十字型試験片を用いた高温二軸低サイクル疲労に関する研究[†]

坂 根 政 男* 大 南 正 瑛*
久 野 高 男** 伊 津 村 武 史***

High Temperature Biaxial Low Cycle Fatigue Using Cruciform Specimen

by

Masao SAKANE*, Masateru OHNAMI*, Takao KUNO**
and Takeshi ITSUMURA***

This paper describes the low cycle fatigue behavior of 1Cr-1Mo-1/4V and SUS 304 cruciform specimens in wide range biaxial stress conditions of $-1.0 \leq \phi \leq 1.0$ at high temperatures, where ϕ denotes the ratio of the minimum principal strain to the maximum principal strain existing on the specimen surface. The detailed description of the newly developed biaxial fatigue testing machine was made, and the biaxial test results were discussed in connection with the biaxial low cycle fatigue parameter. The COD and the Γ^* -plane parameters were most appropriate to express the biaxial fatigue behavior. Also the X-ray diffraction was made in order to examine the damage in biaxial stress states.

Key words: High temperature, Low cycle fatigue, Cruciform specimen, Multiaxial stress

1 はじめに

一般に高温で使用される構造部材は、程度の差はあるものの、単純な一軸応力状態よりもむしろ複雑な多軸応力状態にあるものと思われる。しかし、二軸応力下における高温低サイクル疲労の研究は実験技術上の困難さや多大な経費を必要とすることから、これまであまり系統的に行われていない^{1)~4)}。また、高温機器設計基準⁵⁾もこれら二軸応力下での検証例が少ないこともあって、静的な降伏理論に基づくパラメータを破損パラメータとして使用してきた。しかし、これまでの二軸応力下での高温低サイクル疲労の研究によれば、静的な降伏理論に基づくパラメータでは破損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いる。また、二軸応力下でのき裂発生・伝ばを考慮した破損パラメータ（ひずみ基準）もいくつか提案されてきているが^{6)~8)}、総合的な研究によりこれらの破損パラメータの適用性について検討されていないのが現状である。

高温二軸低サイクル疲労試験法としては、従来より中空円筒試験片に引張・圧縮と繰返しねじりを組み合わせ負荷させる方法が採用されて来た³⁾。しかし、この試験方法で実験可能な主ひずみ比 $\phi (= \varepsilon_3 / \varepsilon_1, \varepsilon_1: \text{最大主ひずみ}, \varepsilon_3: \text{最小主ひずみ})$ の範囲は $-1.0 \leq \phi \leq -\nu$

(ν : ポアソン比, 非弾性域で $\nu=0.5$) であり、二軸応力状態の全範囲 ($-1.0 \leq \phi \leq 1.0$) をカバーすることができない。本稿では、二軸応力状態の全範囲をカバーすることができる十字型試験片を用いた高温二軸低サイクル疲労試験装置を試作し、高温で使用される構造用鋼の二軸高温低サイクル疲労試験を実施した結果について述べる。

なお、以下では主ひずみ比 ϕ 、あるいは主応力比入は試験片表面に平行な面内の二つの主ひずみ、主応力の比を指す。

2 試作試験装置

本研究で試作した試験装置は十字型試験片用電気・油圧サーボ疲労試験機である。試験装置の制御概念図を Fig. 1 に示す。試験装置は等二軸引張りをも含め広範囲な主ひずみ比の下での高温低サイクル疲労試験が実施できるように4組のアクチュエータとサーボ回路を備えている。しかし、このタイプの試験機でひずみ制御の試験を実施しようとするとき、従来から行われているように伸び計からの電気信号をサーボ系のフィードバック信号として使用すると、向かい合うアクチュエータが独立して作動するために試験片中心点の位置が荷重荷重に伴って移動する恐れがある。このこ

[†] 原稿受理 昭和62年6月10日 Received June 10, 1987

* 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, Tojiinkita-machi, Kita-ku, Kyoto

** 学生会員 立命館大学大学院 京都市北区等持院北町, Graduate Student, Ritsumeikan University, Tojiinkita-machi, Kita-ku, Kyoto

*** 正 会 員 三菱重工業㈱神戸造船所 神戸市兵庫区和田崎町, Kobe Shipyard and Engine Works, Mitsubishi Heavy Industries, Ltd., Wada-saki-cho, Hyogo-ku, Kobe

Fig. 1. The biaxial test apparatus and control flow diagram.

とを防止するために、今回試作した装置では基本的にはアクチュエータのストローク量を制御する方法を採用した。すなわち、相対するアクチュエータの変位量をあらかじめ同じになるように調節しておけば、中心点位置がほとんど移動しない負荷が可能になるはずである。実際、このような制御方式を採用することによって試験片中心点の移動がほとんど無い制御が可能となった。しかし、ストローク制御では、厳密には試験片標点部のひずみ制御とならず、ひずみを一定値に保つためには材料の繰返し加工硬化や軟化挙動に応じて、アクチュエータのストローク量を調節する必要がある。この問題を解決するために制御用のマイクロコンピュータに各サイクルごとのひずみ量を A/D 変換器を介して入力し、1 サイクルごとの試験片標点部のひずみ量が設定値を保つように、サーボアンプに輸入する電圧量を変化させることにより、試験片標点部のひずみ制御実験ができるようなデジタルフィードバック制御回路を付加した構造にした。本方法を採用することにより、1Cr-1Mo-1/4V 鋼のような繰返し硬化材や SUS 304 ステンレス鋼のような繰返し硬化材についても精度の良い試験が可能となった。また、4 個のロードセルの出力、X および Y 方向の伸びの出力は A/D 変換器を介してマイクロコンピュータの RAM-DISK 内に記録した。

3 十字型試験片

試験片中心部で均一な二軸応力やひずみ状態が実現できる十字型試験片の形状決定を弾塑性有限要素法 (FEM) によって行った。決定された試験片形状および解析に用いた FEM 要素分割図を Fig. 2 に示す。解析は試験片の対称性を考慮して試験片の 1/4 の部分について行った。板厚はメッシュの A 部で基盤の目状になっている部分が 1 mm、円状の部分の板厚が階段状に変化しており、A 部以外の所は 6 mm である。用いた要素は 8 節点アイソパラメトリック 4 角形要素であり、1 要素内に 3×3 のガウス積分点を有している。要素数および接点数はそれぞれ 159 および 530 で

(a) Shape and dimensions of the test specimen (mm).

(b) FEM mesh.

Fig. 2. Specimen geometry and FEM mesh.

あり、材料定数は 1Cr-1Mo-1/4 V 鋼の 823 K におけるものを用いた。すなわち、降伏応力 $\sigma_y = 410$ MPa、弾性ポアソン比 $\nu = 0.3$ とし、降伏後の繰返し応力-ひずみ関係 (振幅変動法による) については 6 本の線素からなる多直線で近似したものを用いた。

解析結果の一例として主ひずみ比 $\phi = 1.0$ 、試験片 X および Y 方向荷重 $P_x = P_y = 21.5$ kN のときの試験片中心から X 軸に沿った応力分布とひずみ分布を Fig. 3 に示す。応力およびひずみともに試験片中央の ± 6 mm の標点試験部で一様であり、Fig. 2 に示した試験片形状で十分に等二軸応力-ひずみ状態を実現することができると判断した。

本研究で試作した伸び計は、通常単軸下の試験で用いられる LVDT 型の伸び計を 2 個組合せたような構造を有している。なお、2 個の伸び計は互いに干渉しないように設計されている。この伸び計を電気炉に設けた一方の窓から挿入し、試験片標点部にバネで押し当てて標点部での X および Y 方向の伸びを計測した。なお、電気炉は二つの窓を有しているカンタル炉であり (電気容量 3 kw)、一方はひずみ計測用であり、も

(a) Stress distribution along the gage length.

(b) Strain distribution along the gage length.

Fig. 3. Stress and strain distribution.

う一方はき裂観察用である。き裂観察は読取り顕微鏡を用いた。試験片平行部の温度分布は実験を通して $\pm 5\text{ K}$ 以内であった。

4 試験方法

1Cr-1Mo-1/4V 鋼有孔(円孔直径 $\phi 0.5\text{ mm}$)試験片および SUS 304 ステンレス鋼平滑試験片を用いて最大主ひずみ範囲を一定とし, 最小主ひずみ範囲を種々変化させたひずみ制御試験をそれぞれ 823 K および 923 K, 大気中で実施した。1Cr-1Mo-1/4V 鋼は熱処理条件として 923 K で 5 hr, 1288 K で 19 hr 保持後ファン空冷をし, さらに 953 K で 38 hr 保持後炉冷を施したものであり, SUS 304 ステンレス鋼は 1373 K で溶体化処理を施したものである。ひずみ波形としては, ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_1 = 0.1\text{ \%}/\text{sec}$ の完全両振対称三角波を採用した。1Cr-1Mo-1/4V 鋼の疲労試験後の試験片について, X 線プロファイル測定

(ターゲット Cr-K α , 管電圧 40 kV, 管電流 20 mA)を行った。X 線照射は, き裂破面を避けた試験片標点部内の $5 \times 5\text{ mm}^2$ の測定部に対して行い, (110)面についての X 線プロファイルを測定した。得られた X 線プロファイルから半幅幅 HB を求めると共に, Garrod⁹⁾の単一反射面に対するフーリエ解析を行い, パーティクルサイズ D , とマイクロストレイン $\langle \epsilon^2 \rangle^{1/2}$ の値を求めた。

なお, 本稿では破損繰返し数 N_f は, き裂に垂直方向の荷重が最大荷重の $3/4$ になったときの繰返し数として定義した。き裂発生繰返し数 N_c は, 1Cr-1Mo-1/4V 鋼について読取り顕微鏡により切欠き円孔からき裂が 0.1 mm 進展した時の繰返し数とした。

5 実験結果および考察

5.1 破損繰返し数に及ぼす主ひずみ比の影響

Fig. 4(a)および(b)に 1Cr-1Mo-1/4V 鋼および SUS 304 ステンレス鋼の破損繰返し数 N_f およびき裂発生繰返し数 N_c と主ひずみ比 ϕ との関係を示す。1Cr-1Mo-1/4V 鋼の場合は $\Delta\epsilon_1 = 0.78\text{ \%}$ および $0.5\text{ \%}$ の結果であり, SUS 304 ステンレス鋼の場合は $\Delta\epsilon_1 = 0.7\text{ \%}$ の結果である。図は両鋼種とも明らかに N_f および N_c は主ひずみ比 ϕ , すなわち最小主ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_2$ の影響を受けることを示している。両鋼種とも $\phi = -1.0$ (繰返しねじりに対応)の破損寿命が最

(a) 1Cr-1Mo-1/4V steel at 823 K.

(b) SUS304 steel at 923 K.

Fig. 4. Biaxial test results.

も長く、 ϕ が増加するにつれて寿命が減少し、最大、繰返しねじりの寿命の10~30%までに減少する。最小寿命は、1Cr-1Mo-1/4V鋼の $\Delta\epsilon_1=0.78\%$ では $\phi=0.5$ 、 $\Delta\epsilon_1=0.5\%$ のデータでは $\phi=1.0$ となっており、SUS 304 ステンレス鋼では、 $\phi=0.5$ と $\phi=1.0$ のデータにはあまり寿命差はなく、ともに最小寿命を呈している。このことは、最大ひずみ範囲制御で二軸応力下の高温低サイクル寿命評価を行った場合、引張り・圧縮($\phi=-0.5$)のデータから低サイクル寿命が大きく低下するので注意を要することを示している。とくに、 $\phi=0.5$ から1.0の範囲で最低寿命を呈しているということは、従来の引張り・圧縮-繰返しねじり試験では $-1.0 \leq \phi \leq -0.5$ の範囲の試験のみしか実施することができないので、二軸応力下の高温低サイクル疲労寿命評価のためには $-1.0 \leq \phi \leq 1.0$ の広範囲の試験を実施した上で疲労寿命特性を把握しておく必要があることをFig. 4の結果は示している。なお、破損寿命の ϕ 依存性については5・3節で再論する。

き裂発生寿命と破損寿命との関係は、Fig. 4(a)に示すように $\phi=1.0$ を除いては N_c/N_f は総じて50%程度であったが、 $\phi=1.0$ だけは N_c/N_f の値は大きく約90%となった。 $\phi=1.0$ の場合には、負荷主応力が他のものに比べて大きいために材料全体の損傷が大きく、あらかじめ大きな損傷を受けた所をき裂が伝ばしたために、き裂伝ば速度が大きくなったものと思われる。

Fig. 5にき裂の伝ば方向を示す。1Cr-1Mo-1/4V鋼の場合には、切欠き円孔から発生したき裂はすべてモードI(開口)型であった。また、SUS 304 ステンレス鋼平滑試験片の場合には、 $\phi=-1.0$ はモードII(面内せん断)型破壊、その他の場合はすべてモードI型破壊となった。なお、 $\phi=1.0$ の場合は、試験片

*1 たとえば、1Cr-1Mo-1/4V鋼の $\Delta\epsilon_1=0.78\%$ の場合は、XおよびY方向のグリップ部にかかる荷重 P_x および P_y は最大応力負荷時で $\phi=-1.0$ の場合には $P_x=-16.7\text{ kN}$ 、 $P_y=17.6\text{ kN}$ であるのに対し、 $\phi=1.0$ の場合には $P_x=47.3\text{ kN}$ および $P_y=49.5\text{ kN}$ となる。

Fig. 5. Crack direction in the gage length.

表面上でき裂がどの方向に伝ばしてもモードI型破壊となる^{*2}。したがって、別報の1Cr-1Mo-1/4V鋼およびSUS 304 ステンレス鋼の平滑および切欠き試験片を用いた引張り・圧縮-繰返しねじり試験結果をも総合すると、巨視き裂の伝ば方向は鋼種に依存せず切欠き材の場合には $-1.0 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲でモードI型破壊、平滑材の場合には $-1.0 \leq \phi \leq -0.6$ でモードII型破壊、 $-0.7 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲でモードI型破壊を呈することが明らかとなった。

5・2 X線プロファイル解析量と破損寿命との関係

高温低サイクル疲労寿命の主ひずみ比依存性と材料下部組織との関係を調べるために、1Cr-1Mo-1/4V鋼の疲労試験片についてのX線プロファイル解析から得られた諸量と二軸低サイクル疲労寿命との関係について考察を加えた。なお、X線回折実験に際しては、試験片表面加工層を除去するため、表面から約100 μmを電解研磨により除去した。

Fig. 6にX線プロファイル測定値をフーリエ解析することにより得られたパーティクルサイズ D およびマイクロストレイン $\langle\epsilon^2\rangle^{1/2}$ と主ひずみ比 ϕ との関係を示す。パーティクルサイズ D の値は、主ひずみ比 ϕ が $-1.0 \leq \phi \leq 0.5$ の範囲で、 ϕ が増加するに伴って単調に減少し、 $\phi=1.0$ の値では $\phi=0.5$ の値よりも逆に増加している。また、マイクロストレイン $\langle\epsilon^2\rangle^{1/2}$ の値は、主ひずみ比 ϕ が $-1.0 \leq \phi \leq 0.5$ の範囲では単調に増加し、 $\phi=1.0$ の値は $\phi=0.5$ の値よりも減少している。これらの傾向はFig. 4に示した N_f および N_c と ϕ との関係と非常に良く対応している。すなわち、

*2 主ひずみ比 ϕ が実験を行った $0.5 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲においては、試験片厚み方向の主ひずみが最大主ひずみ ϵ_1 となるので、板厚方向への破面の傾き角を疲労試験後測定し、いずれも巨視き裂はモードI型であることを確認した。すなわち、1Cr-1Mo-1/4V鋼の $\Delta\epsilon_1=0.78$ 、 0.5% 下の実験で最長8mmまでの巨視き裂について $0.5 \leq \phi \leq 1.0$ において、ほとんど表面と直角方向の破面を示した。

Fig. 6. Particle size and microstrain as a function of the principal strain ratio for 1Cr-1Mo-1/4V steel.

N_f や N_c が小さいもの程 D が小さくまたは $\epsilon^{2/3}$ が大きい。このことは、二軸応力下で N_f の小さいもの程セルの微細化や微視的格子ひずみが大きいことを示している。一方、図は紙面の関係上省略するが、 X 線半価幅 HB の ϕ に伴う変化は小さく、 HB よりも D または $\epsilon^{2/3}$ の方が ϕ にはより敏感なパラメータであるといえる。このことは引張り・圧縮に対する筆者らの別報の結果と一致する。

5・3 二軸低サイクル疲労破損パラメータと同疲労寿命との関係

従来より二軸応力下の疲労破損クライテリオンとして種々のものが提案されて来ているが、ここではひずみ基準での代表的なものについて、Fig. 4 の実験結果との照合を試みる。考察の対象とした疲労破損パラメータは、Mises 型の相当ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eq}$ 、最大主ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_1$ 、 Γ^* 面パラメータ、およびき裂開口変位 (COD) に基づく相当ひずみ範囲 $\Delta\epsilon^*$ である。これらパラメータ間の相関を Fig. 7 に示す。なお、図の縦軸は最大主ひずみ ϵ_1 で基準化してあるので、Fig. 7 の結果は ϕ に応じて個々のパラメータで最大主ひずみよりいくらか大きい (または小さい) かということを示している。したがって、Fig. 4 との関連でいえば、Fig. 4 の結果と逆の傾向を示しているもの程実験結果の傾向を良く表すことができるパラメータといえる。実験結果は前述したように両鋼種とも ϕ の増加に伴って $-1.0 \leq \phi \leq 0.5$ の範囲では破損寿命が一樣に減少し、 $0.5 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲では一定値または漸増を示しているので、疲労破損パラメータとしてはこの逆、すなわち、 $-1.0 \leq \phi \leq 0.5$ の範囲で単調増加、 $0.5 \leq \phi \leq 1.0$ で漸減または一定値をとるパラメータが実験結果をうまく記述できることになる。

Fig. 7 で ϵ_1 は ϕ に依存せず一定値をとるが、Fig. 4 で示したように、両鋼種ともに N_f は明りょうな ϕ 依存性を示しているので、 ϵ_1 は二軸応力下での高温低

Fig. 7. Biaxial fatigue strain parameter as a function of the principal strain ratio.

サイクル疲労寿命を表示する上での良好なパラメータとはいえない。Mises 型の相当ひずみ ϵ_{eq} は $-0.5 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲では右上がりとなっているため、実験結果の傾向と良く一致しているが、 $-1.0 \leq \phi \leq -0.5$ の範囲では実験結果とは逆の傾向となっている。とくに $\phi = -1.0$ の繰返しねじりにおける実験結果との差が最も大きくなることが予想される。事実、 ϵ_{eq} による引張り・圧縮・繰返しねじりの二軸低サイクル疲労のデータ整理では、繰返しねじりのデータが引張り・圧縮のそれに比べて長寿命側に整理されるという報告がある³⁾⁽⁸⁾⁽¹⁰⁾。また、 ϵ_{eq} はその計算式の性格上、 $\phi = -1.0$ と $\phi = 0$ とで同一の ϵ_{eq} の値を生じる。しかし、実際の疲労破損データは $\phi = -1.0$ のものに比べて $\phi = 0$ の方が著しく小さく、この点にも ϵ_{eq} には問題があるといえる。

一方、 ϵ^* および Γ^* 面パラメータは両者とも右上りであるために実験結果の傾向をうまく表しているといえる。とくに、 ϵ^* は $\phi = 1.0$ 近傍での右上りの飽和現象もみられ、実験結果と最も良く相関することが予想される。 ϵ^* は、き裂開口変位 (COD) 量に及ぼす応力二軸性の影響を取り込んだパラメータであるが⁸⁾、 ϵ^* が $-1.0 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲での実験結果を良好に表示していることは、COD を二軸応力下の疲労破損クライテリオンとして採用することの妥当性を示しているものと思われる。 Γ^* 面パラメータも、自由表面と 45° で交差する面の中で最大のせん断ひずみを生ずる面での最大せん断ひずみとその面上に作用する垂直ひずみの両者が二軸応力下での破損寿命を支配するという考え方であるが、実際の適用となるとあらかじめ二軸応力下での低サイクル疲労試験を実施し、等寿命線図を描かなければならないという難点もある。

以上のことは、二軸応力下での疲労寿命を表示する上でのパラメータとしては、 ϵ_1 や ϵ_{eq} では不十分であり、 ϵ^* や Γ^* 面パラメータを使用しなければいけないことを示している。とくに、 ϵ_{eq} は多軸応力下でのせん断ひずみエネルギーを表示する量であり、同応力下での弾性破損を表示する上で非常に良好なパラメータであるが¹³⁾、それを高温低サイクル疲労破損寿命にまで拡張利用するには無理があることを示している。疲労寿命を表示するには、やはり、 ϵ^* パラメータのように破損現象の直接的要因となる多軸応力下でのき裂挙動を表示できるパラメータでなければならないことを示している。以下では、 ϵ^* とデータとの実際の照合を試みる。

COD に基づく相当ひずみ範囲は次式で表される⁸⁾。

$$\Delta\epsilon^* = C\Delta\epsilon_1(\phi^2 + \phi + 1)^{1/2}$$

$$\left[(\phi + 2)3(\phi^2 + \phi + 1)^{-1/2} \left(\frac{3}{\phi + 2} \right)^m \right]^{1/n} \quad (1)$$

ここで、 m はき裂開口変位量の二軸応力依存性を表す指数であり、 n は材料の繰返し加工硬化指数である。 C は単軸応力下のときに $\Delta\epsilon^* = \Delta\epsilon_1$ となるように決定する。 m 、 n および C は以下のように示される。

1Cr-1Mo-1/4V 鋼の場合

$$-1.0 \leq \phi \leq -0.5, m=1.0, n=0.2, C=0.034$$

$$-0.5 \leq \phi \leq 1.0, m=0.15, n=0.2, C=0.68$$

SUS 304 ステンレス鋼の場合 (2)

$$-1.0 \leq \phi \leq -0.5, m=0.5, n=0.56, C=0.62$$

$$-0.5 \leq \phi \leq 1.0, m=0.075, n=0.56, C=1.05$$

式(1)を用いて、Fig. 8 に1Cr-1Mo-1/4V 鋼および SUS 304 ステンレス鋼についてのデータを整理した結果を示す。図から、1Cr-1Mo-1/4V 鋼の1~2 のデータ点を除いて係数2のばらつきの範囲に入っており、式(1)は $-1.0 \leq \phi \leq -0.5$ のみならず、 $-1.0 \leq \phi \leq 1.0$ の広い主ひずみ比の範囲のデータにも適用可能であることがいえる。このことは、前述したように、COD 量が高温低サイクル疲労破損寿命を表示する上での有効なクライテリオンになり得ることを示しているものと考えられる。

一般には十字型試験片を用いて二軸低サイクル疲労試験を実施した場合、試験片標点部のひずみは実測することはできるが、同部での応力は実測することができない。しかし、ここではFEMを用いて応力を評価し、1Cr-1Mo-1/4V 鋼の場合の応力基準での疲労破損パラメータでの寿命データの相関について検討した。

Fig. 8. Data correlation with COD strain range.

Fig. 9 に FEM 解析から算出された 1Cr-1Mo-1/4V 鋼の等応力線図を示す。同図を用いれば、十字型試験片の X および Y 方向のグリップ部に負荷される荷重 P_x および P_y から試験片標点部での最大主応力 σ_1 および Mises 型の相当応力 σ_{eq} を決定することができる。ここでは、Fig. 9 から求められた応力成分をもとに、次式の相当応力範囲 $\Delta\sigma^*$ を用いて応力基準でのデータの整理を試みた。

COD に基づく相当応力範囲は次式で表される。⁸⁾

$$\Delta\sigma^* = \alpha \Delta\sigma_1 (2 - \lambda)^m \quad (3)$$

1Cr-1Mo-1/4V 鋼の場合

$$-1.0 \leq \phi \leq 0, m=1, \alpha=0.5$$

$$0 \leq \phi \leq 1.0, m=0.15, \alpha=0.9$$

Fig. 10 に $\Delta\sigma^*$ による整理結果を示す。 $\Delta\sigma^*$ は $\Delta\epsilon^*$ と同様、二軸低サイクル疲労のデータをうまく整理することができる。図示は紙面の都合で略すが、この他にも Mises 型の相当応力範囲、最大主応力範囲、最大せん断応力範囲等によるデータ整理も行ったが、いずれも実験データを係数2の範囲には整理することができなかった。

(a) Equi-maximum principal stress.

(b) Equi-Mises' stress.

Fig. 9. Equi-stress diagram for 1Cr-1Mo-1/4V steel.

Fig. 10. Arrangement of 1Cr-1Mo-1/4V biaxial fatigue data with COD stress range.

6 結 言

(1) 十字型試験片を用いて主ひずみ比が $-1.0 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲のひずみ制御の高温二軸低サイクル疲労試験を実施することができる試験機の開発に成功した。

(2) 試作した試験機を用いて 1Cr-1Mo-1/4V 鋼および SUS 304 ステンレス鋼の高温二軸低サイクル疲労試験を 823 K および 923 K 大気中において実施した。破損繰返し数およびき裂発生繰返し数と主ひずみ比との関係において、 ϕ が $-1.0 \leq \phi \leq 0.5$ の範囲では N_f および N_e とともに両鋼種について最大、繰返しねじりの寿命の 10~30 % まで減少し、さらに $0.5 \leq \phi \leq 1.0$ では漸増または一定値を示した。

(3) 1Cr-1Mo-1/4V 鋼切欠き材において、すべての主ひずみ比の範囲で、巨視き裂は最大主ひずみ方向に垂直であるモード I (開口) 型に伝ばした。また、SUS 304 ステンレス鋼平滑材においては、き裂の伝ば方向は、 $\phi = -1.0$ の場合にモード II (面内せん断) 型、 $-0.5 \leq \phi \leq 1.0$ の範囲でモード I 型に伝ばした。

(4) 得られた破損寿命データを種々のひずみ基準の疲労破損パラメータと照合した結果、実験結果の傾向とよく一致していたのはき裂開口変位 (COD) に基づく相当ひずみおよび Γ^* 面パラメータであった。

(5) 応力基準で二軸高温低サイクル疲労破損寿命データを整理するため、十字形試験片標点部での等応力線図を作成した。作成した等応力線図を基にして、Mises 型の相当応力範囲、最大主応力範囲、最大せん

断応力範囲、COD に基づく相当応力範囲でデータを整理した結果、COD に基づく相当応力範囲のみが破損寿命データを係数 2 の範囲で整理することができた。

(6) パーティクルサイズ D 、マイクロストレイン $\langle \epsilon^2 \rangle^{1/2}$ と主ひずみ比 ϕ との実験的關係は、 N_f および N_e と ϕ との關係と良い対応關係のあることが明らかとなった。

本研究は、科学技術庁の昭和 61 年度科学技術振興調整費による「構造材料の信頼性評価技術の開発に関する研究」の一環として行った。

(昭和 62 年 5 月 28 日 日本材料学会第 36 期学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) M. W. Brown and K. J. Miller, ASTM STP 770, 482 (1982).
- 2) K. J. Miller and M. W. Brown, Eds., ASTM STP 853, (1985).
- 3) 大南正瑛, 坂根政男, 浜田直巳, 材料, **35**, 230 (1986).
- 4) M. W. Brown and K. J. Miller, EGF Publication 3, MEP. IME (1987).
- 5) 例えば, Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-47, Class 1 Components in Elevated Temperature Service, Section III, Division 1, ASME (1978).
- 6) M. W. Brown and K. J. Miller, Fatigue Engng. Mater. Struct., **1**, 217 (1973).
- 7) R. D. Lohr and E. G. Ellison, Fatigue of Engng. Mater. Struct., **3**, 1 (1980).
- 8) 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).
- 9) R. I. Garrod and J. H. Auld, Acta Met., **3**, 190 (1955).
- 10) 坂根政男, 大南正瑛, 沢田正英, 日本材料学会第 36 期学術講演会前刷, p. 150 (1987).
- 11) M. Sakane, M. Ohnami and M. Sawada, Trans. ASME J. Engng. Mater. Tech., in press.
- 12) M. Ohnami, M. Sakane and S. Nishino, "Current Japanese Materials Research (CJMR)", Vol. 3, Elsevier Applied Science Pub., in press.
- 13) M. Ohnami, M. Sakane and S. Nishino, Inter. J. Plasticity, in press.