平均応力を伴う弾塑性疲労下の
き裂成長に関する有限要素解析*幡 中 憲 治^{*1}, 大 木 順 司^{*1}, 宮 崎 滋 範^{*2}Analysis of Crack Growth under Cyclic Loading with Mean Stress
by Means of Elastic-Plastic Finite-Element Method

Kenji HATANAKA, Junji OGI and Asanori MIYAZAKI

The stress-strain field was assessed by means of the elastic-plastic finite-element method in the vicinity of the crack tip of the through-thickness-center cracked specimen subjected to cyclic loading under test conditions where ratchet deformation occurs. Then the cyclic J -integral range was calculated and its validity was examined. Both the maximum and minimum axial total strains at the crack tip during one stress cycle were greatly increased when ratchet deformation was generated. The path independence of ΔJ_{op} failed with the beginning of ratchet deformation, where ΔJ_{op} is cyclic J -integral range corresponding to load ranges above a crack opening point. Cyclic J -integral range ΔJ calculated through Dowling's conventional method, which was plotted against the crack tip opening displacement range $\Delta \phi_i$ calculated at 200 μm behind crack tip, was situated on the smaller ΔJ side under test condition accompanied with ratchet deformation than under that without ratchet deformation. Meanwhile, the modified parameter $\Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ showed a good linear correlation with $\Delta \phi_i$ under all the test conditions with and without ratchet deformation. The earlier work in which one of the authors showed that the elastic-plastic fatigue crack growth rates were controlled quite well by means of the parameter $\Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ might be realized in this way.

Key Words: Elastic-Plastic Fatigue Crack, Ratchet Deformation, Crack Opening and Closure Behavior, Cyclic J -Integral Range, Crack-Tip Opening Displacement Range, Elastic-Plastic Finite-Element Method

1. 緒 言

機械構造物は平均応力を伴った繰返し荷重を受けることが多い。一般に、平均応力はこれら構造物の疲労寿命を低下させる。特に、平均応力を伴う弾塑性疲労下においては、変形が引張方向に蓄積される、いわゆるラチェット変形が生じ、これが疲労き裂進展速度を急激に増加させる。

ところで、疲労き裂進展速度を支配する破壊力学的パラメータとして、繰返し J 積分幅、 ΔJ が提案され、その有効性が多くの研究者により明らかにされてきた^{(1)~(13)}。ところが、ラチェット変形を伴う試験条件下における疲労き裂進展速度は ΔJ により一義的に整理され得ないことが実験的に示されている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

ところで、これまでに弾塑性疲労き裂の進展挙動を有限要素法を用いて解析した研究が数多くなされてきた^{(9)~(17)}。その中には、弾塑性疲労き裂に対する繰返し J 積分幅を解析的に算出した研究もいくつかみられる^{(9)~(13)}。しかし、ラチェット変形を伴う試験条件下の疲労き裂に対してこのような解析を行った研究はほと

んど見受けられない。

そこで、本研究では弾塑性有限要素法を用いてラチェット変形を伴う試験条件下の疲労き裂進展挙動の数値シミュレーションを行った。そして、この試験条件下の疲労き裂先端近傍の力学的挙動を明らかにするとともに、これに対する破壊力学的パラメータを算出し、その有効性について検証した。

2. 供試材料と試験方法

供試材料は機械構造用炭素鋼 JIS S 35 C である。試験には図 1 に示す中央貫通き裂を有するく形断面試験片を用いた。き裂中央変位測定装置を取付けるため、この試験片のドリル穴を挟んだ上下 1 mm (標点間距離 2 mm) の位置に浅いポンチ穴を付与した。試験は引張・圧縮荷重下で平行部断面に作用する軸方向公称応力を制御することにより行った。応力波形は三角波で、繰返し速度は 0.3 Hz とした。荷重-き裂中央変位ヒステリシスループは、荷重と差動トランスにより検出されるき裂の中央部の変位を X-Y レコーダに記録することにより得た。

3. 有限要素解析

3.1 弾・塑性有限要素法 本解析に用いた有限要

* 原稿受付 平成 5 年 3 月 31 日。

^{*1} 正員, 山口大学工学部 (〒755 宇部市常盤台 2557)。^{*2} 准員, 東陶機器(株) (〒802 北九州市小倉北区中島 2-1-1)。

素法は、山田ら⁽¹⁸⁾が提唱した荷重増分法を基本とし、これを、繰返し変形挙動、き裂進展挙動およびき裂開閉口挙動などが解析できるように改良したものである。材料構成式には、単純引張試験より得られた図2に示す静的応力-ひずみ曲線を四つの直線で近似したものを用いた。使用した材料定数は、ヤング率、 $E=206\text{ GPa}$ 、ポアソン比、 $\nu=0.303$ および降伏応力、 $\sigma_y=329\text{ MPa}$ である。また、材料はZieglerの移動硬化則⁽¹⁹⁾に従うものとした。なお、本解析に際してはすべて平面応力状態を仮定した。

図3に中央貫通き裂試験片の要素分割を示す。要素分割は、試験片モデルの対称性より試験片平行部の1/4について行った。要素は三角形定ひずみ要素で、要素数および節点数はそれぞれ262および165である。高い精度が得られるようき裂先端付近で要素は十分小さくした。最小要素の一边の長さは $100\text{ }\mu\text{m}$ である。初期き裂長さは $a_0=2.8\times 10^{-3}\text{ m}$ であり、き裂は1サイクルごとに1要素分($100\text{ }\mu\text{m}$)、最小荷重時に伝ばするものと仮定した^{(9)~(17)}。また、き裂の開閉口挙動を以下の

図1 中央貫通き裂試験片の形状および寸法

図2 弾塑性有限要素法に用いた単純引張試験より得られた応力-塑性ひずみ曲線

ように考えることにより評価した。荷重負荷時にき裂面上の節点の引張方向荷重が零となると、その節点の引張軸方向の拘束を解放する(き裂開口)。荷重除荷時にき裂面上の節点の引張軸方向変位が零となると、その節点の引張軸方向の変位を拘束する(き裂閉口)。

3.2 経路積分による J 積分幅、 ΔJ の算出 繰返し負荷に対する二次元き裂の J 積分幅、 ΔJ の経路積分は、次式のように記述される⁽¹⁾⁽³⁾。

$$\Delta J = \int_{\Gamma} (\Delta W \nu_i - \Delta T_i \partial \Delta u_i / \partial x_i) d\Gamma \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 ΔW はある基準点からの応力 σ_{ij} とひずみ ϵ_{ij} の1サイクル中の変化量 $\Delta \sigma_{ij}$ と $\Delta \epsilon_{ij}$ を用いて表現されるひずみエネルギー密度である。また、 Γ はき裂先端を囲む経路、 ΔT_i は Γ 上の1サイクル中の応力ベクトルの変化量、 Δu_i は1サイクル中の変位の変化量、 ν_i は Γ の外向きの単位法線ベクトル、 $d\Gamma$ は Γ の線素である。本解析では、き裂先端から $200\text{ }\mu\text{m}$ 後方の節点が開口するときの荷重を基準点として ΔJ を計算し^{(9)~(13)}、これを ΔJ_{op} と表すことにした。なお、積分経路は図3に示す三つの経路とした。

3.3 き裂先端開口変位幅、 $\Delta \Phi_i$ およびき裂中央開口変位、 Φ_c の算出 き裂先端開口変位、 Φ_i はき裂先端から $200\text{ }\mu\text{m}$ 後方の位置におけるき裂開口変位とした。そして、最大荷重時と最小荷重時の Φ_i の差をき裂先端開口変位幅、 $\Delta \Phi_i$ と定義した。なお、弾塑性有限要素解析においては、計算は対称性より試験片の1/4のみに限られるので、最大荷重時と最小荷重時の Φ_i の差を2倍することにより $\Delta \Phi_i$ を得た。また、き裂中央開口変位、 Φ_c は、差動トランス形変位計を取付ける

図3 要素分割および J 積分経路

ために試験片に施したポンチ穴の位置にあたる節点の軸方向変位を2倍することにより得た。

4. 解析結果および考察

4.1 き裂先端要素の軸方向全ひずみ 図4に、き裂の進展に伴うき裂先端要素の軸方向全ひずみ幅、 $\Delta\epsilon_T^y$ の変化を示した。また、図5(a)および(b)に、

図4 き裂進展に伴うき裂先端要素の軸方向全ひずみ幅、 $\Delta\epsilon_T^y$ の変化

(a) $R_\sigma = 0.0$, $\Delta\sigma_n/2 = 100$ MPa

(b) $R_\sigma = -1.0$, $\Delta\sigma_n/2 = 200$ MPa

図5 き裂進展に伴うき裂先端要素の1サイクル中の最大軸方向全ひずみ、 ϵ_T^y および最小軸方向全ひずみ、 ϵ_T^y の変化

力比、 $R_\sigma = 0.0$ 、公称応力振幅、 $\Delta\sigma_n/2 = 100$ MPa および $R_\sigma = -1.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 200$ MPa の試験条件下におけるき裂進展に伴う1サイクル中のき裂先端要素の軸方向全ひずみの最大値、 ϵ_T^y と最小値、 ϵ_T^y の変化を示した。図4によると、 $R_\sigma = 0.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 100$ MPa の試験条件下では $a = 3.4 \sim 3.5 \times 10^{-3}$ m、 $R_\sigma = 0.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 75$ MPa では $a = 4.5 \sim 4.6 \times 10^{-3}$ m、 $R_\sigma = -1.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 200$ MPa では $a = 3.5 \sim 3.6 \times 10^{-3}$ m において、 $\Delta\epsilon_T^y$ の急激な増加が認められる。図5(a)より、 $R_\sigma = 0.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 100$ MPa の試験条件下では、 ϵ_T^y および ϵ_T^y は前述したき裂長さ以降急激に増加しており、き裂先端において顕著なラチェット変形が生じていることがわかる。同様なことが、 $R_\sigma = 0.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 75$ MPa の試験条件下においても認められた。一方、図5(b)によると、 $R_\sigma = -1.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 200$ MPa において ϵ_T^y は前述したき裂長さ以降急増するが、 ϵ_T^y は逆に徐々に減少している。この荷重条件下においては、 $\Delta\epsilon_T^y$ が急激に増加する(図4)にもかかわらず ϵ_T^y が負になるためラチェット変形は顕著には生じない。

また、図4において、同じ最大応力で異なる応力比の試験条件下におけるデータ(図中、○と●印および△と▲印)を比較した結果によると、ラチェット変形が生じる以前の疲労過程においては $R_\sigma = -1.0$ での $\Delta\epsilon_T^y$ 値は $R_\sigma = 0.0$ でのそれより大きい。

4.2 荷重-き裂中央変位ヒステリシスループ 図6は、 $R_\sigma = 0.0$ 、 $\Delta\sigma_n/2 = 100$ MPa の試験条件下での荷重-き裂中央変位ヒステリシスループに関する実験結果と解析結果を示している。この荷重条件下での実験結果および解析結果は、ともにき裂長さ、 $a = 3.0 \times 10^{-3}$ m の時点ではほとんどラチェット変形を生じず、 $a = 3.8 \times 10^{-3}$ m で顕著なラチェット変形を生じることを示している。また、 $a = 3.0 \times 10^{-3}$ m では、解析結

図6 荷重-き裂中央変位ヒステリシスループの実験結果および解析結果

(a) $a = 3.4 \times 10^{-3} \text{ m}$ (b) $a = 3.6 \times 10^{-3} \text{ m}$ (c) $a = 4.0 \times 10^{-3} \text{ m}$

図 7 最大荷重時における相当塑性ひずみ分布
($R_\sigma = 0.0$, $\Delta\sigma_n/2 = 100 \text{ MPa}$)

果は実験結果とほぼ同様なループ形状を呈し両者はほぼ一致する。しかし、 $a = 3.8 \times 10^{-3} \text{ m}$ では解析より得られたヒステリシスループの幅は実験結果よりかなり大きい。また、この図より、解析結果は実験結果より繰返し変形に伴って生じる一方向変位を小さく見積もることがわかる。この傾向は、き裂長さが大きくなるほど顕著である。前者に関しては、本解析ではき裂を1サイクルごとに $100 \mu\text{m}$ ずつ進展させる計算手法を採用していること、および降伏応力として上降伏点 (381 MPa) より 14% 小さい値を採用しているためと考えられる。また、後者に関しては、実験においては解析におけるより同じき裂長さに到達するまでにより多くの繰返し数を要し、そのため繰返し変形中、より大きい一方向変位が蓄積されたものと考えられる。

ラチェット変形下の疲労き裂に対する破壊力学的パラメータを定量的に取扱うためには、今後、前述した問題点を解消する必要がある。

図中、①および②は、き裂先端から 100 および $200 \mu\text{m}$ 後方のき裂面が開口した時点に対応するヒステリシスループ上の位置を示している。これによると、き裂開口点はき裂先端から後方に至る距離に依存して大きく異なる。き裂先端後方 $100 \mu\text{m}$ の位置のき裂開口点荷重が大きいのはこの位置が1サイクル前のき裂先端部に相当しており、この付近に大きな引張りの残留ひずみが生じていたためと考えられる。ところで、②の位置は $a = 3.0 \times 10^{-3} \text{ m}$ におけるより $a = 3.8 \times 10^{-3} \text{ m}$ において $P = 0$ により近い。このように、ラチェット変形が生じる場合、き裂先端ごく近傍を除いてき裂面は閉口しない傾向にあることがわかる。

4.3 ラチェット変形時の相当塑性ひずみ分布

図 7 (a), (b) および (c) は、 $R_\sigma = 0.0$, $\Delta\sigma_n/2 = 100 \text{ MPa}$ の試験条件下でき裂長さが $a = 3.4, 3.6$ および $4.0 \times 10^{-3} \text{ m}$ に達した時点での最大荷重時における相当塑性ひずみ分布を示している。図 4 より明らかなように、図 7 (a) は $\Delta\epsilon_p^{eq}$ が急激に増加する直前、および図 7 (b) は $\Delta\epsilon_p^{eq}$ の増加割合が減少し始めるき裂長さにおけるものである。これらの図より、 $a = 3.4 \times 10^{-3} \text{ m}$ の時点でのき裂先端近傍ではき裂先端前方約 45° 方向に小さい値の塑性ひずみ域が発達し、 $a = 3.6 \times 10^{-3} \text{ m}$ のき裂先端部ではこれはリガメント部ほぼ全域に広がる。このとき、塑性変形を生じている要素は降伏直後(図 2 中 ①)の応力-ひずみ関係を有するため剛性が極めて小さい。図 7 (b) から明らかなように、 $a = 3.6 \times 10^{-3} \text{ m}$ においてはき裂先端前方のリガメント部に位置するほとんどすべての要素がこの剛性を有するのでこのとき顕著なラチェット変形が生じると考え

られる。なお、図 7 (c) よりわかるように、 $a=3.6 \times 10^{-3}$ m を超えたき裂進展過程においてはほとんど新たに降伏域を生じず、き裂先端近傍に生じる塑性ひずみの値のみが大きくなる。そのためリガメント部において図 2 中の ① よりも剛性の大きい ② あるいは ③ の剛性をもつ要素が支配的となり、その結果、 $\Delta \varepsilon_f^*$ の増加割合が減少すると考えられる。

4.4 繰返し J 積分幅、 ΔJ_{op} の経路独立性の検証

図 8 (a) および (b) に、 $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=100$ MPa および $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=75$ MPa の試験条件下における繰返し J 積分幅、 ΔJ_{op} の経路独立性を検証した結果を示した。これらの図には、き裂の進展に伴う $\Delta J_{op}^{path1}/\Delta J_{op}^{path2}$ および $\Delta J_{op}^{path3}/\Delta J_{op}^{path2}$ の変化が示されている。なお、 ΔJ_{op}^{path1} , ΔJ_{op}^{path2} および ΔJ_{op}^{path3} は、き裂先端から 200 μ m 後方のき裂面が開口し始めた荷重を基準とし、経路 1、経路 2 および経路 3 を用いて算出した繰返し J 積分幅である。したがって、 ΔJ_{op} が経路独立性を示すためには、図中の二つのデータがともに 1.0 に近づかなければならない。図 8 (a) より、 ΔJ_{op} はラチェット変形が生じる前の疲労過程では経路独立性を示すが、ラチェット変形が生じた後の疲労過程で

はこれを失うことがわかる。図 8 (b) によると、ラチェット変形を生じる前の疲労過程においては、き裂の進展に伴い上記二つの比の値は徐々に 1.0 から離れる傾向にあるが 1.0 からの差は 10% 以内であり、 ΔJ_{op} の経路独立性はほぼ保たれる。これを超え、ラチェット変形が生じるき裂進展域では図 8 (a) に示されると同様、 ΔJ_{op} の経路独立性は失われる傾向にある。しかし、 $a=5.3 \times 10^{-3}$ m を超えたき裂長さ域において再び ΔJ_{op} の経路独立性が保たれている。このような現象が生じる原因の詳細は現在検討中である。なお、他の荷重条件下、 $R_\sigma=-1.0$, $\Delta \sigma_n/2=100, 125, 200$ MPa および $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=50$ MPa では ΔJ_{op} は良好な経路独立性を示したことを付言しておく。

ところで、星出ら⁽⁶⁾は中央き裂板 (CCP) 試験片に対する ΔJ の適用限界点は、

$$\sigma_y > \sigma_{net}^{\max} = \sigma_{\max} / (1 - a/W)$$

を満足するき裂長さであることを示した。ただし、 σ_y は静的降伏応力であり、 $\sigma_{net}^{\max}$ および $\sigma_{\max}$ はそれぞれ、正味断面および公称最大応力である。この条件式を用い、その適用限界点に対応するき裂長さ、 a_c を算出した結果、 $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=100$ MPa の試験条件下において $a_c=3.13 \times 10^{-3}$ m, $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=75$ MPa では $a_c=4.35 \times 10^{-3}$ m を得た。これらは、図 8 (a) および (b) に示した、ラチェット変形のため ΔJ_{op} の経路独立性が失われるき裂長さより若干小さいが、両者の値はかなり近い。ところで、 $R_\sigma=-1.0$, $\Delta \sigma_n/2=200$ MPa の試験条件下において上式より得られる ΔJ_{op} の適用限界点に対応するき裂長さは $a_c=3.13 \times 10^{-3}$ m である。しかし、この場合には a_c 以上のき裂長さ域においても ΔJ_{op} は経路独立性を示した。このように、 a_c と ΔJ_{op} の経路独立性が保たれる限界のき裂長さとの関係は、応力比に依存することが予想される。

4.5 き裂の進展に伴う ΔJ_{op} の変化 き裂の進展に伴う ΔJ_{op} の変化を図 9 に示した。この図には経路 2 を用いて算出された ΔJ_{op} の結果が採用されている。これによると、 $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=100$ MPa の試験条件下において、 $a=3.4 \times 10^{-3}$ m, また、 $R_\sigma=0.0$, $\Delta \sigma_n/2=75$ MPa では $a=4.4 \times 10^{-3}$ m を越えたき裂長さ域で ΔJ_{op} 値が急激に増加する。 ΔJ_{op} 値が急激に増加し始めるき裂長さは、図 4 においてき裂先端要素の $\Delta \varepsilon_f^*$ が急激に増加し始めるき裂長さとも一致する。このように ΔJ_{op} は、き裂の進展に伴い、いずれの試験条件下においても図 4 に示したき裂先端要素における $\Delta \varepsilon_f^*$ と同様な変化を示した。

4.6 き裂先端開口変位幅、 $\Delta \Phi_i$ と繰返し J 積分幅、 ΔJ の関係 解析より得られたき裂先端開口変

図 8 繰返し J 積分幅、 ΔJ_{op} の経路独立性の検証

位幅, $\Delta\Phi_i$ と繰返し J 積分幅, ΔJ_{op} の関係を図 10(a) に示す. 図中, ΔJ_{op} は図 9 におけると同様, 経路 2 に沿う J 積分値である. この図によると, すべての荷重条件下における $\Delta\Phi_i$ - ΔJ_{op} 関係は直線となる傾向を示し, これらのパラメータ間に相関があることがわかる. しかし, 4.4 節で述べたように, 正確には ΔJ_{op} の経路独立性はラチェット変形が生じることにより失われる傾向にあるため, このような試験条件下における $\Delta\Phi_i$ - ΔJ_{op} 関係は有効ではないと思われる. ところで, 静止き裂を仮定し, HRR 特異場がき裂先端後方 200 μm の位置においても成立し, かつ, これが疲労き裂に対しても成立すると仮定すると, $\Delta\Phi_i$ は ΔJ の $1/(1+n)$ 乗に比例することが予想される⁽²⁰⁾. 図中, 実線は本解析結果を直線で最小二乗近似した結果である. この直線の指数は 0.824 であり, これは $1/(1+n) = 0.840$ とほぼ近い値を有する. ここで, n は単純引張試験より得られた応力-ひずみ曲線の硬化指数であり, $n=0.190$ である.

図 10(b) に, 本解析により算出された $\Delta\Phi_i$ と, 解析より得られた荷重-き裂中央変位ヒステリシスループを用い Dowling の簡便式(2)により算出した ΔJ の関係を示す. この図によると, $R_\sigma=0.0$, $\Delta\sigma_n/2=100$ MPa および $R_\sigma=0.0$, $\Delta\sigma_n/2=75$ MPa の試験条件下, ラチェット変形を生じたき裂進展過程に属する $\Delta\Phi_i$ - ΔJ 関係(図中, スラッシュマーク)は, すべてこれを生じないき裂進展過程における $\Delta\Phi_i$ - ΔJ 関係よりも低 ΔJ 値側に位置している.

著者ら⁽⁷⁾ は先に, S 35 C 焼ならし材の弾塑性き裂進展速度, da/dN を実験より得られた荷重-き裂中央開口変位関係を用いて Dowling の簡便式より算出した ΔJ で整理した結果, ラチェット変形を生じる試験条件下の da/dN - ΔJ 関係はこれを生じない試験条件下のそれより低 ΔJ 値側に位置することを示した. そこ

で, 著者らは, ΔJ 値を $\Delta J/(1-\Phi_e^{\min}/\Phi_e^{\max})^{0.2}$ と修正し, これにより da/dN を整理し, ラチェット変形を伴う試験条件下を含むすべての試験条件下で得られた da/dN はこのパラメータにより支配されることを示した. ここで, $\Phi_e^{\max}$ および $\Phi_e^{\min}$ はそれぞれ, き裂中央変位の最大値および最小値である. そこで, 本解析により $\Delta J/(1-\Phi_e^{\min}/\Phi_e^{\max})^{0.2}$ を算出し, これと $\Delta\Phi_i$ との相関を検証した[図 10(c)]. この図によると, ラチェット変形を生じる試験条件下のデータは図 10(b) に

(a) $\Delta\Phi_i$ - ΔJ_{op} 関係 (b) $\Delta\Phi_i$ - ΔJ 関係 図 9 き裂進展に伴う ΔJ_{op} の変化 (c) $\Delta\Phi_i$ - $\Delta J/(1-\Phi_e^{\min}/\Phi_e^{\max})^{0.2}$ 関係図 10 き裂先端開口変位, $\Delta\Phi_i$ と J 積分幅, ΔJ の関係

おけるより高 ΔJ 値側に移動し、全試験条件下の $\Delta\phi_i - \Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ 関係はほぼ共通の直線で表現されることがわかる。これより、パラメータ、 $\Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ と $\Delta\phi_i$ の間にはラチェット変形を生じる試験条件を含むすべての試験条件下において良好な相関関係が成立することがわかる。なお、図中、実線は本解析結果を直線で最小二乗近似した結果である。この直線の指数は 0.870 であり、これは $1/(1+n) = 0.840$ より若干大きい。しかし、両者はほぼ一致している。また、破線は実験より得られた $\Delta\phi_i - \Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ 関係⁽⁷⁾ である。これより、解析より得られる直線の指数は、実験より得られたそれより大きい値を有することがわかる。このような差は、厳密には、実際の疲労き裂に対して上述した仮定が適用できないために生じたと考えられる。

5. 結 言

弾塑性有限要素法を繰返し負荷に対して適用できるよう改良し、おもにラチェット変形を生じる試験条件下の二次元疲労き裂の伝ば挙動の数値シミュレーションを行った。さらに、この解析より算出された種々の破壊力学的パラメータの有効性を検証した。得られたおもな結果を以下に示す。

(1) き裂の進展に伴うき裂先端部要素の軸方向全ひずみの最大値と最小値の変化を調べた結果、顕著なラチェット変形が生じるき裂長さにおいて、き裂先端部要素の $\varepsilon_{\max}^p$ および $\varepsilon_{\min}^p$ はともに急激に増加することがわかった。

(2) ラチェット変形を生じる前後の相当塑性ひずみ分布を比較した結果、ラチェット変形を生じた直後、き裂先端前方で新たに降伏を生じる領域が急激に拡がることがわかった。

(3) 経路積分により算出した繰返し J 積分幅、 ΔJ_{op} の経路独立性を検証した結果、 ΔJ_{op} は、ラチェット変形が生じる以前のき裂進展過程において経路独立

性を示したが、ラチェット変形が生じた後のき裂進展過程では経路に依存する傾向にあることがわかった。

(4) 本解析より算出されたパラメータ、 $\Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ はラチェット変形を生じる荷重条件を含むすべての試験条件下でき裂先端開口変位幅、 $\Delta\phi_i$ と良好な直線的相関を示した。これが、弾塑性疲労き裂進展速度がこのパラメータにより良好に律速される背景であると考えられる。また、 $\Delta\phi_i - \Delta J / (1 - \phi_c^{\min} / \phi_c^{\max})^{0.2}$ 関係における指数は、静止き裂に対し HRR 特異場を仮定することにより得られる、 $1/(1+n)$ より若干大きな値を示したが、これらはほぼ一致した。

文 献

- (1) Lamba, H. S., *Eng. Fract. Mech.*, **7** (1975), 693.
- (2) Dowling, N. E., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 601 (1976), 19.
- (3) Tanaka, K., *Int. J. Fract.*, **22** (1983), 91.
- (4) 平・田中・小川, 材料, **26**-280 (1977), 93.
- (5) 小林・渋谷・中沢, 材料, **29**-325 (1980), 1049.
- (6) 星出・田中・仲田, 材料, **31**-345 (1982), 566.
- (7) 幡中・藤満・市山, 機論, **53**-488, A (1987), 748.
- (8) 安藤・小倉, 材料, **27**-299 (1978), 767.
- (9) 久保・屋富祖・野原・石丸・大路, 機論, **54**-498, A (1988), 318.
- (10) 久保・屋富祖・野原・大路, 機論, **55**-509, A (1989), 134.
- (11) 屋富祖・糸数・久保・大路, 機論, **56**-524, A (1990), 723.
- (12) 屋富祖・糸数・Kacou・久保・大路, 機論, **57**-543, A (1991), 2638.
- (13) 屋富祖・糸数・Kacou・久保・大路, 機論, **59**-557, A (1993), 43.
- (14) 白鳥・三好・宮本, 機論, **43**-374 (1977), 3577.
- (15) 大路・小倉・大久保・滝井, 機論, **40**-337 (1974), 2505.
- (16) 大路・小倉・大久保, 機論, **42**-355 (1976), 643.
- (17) Ohji, K., Ogura, K. and Ohkubo, Y., *Eng. Fract. Mech.*, **7** (1975), 457.
- (18) 山田, 塑性・粘弾性, コンピュータによる構造工学講座 II-2-A, (1972), 217, 培風館.
- (19) Ziegler, H., *Q. Appl. Phys.*, **17** (1959), 55.
- (20) Tanaka, K., Hoshide, T. and Sakai, N., *Eng. Fract. Mech.*, **19** (1984), 805.