組合せ応力下の高温低サイクル疲労き裂伝ば挙動に関する研究* (疲労き裂に平行な繰返し主応力および主応力軸回転の影響)

大 南 正 瑛** 浜 田 直 巳***

Crack Propagation Behavior of Biaxial Low-Cycle Fatigue at Elevated Temperatures (Effects of the Cyclic Principal Stressing in Parallel with the Fatigue Crack and the Rotation of the Principal Stress Axes)

by

Masateru OHNAMI and Naomi HAMADA

(Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Kyoto)

This paper presents both the crack propagation behavior and the failure life of SUS304 austenitic stainless steel in two series of low-cycle fatigue tests under biaxial stress conditions at 550°C in air. One was performed in order to examine the effect of the cyclic principal stresses imposed to the specimen in parallel with the fatigue cracks on both the fatigue crack propagation behavior and the fatigue life, another the effect of rotation of the principal stress axes. From the tests, the following conclusions were obtained. (1) The effect of cyclic principal stressing in parallel with the fatigue crack on both the fatigue crack propagation rate and the fatigue life was not remarkable, and both the equivalent total strain range of Mises' type and the cyclic J-integral range were good parameters in comparing each other in biaxial low-cycle fatigue test data. (2) Rotation of the principal stress axes resulted in the decrease of both number of cycles to crack initiation and that to failure and also in the increase of the crack propagation rate.

(Received Nov. 6, 1980)

キー・ワード：2軸高温低サイクル疲労，き裂伝ば，き裂に平行な繰返し主応力の影響，主軸回転の影響

1 緒 言

高温における多軸応力下の低サイクル疲労に関する研究は、複雑な応力状態にある実機の高温構造物の強度設計に際して重要な課題である。特に多くの耐熱金属材料の高温低サイクル疲労の全寿命の大部分を占める疲労き裂伝ば挙動の側面を通して多軸応力下の低サイクル疲労の研究を行うことは、このような場合の寿命評価を行ううえで極めて重要である。しかしながら高温における多軸応力下での低サイクル疲労き裂伝ばに関する基礎研究は、巨視的き裂方向に関する実験的研究を除いて現在までほとんど行われていない現状にあるといえる。また、高温構造設計手法においてミー

ゼス基準の相当全ひずみ範囲が採用されているが、以下に述べる諸点において実験的な検証はほとんど行われていない。本研究は、SUS 304 ステンレス鋼の2軸応力の全ひずみ制御下の低サイクル疲労実験を温度550℃、繰返し速度0.1 Hz一定のもとで行い、き裂に平行な主応力範囲が付加的に負荷される場合と、ミーゼスの相当全ひずみが一定のもとで主応軸が回転する場合について、それらが低サイクル疲労き裂伝ば挙動およびその破損寿命に及ぼす影響について実験的検討を加えたものである。なお、き裂に平行な主応力は、線形弾性応力拡大係数には影響を及ぼさないが弾塑性ではき裂の特異場に影響を与え、かつ高温低サイクル疲労においても影響を及ぼすことが考えられるのでそのことを実験的に検証することを意図した。また、主応力軸の回転は、高温クリープおよびクリープ破断に影響を及ぼすことがわかっているが、このことをさらに高温疲労き裂伝ば挙動について検証することを意図した。

* 本報を「組合せ応力下における耐熱鋼の高温低サイクル疲労き裂伝ば挙動に関する研究(第1報)」(Crack Propagation Behavior of Biaxial-Low-Cycle Fatigue at Elevated Temperature, I)とする。

原稿受理 昭和55年11月6日

** 正 会 員 立命館大学理工学部 京都市北区等持院北町

*** 学生会員 立命館大学大学院 京都市北区等持院北町

2 試験片および実験方法

2・1 実験装置

本実験に用いた供試材はオーステナイト系 SUS304 ステンレス鋼に溶体化処理 (1100℃) を施されたものであり、その化学成分を Table I に示す。試験片には、Fig. 1 に示す 1 mm の中央切欠き円孔を有する薄肉円筒試験片を用いた。本実験に使用した実験装置は引張・圧縮と繰返しねじりを組合せた 2 軸電気油圧サーボ試験機でその軸荷重容量は 5.5 ton、トルク容量は 145 kgm であり、概略図を Fig. 2 に示す。この装置では、⑪の引張・圧縮用アクチュエータによって引張・圧縮負荷を、②のロータリアクチュエータによって繰返しねじり負荷を加えることができる。軸荷重およびトルクはそれぞれ⑩および⑦のロードセルで検出され、軸ひずみおよびせん断ひずみはそれぞれ⑥および⑤の DTF で検出され、それぞれ⑳の X-Y 記録針で記録される。ひずみ波形の制御は、以下に述べる(A)シ

Table I. Chemical composition of material tested.

W/o							
Si	Mn	P	S	Ni	Cr	C	Fe
0.38	1.13	0.008	0.021	8.74	18.52	0.06	71.14

Fig. 1. Shape and dimension of test specimen (Dimension mm).

Fig. 2. High temperature biaxial low-cycle fatigue testing machine.

リーズの実験においては、㉔の関数発生器によって、(B)シリーズの実験においてはコンピュータによって行った。試験片の加熱にはき裂の観察を容易にするために試験片内部にシースヒータをそう入して行う方式を採用し、さらに試験片平行部の温度分布を良くするために外部より補助加熱用シースヒータを用いた。実験は両シリーズの実験を通して繰返し速度 $\nu=0.1$ Hz、温度 550℃ 一定で行い、試験片平行部の温度分布および時間的変動は $\pm 5^\circ\text{C}$ であった。なお、き裂の観察は写真撮影によって行った。

2・2 実験方法

本研究においては(A)、(B)2種類の実験を行った。すなわち線形破壊力学におけるモードⅠき裂の応力拡大係数 K_{I1} はき裂に平行な応力成分に影響されない。一方、弾塑性域における非弾性解析によれば、き裂に平行な応力成分はき裂先端領域の塑性降伏に影響を与えることが知られている⁴⁾⁵⁾。高温低サイクル疲労のようにき裂リガメント部で全面降伏を起こすような場合には、き裂に平行な応力成分が疲労き裂伝ば速度およびその破損寿命に果して影響を与えるのかどうかを実験的に検討したものが(A)シリーズである。他方、(B)シリーズにおいては、従来から行われている高温低サイクル疲労において位相を変える実験に比べて、ミーゼスの相当全ひずみ範囲を一定に保ったまま主応力軸の回転ができ、き裂の発生と伝ば挙動に及ぼす主応力軸の回転の影響のみを純粋に取り出せることが特徴である。両シリーズの実験方法を具体的に示すと以下のとおりである。

(A) き裂に平行な主ひずみ範囲が加えられる場合

巨視き裂は後述するように最大引張主応力に垂直に伝ばしたことより、主全ひずみ範囲の比 φ を $\varphi = \Delta \varepsilon_2 / \Delta \varepsilon_1$ と定義し、同様に主応力の比 η を $\eta = \Delta \sigma_2 / \Delta \sigma_1$ と定義した (Fig. 3 参照)。 φ の変化幅は $-1 \leq \varphi \leq -1/2$ である。 $\varphi = -1$ は純粋な繰返しねじり、 $\varphi = -1/2$ は純粋な引張・圧縮に対応する。実験は同位相の垂直ひずみとせん断ひずみを与えて最大主ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_1$ を制御し、き裂に平行な主ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_2$ を変化させて主全ひずみ範囲比 φ を変化させた。本実験では最大主

Fig. 3. Type of tests where the cyclic principal straining is imposed to the specimen in the parallel direction to fatigue crack.

全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_1$ が 0.5, 1 および 2% の場合について行った。ここでポアソン比 ν は 0.5 と仮定した。

(B) 主応力軸が回転する場合

ミーゼスの相当ひずみを一定のもとで、引張・圧縮サイクルの後、軸ひずみを 0 に保ったままねじりサイクルを与えることによって主応力軸を回転させるひずみ波形を用いた。Fig. 4 (a) は引張・圧縮を 1 サイクル行った後、ねじりを 1 サイクル行う波形、(b) は引張・圧縮を 1 サイクル行った後、ねじりを 3 サイクル行う波形、(c) は引張・圧縮を 3 サイクル行った後、ねじりを 1 サイクル行う波形である。以後、波形(a), (b), (c) をそれぞれ $N_T/N_{T+\epsilon} = 1/2, 3/4, 1/4$ と呼ぶこととし、波形(a)は波形(b)あるいは(c)に比べて主軸回転の頻度が 3 倍に大きくしてあることが特徴である。このシリーズの実験は相当全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eq}$ を 1% のものについてのみ行った。両シリーズの実験ともにき裂発生繰返し数 N_e は、き裂を始めて観察した繰返し数を

Fig. 4. Type of tests where the principal axes are rotated.

N_2 , その前に観察した繰返し数を N_1 とすると $(N_1 + N_2)/2$ で定義し、またき裂長さは円孔の片側方向のき裂長さを l_1 , 他方を l_2 とすると $l = (l_1 + l_2)/2$ で定義した。破損繰返し数 N_f はミーゼスの相当応力 σ_{eq} が引張側についてあるいはねじりの場合にはどちらか片側の応力振幅についてその定常状態の 3/4 に減少したときの繰返し数として定義した。

3 実験結果および考察

3・1 き裂に平行な主全ひずみ範囲が破損繰返し数、き裂発生繰返し数およびき裂伝ば挙動に及ぼす影響

Fig. 5 は縦軸にミーゼスの相当全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eq}$

Fig. 5. Experimental relation between equivalent total strain range $\Delta\epsilon_{eq}$ of Mises-type and number of cycles to failure N_f of SUS 304 austenitic stainless steel at 550°C under frequency of 0.1 Hz.

を横軸に破損繰返し数 N_f をとってシリーズ(A)の実験結果を示したものである。ミーゼスの相当全ひずみ範囲は $\Delta\epsilon_{eq} = (\Delta\epsilon^2 + \Delta\gamma^2/3)^{1/2}$ を用いて計算を行った。ここに $\Delta\epsilon$ および $\Delta\gamma$ はそれぞれ軸全ひずみ範囲およびせん断ひずみ範囲である。主全ひずみ範囲比 ϕ が破損寿命 N_f に及ぼす影響はほとんどみられないがわずかながら $\phi = -1$ すなわち繰返しねじりの方が引張・圧縮に比べて、長寿命側にある。したがってミーゼスの相当全ひずみ範囲 $\Delta\epsilon_{eq}$ は ϕ の値の変動 ($-1 \leq \phi \leq -1/2$) にもかかわらず、従来報告されてきたように破損繰返し数 N_f を整理する上でのよいパラメータとなり得ることがわかる。Fig. 6 はき裂発生繰返し数 N_e に対して実験結果を整理したものであり、Fig. 5 と全く同様のことがいえる。ただし、 N_e については観察誤差の関係もあって N_f より幾分ばらつきがある。

破損した試験片から読み取った巨視き裂方向を示し

Fig. 6. Experimental relation between equivalent total strain range $\Delta\epsilon_{eq}$ and number of cycles to crack initiation N_e of SUS 304 austenitic stainless steel at 550°C under frequency 0.1 Hz.

たものが Fig. 7 である。横軸には先ほど定義した応力比 η を用いた。図中の実線は最大主応力方向と垂直に巨視的なき裂が生ずるという主応力クライテリオンによる解析結果である。図からわかるように、巨視き裂はほぼ主応力クライテリオンに従い、それは以前に行われた実験結果と一致する。しかしながら Fig. 8 に示すように、各サイクルごとにおける局所的なき裂の伝ば方向 (○印) は主応力方向のまわりにはばらついていくことがわかる。ここで主応力方向 (□印) は

Fig. 7. Relation between macroscopic crack angle at failure and stress ratio η in combined push-pull and reversed torsion low-cycle fatigue tests at 550°C.

Fig. 8. Experimental relation between local crack angle and number of cycles N .

各サイクルにおける引張・圧縮および繰返しねじりの両ヒステリシスループより求めたものである。図からわかるようにヒステリシスループより求めた主応力方向と制御された主ひずみ方向は一致しており、このことは実験を行った φ の他の条件下でも成り立つ。以上のことから $-1 \leq \varphi \leq -1/2$ の実験条件下における各サイクルでの局所的なき裂の方向は制御された主ひずみ方向と必ずしも一致しないが、ヒステリシスループから求められた主応力軸と制御された主ひずみ軸はほ

ぼ一致していることがわかる。

Fig. 9 はき裂伝ば速度 dl/dn -き裂長さ l 線図を示し、 $\Delta \varepsilon_1$ を固定した場合同一 l に対して dl/dn はき裂に平行な主全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_2$ の影響をほとんど受けないことがわかる。当然のことであるが、最大主ひずみ

Fig. 9. Crack propagation rate of SUS 304 austenitic stainless steel at 550°C under frequency of 0.1 Hz.

Fig. 10. Experimental relation between crack propagation rate and cyclic J-integral range ΔJ .

Fig. 12. Experimental verification of co-axis of the direction of principal stress calculated from the hysteresis loop to the programmed direction of principal strain.

み範囲 $\Delta \varepsilon_1$ が大きくなるほど同一の φ の条件下でき裂伝ば速度は大きくなる。他方, Fig. 10 は縦軸にき裂伝ば速度を横軸に J 積分の変化幅 ΔJ をとって Fig. 9 の結果を再整理したものである。図からわかるように ΔJ による整理はひずみ比 φ の影響を消失させ, また近似的には $\Delta \varepsilon_1$ の影響を消失させて一本のマスター曲線⁸⁾で整理できる感を与える。このことは単軸引張・圧縮の場合と同様である。しかしよく見ると, それは最大全主ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_1$ によって 3 本の直線群から成るようである。なお, J 積分の変化幅 ΔJ は Dowling らによる $\Delta J = (K_{eff}^2/E) + \{A/(2Bb)\}$ の式によった。ここで, K_{eff} は有効応力拡大係数, E は温度 550°C における縦弾性定数, A はヒステリシスループの面積, B はリガメント長さ, b は板厚である。ここで応力状態は平面応力状態となるので, ミーゼスの相当応力 σ_{eq} - ミーゼスの相当全ひずみ ε_{eq} に基づくヒステリシスループを荷重 P -変位 δ 線図に改め, そのヒステリシスループから面積 A を求めた。

3・2 主応力軸の回転が疲労寿命およびそのき裂伝ば速度に及ぼす影響

(A) シリーズにおいて引張・圧縮疲労と繰返しねじり疲労の両寿命差はミーゼスの相当全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_{eq}$ を取る限りにおいて大差のないことがわかったので, (B) シリーズにおける主応力軸の回転が破損寿命に及ぼす影響は, $N_f/N_{f+e}=1/4$ と $3/4$ の場合同程度であると推測される。これに反して $N_f/N_{f+e}=1/2$ においては, 主応力軸の回転頻度が上述のものに比べて高いため, 破損寿命への主応力軸回転の影響が実験を行った

Fig. 11. Experimental relation between failure life N_f/N_{f*} and $N_f/N_{r+\varepsilon}$ in the low-cycle fatigue tests where the principal axes are rotated.

波形中最も大きく現れるものと推測される。Fig. 11 は, 縦軸に純引張・圧縮サイクル時の破損寿命 N_{f*} で基準化した N_f/N_{f*} をとり, 横軸に $N_f/N_{r+\varepsilon}$ をとって実験結果を示したものである。点線はひずみ履歴がない場合の破損寿命すなわち $N_f/N_{f*}=1$ を示す。図から明らかなように主応力軸回転の頻度の高いものほど破損寿命が短くなる傾向がみられる。この原因の一つとして応力とひずみの両主軸の不一致が考えられるので以下の考察を行った。

Fig. 12 は縦軸にヒステリシスループから計算した主応力方向を横軸に繰返し数 N をとって実験結果を示したものである。繰返しねじりサイクルにおいては主応力方向 (●印) と制御された主ひずみ方向 (実線) はほぼ一致するが, 引張・圧縮サイクルにおける主応力方向 (○印) と制御されたひずみ方向 (実線) は一致しないことがわかる。ここで主応力方向の計算は次式によった。

*1 本研究でいう有効応力拡大係数 ΔK_{eff} はヒステリシスループの除荷曲線のひげ部 (閉口部) を除去して滑らかな曲線で延長して得られるヒステリシスループの有効相当応力幅 $\Delta \sigma_{eq,eff}$ を用いて $\Delta K_{eff} = \Delta \sigma_{eq,eff} / \pi l$ として定義した。

$$\theta_{\sigma_1} = \cos^{-1} \left[\frac{1}{\sqrt{1 + \left(\frac{2\tau}{\sigma + \sqrt{\sigma^2 + 4\tau^2}} \right)^2}} \right] \quad (1)$$

このような両主軸の不一致は力学的には以下のように考察することができる。すなわち、引張・圧縮サイクルを行った後、軸ひずみを0に保ったままねじりサイクルを行うため同サイクル中に軸残留応力がその若干部分応力しかんずるとしても残存するものと考えられ、主応力方向 θ_{σ_1} は制御された主ひずみ方向の45°に必ずしも一致するとは言い難い。全く同様なことがねじりサイクル後、引張・圧縮サイクルを行う場合についてもいえる。このようなサイクル切換時に残留するであろう応力 σ_m および τ_m が主応力軸の回転に及ぼす影響を調べた一例を Fig. 13 (a), (b) に示す。 $\sigma_{\max} = \tau_{\max}$ および $\sigma_m = \tau_m$ と仮定するならば、引張・圧縮サイクルにおいて存在するであろう残留応力 τ_m の方が繰返しねじりサイ

Fig. 13. Schematic diagram of hysteresis loops in the low-cycle fatigue tests where the principal axes are rotated.

*2 ミーゼス形の相当応力に従う場合、 $\sigma_{\max} = \sqrt{3} \tau_{\max}$ を用いて計算を行っても、同図の大小関係は変わらない。

*3 計測値はほとんど変わらないが詳細に観察すると若干 τ_m の方が大きい。

Fig. 14. Crack growth curves in the low-cycle fatigue where the principal axes are rotated.

クルにおいて存在するであろう残留応力 σ_m より主応力軸の回転に及ぼす影響の大きいことがわかる。このような両主軸の不一致が疲労き裂の発生および伝ば挙動に及ぼす影響を以下に示そう。

Fig. 14 は(B)シリーズの実験におけるき裂生長曲線を示し、主応力軸の回転頻度の最も高い $N_f/N_{f+\epsilon} = 1/2$ の条件下では最も早期に疲労き裂の入ることがわかる。また Fig. 15 は縦軸にき裂伝ば速度 dl/dn をとり横軸にき裂長さ l をとって実験結果を整理したものであり、図からわかるように $N_f/N_{f+\epsilon} = 1/2$ の条件下の dl/dn は同一き裂長さにおいて純粋な引張・圧縮に比べ3倍から7倍程度大きくなる。 $N_f/N_{f+\epsilon} = 1/4$ および $3/4$ の条件下では、それらの dl/dn はほぼ同じで

Fig. 15. Experimental relation between crack propagation rate and crack length.

Fig. 16. Experimental verification of correspondence of the direction of macroscopic crack angle at failure and with that of maximum principal stress calculated from the hysteresis loop.

あり純粋繰返しねじりの場合とほぼ同一のき裂伝ば速度であることがわかる。さらに破損時の巨視き裂方向を示したものが Fig. 16 である。図からわかるように実測値は主応力クライテリオンに従うことがわかる。

4 結 言

温度 550°C, 繰返し速度 0.1 Hz 一定のもとで、オーステナイト系 SUS 304 ステンレス鋼の中央円孔切欠きをもつ薄肉中空円筒試験片に対する 2 軸低サイクル疲労き裂挙動を実験的に考察した結果、以下のことが明らかになった。

(1) 疲労き裂発生繰返し数およびその破損繰返し数はき裂に平行な主全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_2$ には依存せず、ミーゼス形の相当全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_{eq}$ の比較基準をもって実験結果を整理することができる。しかし、詳細に観察すると、主全ひずみ範囲比 $\varphi = -1$ (純粋な繰返しねじり) が $\varphi = -1/2$ (純粋な引張・圧縮) より幾分長寿命側にある。

(2) き裂に平行な主全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_2$ がき裂伝ば速度に及ぼす影響としては、同一き裂長さにおいて $\varphi = -1/2$ の場合は $\varphi = -1$ の場合より同一き裂長さで比較してき裂伝ば速度が幾分小さくなる傾向がある。また、このシリーズの実験におけるき裂伝ば速度を J 積分の変化幅 ΔJ を用いて整理した場合、近似的には 1

本のマスター直線で整理できるようであるが、詳細にみれば各最大主ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_1$ によって群別される傾向がみられる。

(3) き裂に平行な主ひずみ範囲が付加的に負荷される場合、巨視き裂方向はほぼ主応力クライテリオンに従うが、各繰返し数ごとにおける局所き裂は主応力軸のまわりにばらついている。

(4) ミーゼスの相当全ひずみ一定のもとで主応力軸を回転させる場合、き裂発生繰返し数、き裂伝ば速度および破損繰返し数に及ぼす影響については、き裂の発生時期を早め、き裂の伝ば速度を速め、かつ破損寿命を短くさせる傾向がある。

(5) 主応力軸の回転する場合、巨視的な疲労き裂方向は主応力クライテリオンにほぼ従う。

最後に本実験を行うに際してご指導いただいた立命館大学助手坂根政男博士に謝意を表します。さらに実験を行うにあたり助力された当時立命館大学理工学部 4 回生の坂口亨治、高崎宏二、安藤秀樹、細川昇の諸君に対して謝意を表するものである。また、本研究は昭和53年度文部省科学研究費(試験研究)の交付を得て行ったことを付記し、謝意を表するものである。

(昭和55年10月16日 第18回高温強度シンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) 平 修二, 井上達雄, 高橋光夫, 日本機械学会論文集, **32**, 1788 (1968).
- 2) たとえば, Kremple, E., ASTM STP, **549** (1974).
- 3) Cases of ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Case N-47, Class 1 Components in Elevated Temperature Service, Section III, Division 1, ASME (1978).
- 4) たとえば, Hilton, P.D., Int. J. Fracture, **9**, 149 (1973).
- 5) Miller, K.J., and A.P. Kfoury, Int. J. Fracture, **10**, 393 (1974).
- 6) 大南正瑛, 坂根政男, 日本機械学会論文集, **43**, 3955 (1977).
- 7) 大南正瑛, 元家勝彦, 吉田信夫, 材料, **18**, 226 (1969).
- 8) 平 修二, 大谷隆一, 北村隆行, 山田勝彦, 材料, **28**, 414 (1979).
- 9) Dowling, N.E., ASTM STP, **601**, 19 (1976).