高強度鋼の引張り・ねじり組合せ応力下の

繰返し SCC き裂発生挙動*

箕島 弘二^{*1}, 木内 徹^{*2}, 駒井 謙治郎^{*1}Mechanical Conditions Dominating Cyclic Stress Corrosion Cracks of
High-Strength Steel under Combined Cyclic/Static Multiaxial Loads

Kohji MINOSHIMA, Toru KIUCHI, and Kenjiro KOMAI

Cyclic stress corrosion cracking (SCC) tests of smooth specimens under combined cyclic/static tensile and torsional loads were conducted on a 4135 high-strength steel in a 3.5 % NaCl solution at 298 K. The stress waveform was triangular at a stress cycle frequency of 0.1 Hz. Two series of loading patterns were employed; multiaxial cyclic load tests under in-phase cyclic tension and torsion (tensile stress ratio, R_σ , of zero, and torsional stress ratio, R_τ , of zero), and multiaxial cyclic-static tests in which one of the two applied loads was cyclic and the other static, i. e., ($R_\sigma=0$, $R_\tau=1$) or ($R_\tau=1$, $R_\sigma=0$). The combined stress ratios of $\tau_{\max}/\sigma_{\max}$ were selected as 0, 1/2, 1, 2, and infinity. In the case of multiaxial cyclic load tests, a cyclic SC crack normal to the maximum principal stress was initiated at the bottom of the corrosion pit. In this case, the life of cyclic SCC was dominated by the maximum principal stress, $\sigma_{1,\max}$, which equaled the maximum principal stress range, $\Delta\sigma_{1,\max}$. In the case of multiaxial cyclic-static loads, a cyclic SC crack normal to the maximum tensile stress range was initiated at the bottom of the corrosion pit, provided that the static tensile load in the plane of the maximum tensile stress range was relatively small. In this case, the life of cyclic SCC was dominated by the maximum tensile stress range, $\Delta\sigma_{n,\max}$. In either case, the mechanical condition dominating crack initiation at the bottom of the corrosion pit was determined by the stress intensity factor range, $\Delta K_{I\text{SCC}}$, calculated on the assumption that the spherical corrosion pit was a sharp surface crack.

Key Words: Stress Corrosion Cracking, Cyclic Stress Corrosion Cracking, Hydrogen Embrittlement, Combined Stress, Tension, Torsion, Crack Initiation, Corrosion Pit, Stress Intensity Factor, High-Strength Steel

1. 緒 言

一般に高強度材料は、環境の影響を受けやすく、とくに応力腐食割れ(SCC)を生じやすいため、機械および構造物の材料強度設計を行う際には、その環境中の強度が重要な問題となる。しかし、従来よりの研究は単軸応力下についてのものであり、実機・構造物において一般に見られる組合せ・多軸応力下の研究は一部き裂、切欠材において報告されているが^{(1)~(3)}、平滑材表面からのき裂発生挙動については不明の点が多い。

本研究は、HE形SCCに敏感な低合金鋼平滑試験片を用いて、引張り・ねじり組合せ応力下の繰返しSCCき裂発生試験を行い、とくに起点近傍を詳細に観察して、組合せ多軸応力下のSCCき裂発生挙動を明らかにしようとするものである。

2. 実験方法

用いた材料はSCM 435 H 低合金鋼であり、その化学成分、熱処理条件、熱処理後の機械的性質をそれぞれ

表1~3に示す。試験片形状は図1に示す丸棒平滑材であり、中央平行部をエメリーパーで研磨後、2.5 μm のダイヤモンドペーストで最終仕上げを行った。腐食環境は、298 $\pm$ 1 Kの3.5 % NaCl水溶液であり、恒温槽と腐食セルの間を流量一定(12.5 cm^3/s)に保って循環させた。

用いた試験機は、容量98 kN(軸荷重)、980 N $\cdot$ m(トルク)の電気油圧サーボ式引張り・ねじり疲労試験機である。応力波形は繰返し速度0.1 Hzの三角波であり、引張り・ねじり荷重が同位相の繰返し荷重である繰返し組合せ荷重 [$R_\sigma=0$, $R_\tau=0$ (R_σ :引張り荷重の応力比, R_τ :ねじり荷重の応力比)] と、引張り・ねじり

表 1 化学成分

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
0.36	0.19	0.71	0.030	0.011	0.07	0.05	0.99	0.16

表 2 熱処理条件

Normalizing	Quenching	Tempering
1143K, 1.8ks AC	1128K, 1.8ks OQ	523K, 3.6ks WQ

表 3 機械的性質

0.2% Yield Strength	Tensile Strength	Elongation
1375 MPa	1766 MPa	13 %

* 昭和63年6月28日 第26回シンポジウムにおいて講演、原稿受付 昭和63年10月3日。

^{*1} 正員、京都大学工学部 (〒606 京都市左京区吉田本町)。

^{*2} 准員、阪急電鉄(株) (〒530 大阪市北区角田町8-8)。

の片方が静荷重で他方が繰返し荷重である繰返し・静組合せ荷重 $[(R_\sigma=0, R_r=1), (R_\sigma=1, R_r=0)]$ を、表面における組合せ応力比 $\tau_{\max}/\sigma_{\max}$ が, 0, 1/2, 1, 2, ∞ になるように負荷した。

また、試験片の腐食電位の経時変化を計測用コンピュータシステム(HP 9000 シリーズモデル 310)により測定した。この場合、銀塩化銀照合電極(Ag/AgCl)に対する電位に 500 mV をたしあわせた後、直流増幅器で 10 倍に増幅し、高域ノイズを除去するためカットオフ周波数 5 Hz のローパスフィルタを通して、計測用コンピュータシステムに入力した。計測は 15 分ごとにサンプリング周波数 15 Hz で約 68 秒間(1024 点)電位を測定することにより行った。

3. 実験結果および考察

3.1 繰返し組合せ荷重下($R_\sigma=0, R_r=0$)の繰返し SCC き裂発生

3.1.1 S-t 線図と繰返し SCC き裂の起点 図 2 にフォン・ミゼス形等価応力の最大値 $(\sigma_{eq,max}) = (\sigma_{\max}^2 + 3\tau_{\max}^2)^{1/2}$ と破断寿命 t の関係を示す。図より等価応力が等しくても、 $\tau_{\max}/\sigma_{\max}$ が大きいほど破断寿命が長いことがわかる。いずれの条件下においても、さきに報告した曲げ、ねじり単軸応力下の場合⁽⁵⁾と同様に腐食ピットより最大主応力に対して直角方向のき裂が

図 1 試験片形状(矢印は試験片の長手方向を意味する)

図 2 フォン・ミゼス形等価応力の最大値 $\sigma_{eq,max}$ と破断寿命 t の関係

生(図 3)・進展して破断に至った。そこで、最大主応力 $\sigma_{1,max}$ (繰返し組合せ荷重下の繰返し SCC では最大主応力 $\sigma_{1,max}$ は主応力の変動幅の最大値 $\Delta\sigma_{1,max}$, および垂直応力の変動幅の最大値 $\Delta\sigma_{n,max}$ に等しい)を用いて S-t 線図を求めた。ここで $\Delta\sigma_{n,max}$ は、ある面の垂直応力を考え、この面を種々に変化させたときの垂直応力の変動幅の最大値である。結果を図 4 に示す。破断寿命は $\tau_{\max}/\sigma_{\max}$ の値によらず最大主応力を用いて整理することにより 1 本の曲線で表される(一)ことがわかる。また低サイクルの $R=0$ の大変動応力により静 SCC および乾燥空気中の疲労より強度が著しく低下している。

以上のように、最終破壊は、腐食ピット底より最大主応力支配のき裂が発生・進展することによりもたらされた。一方、高せん断応力を負荷した場合($\tau_{\max} \geq 750$ MPa)においては、最大主応力支配のき裂のみではなく、軸方向き裂も見られた(図 5)。図に示すように、このき裂底は鈍化しており、せん断応力支配のアノード溶解形 SCC き裂⁽⁵⁾と考えられる。なお、ここで用いた材料では、このような軸方向き裂や軸と直角方向のアノード溶解形 SCC き裂はほとんど腐食ピット内かそ

($\tau_{\max}/\sigma_{\max}=2, \sigma_{\max}=222\text{MPa}, \tau_{\max}=444\text{MPa}$)

図 3 繰返し組合せ荷重下において腐食ピット底より発生したき裂

図 4 最大主応力 $\sigma_{1,max}$ と破断寿命 t の関係

の周辺だけに留まっており、進展し最終破断をもたらすことはなかった。

3・1・2 腐食ピットの形状 破断した試験片の表面を観察し、き裂を有する腐食ピットを任意に10個取り出し、長手方向のピット半径 a_0 、長手方向に直角方向のピット半径 a_{90} 、ピット深さ b を光学顕微鏡による合焦点法により測定した。また腐食ピットの表面形状がだ円であると仮定し、最大主応力と直角方向に投影した腐食ピットの幅 a を併せて求めた。表面形状のアスペクト比 a_0/a_{90} と最大主応力 $\sigma_{1,max}$ ($=\Delta\sigma_{1,max}$) の関係を図6に示す。なお、図中の記号は平均値を、線分は最大値と最小値の幅を表している。図より腐食ピットの表面形状は、 τ_{max}/σ_{max} によらずほぼ円形であり、腐食ピットの表面形状に対しては主応力の方向は顕著には影響を及ぼさないものと考えられる。

次に深さ方向のアスペクト比 b/a と破断寿命 t の関係を図7に示す。図より、破断時間の最も短い●印 ($\sigma_{1,max}=1500\text{MPa}$) を除いて、破断寿命が短いときアスペクト比が大きいが、破断寿命が長くなるとアスペクト比が減少し、ほぼ一定値をとる傾向にあり、しかも τ_{max}/σ_{max} の値には依存しない。以上のように、腐食

($\tau_{max}/\sigma_{max}=1$, $\sigma_{max}=750\text{MPa}$, $\tau_{max}=750\text{MPa}$)

図5 繰返し組合せ荷重下において観察された軸方向のき裂

図6 腐食ピット表面のアスペクト比 a_0/a_{90} と最大主応力 $\sigma_{1,max}$ の関係

ピットの形状に関して τ_{max}/σ_{max} の値による依存性は実験範囲内では見られなかった。

3・1・3 腐食ピットの成長とき裂発生 単軸応力下⁽⁵⁾と同様に、繰返し SCC き裂は腐食ピット底より発生していたから、腐食ピット深さ、とくにその最大値はき裂発生と密接な関係があるものと考えられた。そこで、中断試験により腐食ピットの成長を観察した。図4の $S-t$ 曲線より求まる破断寿命(一)の約25, 50, 75%の各時点で実験を中断し、破断した試験片とあわせ12本の試験片表面の最大腐食ピット深さを極値統計解析⁽⁶⁾⁽⁷⁾により推定した。なお、二重指数分布のパラメータ推定には MVLUE 法(最小分散線形不偏推定法)⁽⁸⁾⁽⁹⁾を用いた。腐食ピット深さの極値 $d_{p,max}$ と時間 t の関係を図8に示すように、最大主応力がほぼ同じ大きさ ($\sigma_{1,max}=800\sim 866\text{MPa}$) であるとき、腐食ピット深さの成長は τ_{max}/σ_{max} の値によらず1本の曲線 ($d_{p,max}=4.8t^{0.37}$) で近似され、腐食ピットの成長には τ_{max}/σ_{max} の影響が見られなかったことがわかる。また、いずれの条件下も破断寿命の約50%の時点で初めて腐食ピット底にき裂が確認され、最大主応力がほぼ等しいときには破断寿命と同様にき裂発生寿命も τ_{max}/σ_{max} によらずほぼ等しいようである。

図7 腐食ピットの深さ方向のアスペクト比 b/a と破断寿命 t の関係

図8 腐食ピット深さの極値 $d_{p,max}$ と時間 t の関係

3・1・4 繰返し SCC き裂発生に対する破壊力学的検討 破断した試験片の表面を光学顕微鏡で観察し、任意の腐食ピットに対し、その深さとき裂の有無を調べ最大主応力 $\sigma_{1,max}$ ($=\Delta\sigma_{1,max}=\Delta\sigma_{n,max}$) に対してプロットした。結果を図 9 に示す。これより曲げ、およびねじり単軸応力下⁽⁵⁾と同様に腐食ピットの深さがある深さ以上になって初めてき裂が発生することがわかる。

そこでき裂を有する腐食ピットを鋭い表面半円状き裂とみなし⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾、Newman-Raju の式⁽¹²⁾を用いて腐食ピット底のモード I 応力拡大係数幅 ΔK_I ($=K_{I,max}$) を求めた。計算にあたっては、応力の変動幅として最大値 $\Delta\sigma_{1,max}$ ($=\sigma_{1,max}=\Delta\sigma_{n,max}$) を、表面き裂長さは腐食ピットの表面形状がだ円であると仮定して求めた、最大主応力と直角方向の投影長さ a を、腐食ピット深さは全面腐食量 b' を考慮した $b+b'$ ⁽¹¹⁾ を用いた。また、 $b/a > 1$ の腐食ピットについては $b/a=1$ として計算した。

以上の計算式を用いて、破断した試験片からき裂を有する腐食ピットを任意に 10 個取り出して腐食ピット底の ΔK_I を計算し、各試験片の最小値を求めた。結果を図 10 に示す。 ΔK_I は高応力域を除きほぼ一定値をとり、その算術平均値 $\Delta K_{I,SCC}$ を求めると $5.4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ となる。各試験片のき裂を有する腐食ピットのアスペクト比の最大値、平均値、最小値の平均値 $(b/a)_{max}$, $(b/a)_{mean}$, $(b/a)_{min}$ を求めるとそれぞれ 1, 0.77, 0.55 となる。図 9 に $\Delta K_{I,SCC}=5.4 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ をとるとき応力と腐食ピット深さの関係を、アスペクト比 1, 0.77, 0.55 に対して求めた結果をそれぞれ曲線で示す。腐食ピット底よりき裂が発生する下限界腐食ピット深さが図 7 のアスペクト比の変化と対応して、高応力域では $(b/a)_{max}$ と $(b/a)_{mean}$ の曲線の間に、また低応力域では $(b/a)_{mean}$ と $(b/a)_{min}$ の曲線の間の領

図 9 繰返し組合せ荷重下の腐食ピット深さと最大主応力 $\sigma_{1,max}$ の関係

域にあることがわかる。また、さきに述べた中断試験の破断寿命の約 25 % における腐食ピット深さの極値より平均アスペクト比 $(b/a)_{mean}=0.77$ を用いて、 ΔK_I を求めると、 $4.9 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ となり $\Delta K_{I,SCC}$ を下回る。しかし、初めてき裂が腐食ピット底に観察された破断寿命の約 50 % における腐食ピット深さの極値における ΔK_I を求めると $5.3\text{--}5.6 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ となり $\Delta K_{I,SCC}$ とほぼ等しい。これはさきに述べた中断試験において、破断寿命の約 50 % で初めてき裂が確認された結果と一致するものである。

以上のように、組合せ応力下の場合も単軸応力下と同様に⁽⁵⁾腐食ピットを鋭いき裂とみなして、最大主応力変動幅を用いて求めた $\Delta K_{I,SCC}$ 値によりき裂発生の力学的条件が定まることがわかる。また試験片中の最大腐食ピット深さを極値統計により推定し、その最大腐食ピット深さをを用いて ΔK_I を計算すれば、平滑試験片表面にき裂が発生したか否かが予測できることがわかる。なお、図 10 に示したように高応力下においては ΔK_I の値が $\Delta K_{I,SCC}$ より大きくなったが、これは低応力下と比較して、試験時間が短くピット底の溶液組成などの電気化学的状態が定常状態に達せず、ピット底からの水素吸蔵が低応力下と比較して少なかったためである。

3・2 繰返し・静組合せ荷重下の繰返し SCC き裂発生

3・2・1 S-t 線図と繰返し SCC き裂の起点 繰返し・静組合せ荷重下の破断寿命 t と等価応力、主応力の最大値の関係をそれぞれ図 2, 4 に繰返し組合せ荷重下の結果とあわせて半黒印で示す。図 4 に示したフォン・ミゼス形の等価応力で整理した場合は、繰返し組合せ荷重下で τ_{max}/σ_{max} の値が同じもの(■, ▼)と比べて寿命が長くなっている。また最大主応力で整理した場合(図 4)も、 $\sigma_{eq,max}$ で整理した場合に比べて

図 10 腐食ピット底の ΔK_I 値と最大主応力変動幅 $\Delta\sigma_{1,max}$ (繰返し組合せ荷重下) および最大垂直応力変動幅 $\Delta\sigma_{n,max}$ (繰返し・静組合せ荷重下) の関係

ばらつきは小さくなるが、繰返し組合せ荷重下の $S-t$ 曲線(一)に比べて寿命が長い。

$\tau_{\max}/\sigma_{\max}=2$, ($R_\sigma=1$, $R_\tau=0$)下のマクロ破面を図 11 に示す。繰返し組合せ荷重下と異なり破面は最大主応力と垂直方向に完全に一致せず約 5° ずれていた。さらに電子顕微鏡で表面を観察したところ、 $\tau_{\max}/\sigma_{\max}=1/2$, ($R_\sigma=0$, $R_\tau=1$)の場合はき裂の法線と軸方向とのなす角を θ とおくと、 $\theta=0^\circ$ 方向の、 $\tau_{\max}/\sigma_{\max}=2$, ($R_\sigma=1$, $R_\tau=0$)の場合は $\theta=45^\circ$ 方向の微小き裂が観察された。それぞれの例を図 12, 13 に示す。すなわちピット底より発生したき裂の方向は最大主応力が最大となる面ではなく、垂直応力の変動幅が最大値となる面の方向と一致している。そこで垂直応力の変動幅の最大値 $\Delta\sigma_{n,\max}$ と破断寿命 t の関係(図 14)を求めた。繰返し組合せ荷重下では $\Delta\sigma_{n,\max}$ は $\sigma_{1,\max}$, $\Delta\sigma_{1,\max}$ と等しいので、図 4 の繰返し組合せ荷重下の $S-t$ 曲線(一)を図 14 に実線で示す。両者はよく一致しており、本実験条件下の繰返し・静組合せ荷重下の繰返し SCC 寿命は $\Delta\sigma_{n,\max}$ で定まることがわかる。

3.2.2 繰返し SCC き裂発生に対する破壊力学的検討 さきに述べた中断試験の応力レベル $\Delta\sigma_{1,\max}$ ($=\Delta\sigma_{n,\max}$) $=800\text{MPa}$ とほぼ同じ垂直変動応力レベルで

破断した試験片表面を観察し、繰返し組合せ荷重下の中断試験片と同様に極値統計解析⁽⁶⁾⁽⁷⁾により最大腐食ピット深さを推定した。結果を半黒印にて図 8 に示す。図より繰返し・静組合せ荷重下の最大腐食ピット深さは、繰返し組合せ荷重下の中断試験における腐食ピットの成長曲線(一)とほぼ一致することがわかる。すなわち、繰返し・静組合せ荷重下でも $\Delta\sigma_{n,\max}$ が等しければ、腐食ピットの成長挙動は繰返し組合せ荷重下と同一と考えられる。次に、図 9 と同様に任意の腐食ピットについてその深さとき裂の有無を調べ $\Delta\sigma_{n,\max}$ に対してプロットした結果を図 15 に示す。図より、繰返し・静組合せ荷重下においても繰返し組合せ荷重下と同様に、腐食ピットの深さがある深さ以上になって初めてき裂が発生することがわかる。

そこで繰返し組合せ荷重下と同様に、腐食ピット底のモード I 応力拡大係数幅 ΔK_I を計算し、各試験片の最小値を求めた。 ΔK_I の計算には、応力としては $\Delta\sigma_{n,\max}$ を、表面き裂長さとしては $\Delta\sigma_{n,\max}$ と垂直方向のピット幅を用いた。結果を繰返し組合せ荷重下の結果とあわせて半黒印で図 10 に示すように、 ΔK_I の値は繰返し組合せ荷重下で求めた $\Delta K_{I,FSCC}$ と一致している。図 15 中に $\Delta K_{I,FSCC}=5.4\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ となる時の応力

[$\tau_{\max}/\sigma_{\max}=2$ ($\sigma=277\text{MPa}$ ($R_\sigma=1$), $\tau_{\max}=544\text{MPa}$ ($R_\tau=0$))]

図 11 繰返し・静組合せ荷重下のマクロ破面

[$\tau_{\max}/\sigma_{\max}=2$ ($\sigma=400\text{MPa}$ ($R_\sigma=1$), $\tau_{\max}=800\text{MPa}$ ($R_\tau=0$))]

図 13 繰返し・静組合せ荷重下において腐食ピット底より発生したき裂

[$\tau_{\max}/\sigma_{\max}=1/2$ ($\sigma_{\max}=800\text{MPa}$ ($R_\sigma=0$), $\tau=400\text{MPa}$ ($R_\tau=1$))]

図 12 繰返し・静組合せ荷重下において腐食ピット底より発生したき裂

図 14 最大垂直応力変動幅 $\Delta\sigma_{n,\max}$ と破断寿命 t の関係

と腐食ピット深さの関係を、アスペクト比 1, 0.77, 0.55 に対して求めた結果をそれぞれ曲線で示す。き裂が発生する下限界腐食ピット深さが $(b/a)_{\max}$ と $(b/a)_{\min}$ 曲線の間の領域内にあることがわかる。すなわち繰返し・静組合せ荷重下においても、腐食ピット底よりき裂が発生する条件は、垂直応力の変動幅より求めた ΔK_{IFSCC} により定まることがわかる。

本研究で対象にした繰返し・静組合せ荷重は、 $\Delta\sigma_{n,\max}$ をとる断面の垂直応力成分の応力比 R が 0, 0.2 と静荷重成分は小さい。ところで、き裂進展においては、繰返し SCC の下限界値の平均値 $K_{\text{IFSCC,mean}}$ と応力比 R の間に直線関係が成り立つが⁽⁴⁾、き裂発生においても R が大きい繰返し・静組合せ条件下では、腐食ピット底からき裂が発生する条件は応力拡大係数の変動幅のみではなく、最大値あるいは平均値の影響を考慮する必要がある。

実際、本研究で行った実験でも ($\sigma_{\max}=1100\text{MPa}$ ($R_\sigma=0$), $\tau=550\text{MPa}$ ($R_\tau=1$)) においては $\Delta\sigma_{n,\max}$ と垂直方向以外の方向にもき裂が見られた。一例を図 16

図 15 最大垂直応力変動幅 $\Delta\sigma_{n,\max}$ と腐食ピット深さの関係

$[\tau_{\max}/\sigma_{\max}=1/2\{\sigma_{\max}=1100\text{MPa}(R_\sigma=0), \tau=550\text{MPa}(R_\tau=1)\}]$

図 16 繰返し・静組合せ荷重下において観察された腐食ピット底より発生した最大垂直応力変動幅 $\Delta\sigma_{n,\max}$ に対して直角以外のき裂

に示す。図に示したき裂の方向の断面では、 $\Delta\sigma_n$ は最大にならないが、 $\theta=0^\circ$ 方向に比べて $\sigma_{n,\max}$ や $\sigma_{n,\text{mean}}$ は大きい。したがってこのき裂は $\sigma_{n,\max}$ あるいは $\sigma_{n,\text{mean}}$ の影響を受けたものと考えられる。またこの試験片の全表面を観察して得た、き裂が軸となす角度 θ の分布を図 17 に示すように、 $\Delta\sigma_{n,\max}$ 支配のき裂が圧倒的に多いが、 $\sigma_{n,\max}$ や $\sigma_{n,\text{mean}}$ の影響を受けたき裂があることがわかる。

3.3 電気化学的ノイズのスペクトル解析 実験開始時より腐食電位はほぼ -590mV (vs. Ag/AgCl) 一定であったが、荷重に同期して 0.1Hz の電位振幅が見られた。そこで、高速フーリエ変換 (FFT) 法により電位のパワースペクトル密度⁽¹³⁾を求めた。

図 18 に、実験開始時から破断までの間のパワース

$[\tau_{\max}/\sigma_{\max}=1/2\{\sigma_{\max}=1100\text{MPa}(R_\sigma=0), \tau=550\text{MPa}(R_\tau=1)\}]$

図 17 繰返し・静組合せ荷重下におけるき裂角度の分布

(a) フーリエパワースペクトル密度 (0.1 Hz)

(b) ねじり角

$[\tau_{\max}/\sigma_{\max}=2, \{\sigma=400\text{MPa}(R_\sigma=1), \tau_{\max}=800\text{MPa}(R_\tau=0)\}]$

図 18 腐食電位のフーリエパワースペクトル密度とねじり角の経時変化

ペクトル密度の 0.1 Hz 成分の経時変化の一例をねじり角の変化と併せて示す。ねじり角についてみると[図 18(b)], 破断寿命の約 90 %以降に急激に増加しているが, これは, 破断をもたらす主き裂の進展に対応するものと考えられる。また, 図 18(a)に示したパワースペクトルの 0.1 Hz 成分は, 実験開始時から破断寿命の約 90 %まで不規則に変化しているが, ねじり角の急増点とほぼ同時に急速に立上がっている。すなわち, パワースペクトル密度 0.1 Hz 成分の急増点が破断をもたらす主き裂の進展に対応していることがわかる。鋼の場合は, Al 合金⁽¹⁴⁾と異なりマクロな電位変化とき裂発生は必ずしも対応しない⁽¹⁵⁾が, パワースペクトル密度を調べることで, 破断をもたらす主き裂の進展を検出できることがわかり, 有用な手法と考えられる。

4. 結 言

水素脆化形 SCC に敏感な SCM 435 H 低合金鋼を用いて, 引張り・ねじり組合せ応力下の繰返し SCC き裂発生挙動を検討した結果, 以下のことが明らかになった。

(1) 引張り・ねじりがともに繰返し荷重である繰返し組合せ荷重下では, 腐食ピット底より最大主応力支配のき裂が発生した。この場合, 破断寿命は最大主応力(=最大主応力の変動幅)により整理できた。

(2) 引張り・ねじり組合せ荷重の片方が静荷重で他方が繰返し荷重である繰返し・静組合せ荷重下で, 静荷重が繰返し荷重より比較的小さい場合, 腐食ピット底より垂直応力の変動幅が最大となる面の方向のき裂が発生した。この場合, 破断寿命は垂直応力の変動幅の最大値 $\Delta\sigma_{n,max}$ により整理できた。

(3) 腐食ピットの表面形状やアスペクト比に対し

ては, τ_{max}/σ_{max} の値による影響は見られなかった。また, $\Delta\sigma_{n,max}$ がほぼ等しい場合, 腐食ピット深さの成長は τ_{max}/σ_{max} の値によらず 1 本の曲線で近似できた。

(4) 腐食ピットを鋭いき裂をみなし, 繰返し組合せ荷重下では最大主応力の変動幅 $\Delta\sigma_{t,max}$ より, 繰返し・静組合せ荷重下では垂直応力の変動幅の最大値 $\Delta\sigma_{n,max}$ より求めた $\Delta K_{I,SCC}$ によりき裂発生の力学的条件が定まった。

(5) 腐食電位のパワースペクトル密度を求め, 荷重の繰返し速度に相当する周波数成分の経時変化を調べることで最終破断の予知ができた。

本研究は昭和 62 年度科学技術庁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」の一環をなすものである。また本研究には昭和 61~62 年度文部省科学研究費一般研究(B)(61460083)を使用した。記して謝意を表する。

文 献

- (1) 駒井・箕島・安村, 材料, 36-404(1987), 484.
- (2) 陳・中佐, 機論, 53-489, A(1987), 935.
- (3) 木戸・武井・中佐, 日本材料学会第 35 期学術講演会前刷, (1986-5), 52.
- (4) 遠藤・駒井・松田, 機論, 47-415, A(1981), 257.
- (5) 箕島・大久保・駒井, 材料, 37-417(1988), 670.
- (6) 石川・尾崎・保坂・西田, 防食技術, 29-10, (1980), 502.
- (7) 高崎・紺谷, 材料, 36-400(1987), 72.
- (8) 加瀬, 防食技術, 31-7(1982), 481.
- (9) 今川・松野, 材料, 36-400(1987), 76.
- (10) 駒井・箕島・藤戸, 日本金属学会誌, 48-3(1984), 307.
- (11) 駒井・箕島・木下・金, 機論, 53-496, A(1987), 2267.
- (12) Newman, J. C. and Raju, I. S., *Eng. Fract. Mech.*, 15-12(1981), 185.
- (13) 山川・梶間・村上・平山, 材料, 37-412(1988), 43.
- (14) 駒井・箕島・市川, 材料, 35-388(1986), 13.
- (15) 遠藤・駒井・姫嶋, 機論, 37-303(1971), 2036.

討 論

〔質問〕 中佐 啓治郎 [広島大学工学部]

以下の点についてお教え願いたい。

(1) 腐食ピットのアスペクト比や最大深さが τ_{max}/σ_{max} にあまり依存しないという特性は, 高強度鋼以外の他の材料にも共通なものか。

(2) 繰返し・静組合せ荷重下では, 平均応力の効果が存在する場合があり, き裂の発生方向が必ずしも $\Delta\sigma_{n,max}$ の方向だけではないとあるが(図 17), この場合, き裂の発生方向とき裂の発生機構(例えば疲労と水素脆化割れ)は, どのような対応関係にあるとお考

えか。

〔回答〕 (1) 組合せ応力下のピットの発生挙動に関してはデータはほとんどなく, 他の材料に対してピットのアスペクト比・最大深さ(極値)が τ_{max}/σ_{max} にあまり依存しないかどうかについては, 今後の検討課題と考えている。

(2) 高強度鋼の繰返し SCC き裂進展の下限界値の平均値 $K_{I,SCC,mean}$ と応力比 R の間には直線関係が見られる⁽⁴⁾ように, 繰返し SCC き裂進展に対しては応力変動幅のみならず最大応力(平均応力)にもき裂進

展速度が強く依存する結果が得られている。ピット底から水素脆化による繰返し SCC き裂が発生する場合も、同様の平均応力効果が存在することが考えられる。すなわち、図 17 に示したように、 $\Delta\sigma_{n,max}$ が最大の

面($\theta=0^\circ$)のみにき裂が生じるのではなく、 $\theta \neq 0^\circ$ 方向にもき裂が観察されたのは、繰返し SCC き裂発生に対して平均応力の影響があることを意味しているものと考えられる。

55 巻 517 号, A 編 (1989-9) 正誤表

執筆者名	ページ	欄	行	誤	正
鈴木新一ほか	1975	右	2	… Z_0 の 5/2 乗に…	… Z_0 の 2/5 乗に…
	〃	〃	4	$D = \alpha Z_0^{5/2}$	$D = \alpha Z_0^{2/5}$
	1976	図 3	図中	Z_0	Z_h