に投稿中)
- 20) 浜田直巳, 坂根政男, 大南正瑛, 日本材料学会第33期学術講演会前刷集, p. 263 (1984).
- 21) 浜田直巳, 坂根政男, 大南正瑛, 日本機械学会論文集, A-50, 1835 (1984).
- 22) 西野精一, 坂根政男, 大南正瑛, 日本材料学会第34期学術講演会前刷集, p. 79 (1985). (Fatigue of Engng Mater. Struct. に投稿中)
- 23) 浜田直巳, 坂根政男, 大南正瑛, 材料, **34**, 337 (1985).
- 24) M. Ohnami, M. Sakane and N. Hamada, ASTM STP 853, 622 (1985).
- 25) S. R. Joshi and J. Shewchuk, Exper. Mech., **10**, 529 (1970).
- 26) M. W. Parsons and K. J. Pascoe, Mater. Sci. Engng, **22**, 31 (1976).
- 27) C. D. Hopper and K. J. Miller, Jour. of Strain Analysis, **12**, 23 (1977).
- 28) K. J. Miller, Metal Science, **11**, 432 (1977).
- 29) A. F. Liu, J. E. Dittner, and J. R. Yamane, ASTM STP 677, 7 (1977).
- 30) H. Liebowitz, J. D. Lee and N. Subramonian, 10th Symp. Naval Struct. Mech. (1978) Washington.
- 31) E. W. Smith and K. J. Pascoe, Fatigue of Engng Mater. Struct., **6**, 201 (1983).
- 32) E. G. Ellison and J. M. H. Andrews, Jour. of Strain Analysis, **8**, 209 (1973).
- 33) M. W. Parsons and K. J. Pascoe, Proc. Inst. Mech. Engrs, **188**, 657 (1974).
- 34) R. D. Lohr and E. G. Ellison, Fatigue of Engng Mater. Struct., **3**, 19 (1980).
- 35) F. Ellyin and B. Valaire, Trans. ASME, Jour. of Engng Mater. Tech., **104**, 165 (1982).
- 36) M. W. Brown and K. J. Miller, Proc. Inst. Mech. Engrs, **187**, 745 (1973).
- 37) E. Krempl, ASTM STP 549 (1974).
- 38) 大路清嗣, 材料, **16**, 213 (1967).
- 39) Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-47, Class 1 Components in Elevated Tem-

- perature Service, Section 3, Division 1, ASME(1978).
- 40) J. Shewchuk, S. Y. Zamrik and J. Marin, *Exper. Mech.*, **25**, 504 (1968).
 - 41) S. S. Manson and G. R. Halford, *Trans. ASME*, **99** (H), 283 (1977).
 - 42) R. D. Lohr and E. G. Ellison, *Fatigue of Engng Mater. and Struct.*, **3**, 1 (1980).
 - 43) 平 修二, 大谷隆一, 和田史博, 日本機械学会論文集, **46**, 411 (1980).
 - 44) P. D. Hilton, *Inter. Jour. Fracture*, **9**, 149 (1973).
 - 45) N. J. I. Adams, *Engng Fatigue Mech.*, **5** (1973).
 - 46) K. J. Miller and A. P. Kfoury, *Inter. Jour. of Fracture*, **10**, 393 (1974).
 - 47) D. L. James and H. Liebowitz, *Engng Fracture Mechanics*, **9**, 765 (1977).
 - 48) 市川昌宏, 高松 徹, 日本機械学会論文集, A-50, 959 (1984).
 - 49) K. Kanazawa, K. J. Miller and M. W. Brown, *Trans. ASME, J. Engng Mater. Technol.*, **99**, 2, 22(1977).
 - 50) K. Kanazawa, K. J. Miller and M. W. Brown, *Fatigue of Engng Mater. Struct.*, **2**, 217 (1979).
 - 51) 平 修二編, “熱応力と熱疲労”, p.164 (1974) 日刊工業新聞社.
 - 52) L. F. Coffin, Jr., *Proc. of 2nd Inter. Conf. Fracture* (1969) Brighton.
 - 53) L. F. Coffin, Jr., *4th Inter. Conf. on Fracture*, 1, Waterloo, p.263 (1977).
 - 54) W. J. Ostergren, *Jour. Testing and Evaluation*, **4**, 237 (1976).
 - 55) B. Tomkins, *Phil. Mag.*, **18**, 1041 (1968).
 - 56) 高温強度研究委員会切欠き試験分科会, “クリープ・疲労相互作用下における SUS 304 ステンレス鋼の高温低サイクル疲労寿命に 及ぼす 切欠き効果に関する研究”, (1985) 日本鉄鋼協会 (ASTM Symp. Low Cycle Fatigue, Sep.30-Oct.4, 1985, New York に投稿).
 - 57) 高温強度部門委員会, “塑性—クリープ 相互作用下の非弾性構成式の評価とベンチマーク問題の解析” (1984) 日本材料学会.