斜め予き裂からの屈折疲労き裂伝ば挙動 に及ぼす予き裂周辺圧縮残留応力の影響*

(屈折直後の短いき裂の不連続変位分布測定に基づいて)

馬 有 理^{*1}, 鳥居 太始之^{*2}, 清 水 憲 一^{*2}

Effects of Compressive Residual Stress Near Precrack on Fatigue Crack Propagation Behavior Bent from a Slant Precrack (Based on Discontinuous Displacement Measured along Short Crack Immediately after Bending)

YouLi MA, Tashiyuki TORII^{*3} and Kenichi SHIMIZU^{*3} The Graduate School of Natural Science and Technology, Okayama University,
3-1-1 Tsushima-naka, Okayama-shi, Okayama, 700-8530 Japan

A testing for bent fatigue crack propagation under mixed-mode conditions was carried out using fatigue and annealed slant precracks with different slant angles, β , defined as the angle between loading and precrack directions in a rectangular plate. As a result, bent fatigue crack from the fatigue precrack with $\beta=45$ deg. propagated under mixed-mode conditions with mode II stress intensity factor $(K_{II})_{est}$ evaluated from the discontinuous displacement measured along the crack. On the other hand, bent fatigue crack from the fatigue precrack with $\beta=60$ deg. and from the annealed precracks with both slant angles of $\beta=60$ deg. and $\beta=45$ deg. propagated under the mode I behavior. This was because the compressive residual stress near the fatigue precrack caused contact to each other between the upper and the lower surfaces of the precrack with the smaller slant angle β . The estimated fracture angles, θ_{est} , calculated using $(K_I)_{est}$ and $(K_{II})_{est}$ corresponded to the measured fracture angles, θ_{mes} , even for the bent fatigue crack propagation under the mixed-mode condition containing the mode II component. Furthermore, the fatigue crack propagation rates indicated almost the same relationship for all the data, using the mixed-mode effective stress intensity factor $(K_M)_{est}$, calculated from the discontinuous displacement measured along the bent fatigue crack.

Key Words: Mixed-Mode, Bent Fatigue Crack Propagation, Compressive Residual Stress, Crack Discontinuous Displacement

1. 緒 言

機械や構造物においては繰返し負荷によってき裂が発生・伝ばし、大きな事故につながる事が多い。これらの部材中のき裂はさまざまな方向の負荷を受ける事が多く、モード I 成分とモード II 成分を含む混合モード条件下でのき裂発生・伝ば挙動について検討する必要がある。

これまでに、混合モード条件下での予き裂からの疲労き裂伝ば挙動が、主にき裂破面接触が問題とならないスリット予き裂を用いた場合、あるいは引張平均応力下において検討されている場合が多い⁽¹⁾⁻⁽³⁾。また、疲労き裂の伝ば方向は外力の変動荷重成分のみによって決まり、き裂先端前方の残留応力の影響を受けないことが報告されている⁽⁴⁾。一方、き裂周辺圧縮残留応力はき裂面を開口にくくする作用があるので、混合モード条件下の疲労予き裂では凹凸破面が接触しやす

いと考えられる。すなわち、種々の条件下の混合モード疲労き裂進展挙動においては、実際のき裂開口量および予き裂量に基づく有効な応力拡大係数 K_I および K_{II} を評価する必要があると考えられる。しかし、従来はモード I 疲労き裂を主として、有効応力拡大係数 K_{eff} が計測されているが⁽⁵⁾、混合モード疲労き裂での有効応力拡大係数をモード I 成分とモード II 成分に分けて、評価することは難しい現状である⁽⁶⁾。

そこで、著者らは、軸荷重を受ける斜めき裂について、混合モードき裂に沿って実測した不連続変位分布からモード I 応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ およびモード II 応力拡大係数 $(K_{II})_{est}$ を評価する方法を提案し、それらを用いて斜め予き裂周辺圧縮残留応力の影響について検討を行った。その結果、斜め予き裂周辺圧縮残留応力が存在すると、 $(K_I)_{est}$ だけでなく、き裂上下面の破面接触によって $(K_{II})_{est}$ も減少することを示した⁽⁷⁾⁽⁸⁾。一方、斜め予き裂から屈折する疲労き裂伝ば挙動については、比較的測定しやすい長さ 0.5 mm 程度のき裂不連続変位分布において、予き裂周辺圧縮残留応力の影響はほとんどなくほぼモード I き裂進展となることを報告した⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。しかし、屈折直後の短いき裂では、破

* 原稿受付 2005 年 6 月 1 日。

^{*1} 正員、岡山大学大学院自然科学研究科(〒700-8530 岡山市津島中 3-1-1)。^{*2} 正員、岡山大学大学院自然科学研究科。

E-mail: torii@mech.okayama-u.ac.jp

面が接触しやすい状態であるので、予き裂周辺圧縮残留応力の影響が破面接触を通じて現れることが予想される。本研究では、短いき裂に沿う不連続変位分布の計測を試み、屈折き裂長さが約 0.6 mm までの屈折き裂伝ば挙動について、屈折直後 0.1 mm ごとのき裂に沿って実測した不連続変位分布より応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ および $(K_{II})_{est}$ を算出した。このように破面接触の影響も含んで実測できる応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ および $(K_{II})_{est}$ より、屈折き裂の伝ば方向および伝ば速度に及ぼす斜め予き裂周辺圧縮残留応力の影響について検討を行った。

2. 実験方法

2.1 斜め予き裂試験片 供試材は中炭素鋼 (S 45 C 材) である。斜め予き裂を持つ矩形試験片を図 1 に示す。なお、斜め予き裂の作製はすでに前報⁽⁷⁾で詳述しているように、最大応力 $\sigma_{max}=140$ MPa の正弦波形振幅で、切欠き底からき裂が発生するまでは応力比 $R=-1$ 、き裂が発生した後は応力比 $R=0$ で、モード I 条件下でき裂を伝ばさせた。切欠き穴の中心から両側のき裂長さが平均して約 3 mm に達するまで疲労き裂を伝ばさせた後、そのままの状態で使用した疲労予き裂材と、疲労によるき裂周辺圧縮残留応力を除去するために真空炉中で 873 K、1 時間保持の低温焼なましを行った焼なまし予き裂材の 2 種類を用意した。

2.2 残留応力の測定 X 線応力測定法を用いて、焼なまし予き裂材と疲労予き裂材に対して、き裂に直交方向の残留応力を測定した。X 線照射面積は 1×1 mm² とし、Cr-K α 回折線を用いた。ゴニオメータヘッドの走査方法は側傾法とした。回折強度曲線のピーク値の決定には放物線近似法を用い、最小二乗法により $2\theta - \sin^2 \psi$ 線図の傾きを求めた。なお、応力定数には -318.2 MPa/deg. を用いた。

2.3 屈折疲労き裂の進展試験 疲労試験には電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、正弦波形振幅で繰返し速度 20 Hz、応力比 $R=0$ の条件で、図 1 に示した斜め予き裂試験片の長手方向に繰返し応力を与え、

Fig. 1 Dimension of specimen with a slant precrack

屈折疲労き裂を伝ばさせた。斜め予き裂の傾き角 $\beta=60^\circ$ の場合には最大応力 $\sigma_{max}=100$ MPa とし、 $\beta=45^\circ$ の場合には $\sigma_{max}=100$ MPa では疲労予き裂からの屈折き裂伝ばが生じなかったため、 $\sigma_{max}=120$ MPa と大きくした。また、屈折疲労き裂の長さ a' は、予き裂先端と屈折疲労き裂の先端を結ぶ直線の長さとし、 $a' \approx 0.6$ mm に達するまで屈折疲労き裂伝ば試験を行った。

2.4 不連続変位分布の測定 き裂に沿う不連続変位分布の計測は、前報⁽⁹⁾と同様に以下のように行った。まず屈折疲労き裂伝ば試験を行う前に、荷重 25 g、5 s の条件で、き裂を挟む位置に、標点距離が約 60 μ m の一対のマイクロビッカース圧痕を、斜め予き裂に沿って約 100 μ m 間隔で付けた。屈折疲労き裂伝ば試験においては、屈折き裂の長さ a' が約 0.1 mm 伝ばするごとに疲労試験を中断し、屈折き裂に沿ってごく短い間隔 25 μ m で、標点距離が約 60 μ m の一対のマイクロビッカース圧痕を付けた。そして、試験片長手方向に引張応力 σ を負荷および除荷したときに、試験片長手方向および直交方向の圧痕の変位量をデジタル画像処理システムによって計測した。この方法では、取り込んだ画像のノイズを除去後に二値化し、画像中の圧痕の重心座標を計算する。その値から、き裂に対して直交方向の開口変位量 $V(=2v)$ 、および平行方向の相対すべり量 $U(=2u)$ を幾何学的関係から求めた。

2.5 屈折角度の測定 図 2 に、測定例として $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材から伝ばさせた屈折疲労き裂の写真を示す。予き裂先端を A、予き裂先端から 200 μ m 後方の予き裂上の点を B とし、屈折疲労き裂が約 0.1 mm 伝ばするごとに、き裂先端の位置 C を求め、

Fig. 2 Measurements of bent crack length and fracture angle

図中の $\angle BAC$ の実測値から屈折角度 θ を測定した。

3. 実験結果

3.1 予き裂周辺の残留応力分布 図3に $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂試験片、焼なまし予き裂試験片それぞれの予き裂周辺のき裂直交方向残留応力分布を示す。疲労予き裂材では特に予き裂先端付近で大きな圧縮残留応力が存在しているが、焼なまし予き裂材ではき裂全体にわたって残留応力はほぼ零である。なお、 $\beta=60^\circ$ の斜め予き裂試験片は、 $\beta=45^\circ$ の場合と同一の応力条件で作製され、得られた予き裂の疲労き裂伝ば曲線もほぼ等しい結果であったので、疲労予き裂試験片および焼なまし予き裂試験片ともに、それぞれ図3とは同様の残留応力分布を示すと予想される。

3.2 屈折直後の疲労き裂伝ば曲線 図4に斜め予き裂から発生、伝ばした屈折疲労き裂の伝ば曲線を示す。傾き角 $\beta=45^\circ, 60^\circ$ の疲労予き裂材および焼なまし予き裂材ともに、応力繰返し後すぐに屈折疲労き裂は発生しているが、それぞれの傾き角で疲労予き裂材と焼なまし予き裂材を比較すると、焼なまし予き裂

材のほうがき裂伝ばが速い。一方、疲労予き裂材および焼なまし予き裂材それぞれにおいて、傾き角 $\beta=45^\circ$ と $\beta=60^\circ$ の場合を比較すると、 $\beta=60^\circ$ のほうが負荷応力 $\sigma_{\max}$ が低いにもかかわらず、き裂伝ば速度が大きいことがわかる。この理由については3.5節で実測された応力拡大係数との関係において考察している。

3.3 伝ば過程の屈折角度の変化 図5に、屈折疲労き裂の伝ばに伴う屈折角度 θ_{mes} の変化を示す。いずれの斜め予き裂から伝ばした屈折疲労き裂の場合も、き裂伝ばに伴って θ_{mes} の値が大きくなることは変化していない。また、傾き角 $\beta=60^\circ$ の場合、疲労予き裂材と焼なまし予き裂材の θ_{mes} はほぼ等しい値を示しているが、 $\beta=45^\circ$ の場合、疲労予き裂材のほうが、焼なまし予き裂材よりも若干大きな値を示している。

3.4 屈折直後の不連続変位分布測定例 屈折直後のき裂長さが0.1 mmに成長するごとに、長さ0.6 mmになるまでき裂に沿う不連続変位分布を測定した。その一例として、図6(a)および(b)に傾き角 $\beta=45^\circ$ および 60° の屈折疲労き裂長さ a' が約0.2 mmに達したとき、屈折き裂先端からの距離に、さらに予き裂先端からの距離を加えた位置を r として測定された不連続変位分布を示す。まず、斜め予き裂に沿う不連続変位分布に注目すると、 $\beta=45^\circ, 60^\circ$ の場合はともに、疲労予き裂材のほうが焼なまし予き裂材よりも、き裂開口量 V 、相対すべり量 U ともに低い値を示している。これは前報⁷⁾で述べたように、斜め予き裂周辺の圧縮残留応力によって予き裂開口が抑制され、破面接触が生じやすくなることによって、すべり変形が抑制されるためである。次に屈折疲労き裂に沿う不連続変位分布に注目すると、 $\beta=45^\circ$ の場合、疲労予き裂材のほうが焼なまし予き裂材よりもき裂開口

Fig. 3 X-ray residual stress distribution along a slant precrack

Fig. 4 Bent fatigue crack propagation curves

Fig. 5 Change of fracture angle with bent fatigue crack propagation

量 V は低い値を示すが、逆にすべり量 U は高くなっている。前報⁽⁹⁾において、屈折疲労き裂の長さが比較的に長い場合には、斜め予き裂の角度や残留応力の有無によらず、すべり量 U がほぼ零になることを述べたが、ここで示したような比較的短い屈折疲労き裂長さの場合には、特に圧縮残留応力が存在する斜め予き裂において、すべり量が大きい結果となった。これに対して $\beta=60^\circ$ の場合、き裂開口量 V は $\beta=45^\circ$ と同様に、疲労予き裂材のほうが焼なまし予き裂材よりも低い値を示すが、すべり量 U はいずれもほぼ零であることがわかる。他の屈折き裂長さの不連続変位分布測定結果も含めて、次に屈折き裂伝ば過程の応力拡大係数を評価した。

3.5 屈折直後伝ば過程の応力拡大係数の変化

屈折疲労き裂の先端に近い5点の不連続変位量 V , U より、平面応力条件下で変位外挿法の式(1)⁽¹¹⁾を用いて、屈折き裂のモード I およびモード II 応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ および $(K_{II})_{est}$ を求めた。

$$\left\{ \begin{array}{l} (K_I)_{est} \\ (K_{II})_{est} \end{array} \right\} = \frac{E}{4} \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \left\{ \begin{array}{l} V/2 \\ U/2 \end{array} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

(a) $\beta=45^\circ$

(b) $\beta=60^\circ$

Fig. 6 Discontinuous displacement measured along pre-crack and bent fatigue crack

ここで E は縦弾性係数であり $E=205.8$ GPa, r は屈折疲労き裂先端からの距離である。ただし屈折疲労き裂長さ a' が 0.1 mm 以下の場合には、前報⁽⁹⁾で提案したように、斜め予き裂部分の不連続変位分布を屈折疲労き裂部分を含む仮想直線き裂上に変換した後に、式(1)を用いて応力拡大係数を求めた。図7に、屈折疲労き裂の伝ばに伴う $(K_I)_{est}$ および $(K_{II})_{est}$ の変化を示す。まず、図7(a)のモード I 応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ について、 $\beta=45^\circ$ および 60° の疲労予き裂材と焼なまし予き裂材を比較すると、いずれも疲労予き裂材のほうが低い値を示している。次に $\beta=45^\circ$ と 60° の場合を比較すると、疲労予き裂材および焼なまし予き裂材ともに、 $\beta=60^\circ$ のほうが高い値を示している。これは図4において、 $\beta=60^\circ$ のほうが負荷応力 σ_{max} が小さいにもかかわらず、 $\beta=45^\circ$ よりもき裂伝ば速度が大きくなっていたことに対応している。次に、図7(b)のモード II 応力拡大係数 $(K_{II})_{est}$ については、 $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材を除いて、ほぼ零である。また $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材の場合も、屈折疲労き裂の伝ばとともに $(K_{II})_{est}$ の値は次第に減少し、 $a' \approx 0.6$ mm

(a) Mode I

(b) Mode II

Fig. 7 Change of stress intensity factor with bent fatigue crack propagation

ではほぼ零になっている。このように、 $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂からの屈折直後の疲労き裂進展は混合モード状態であることがわかる。

4. 考 察

4.1 斜め予き裂から屈折したき裂の FEM 解析

屈折疲労き裂の伝ば方向および伝ば速度に及ぼす予き裂周辺圧縮残留応力の影響について、実験結果と比較するために、圧縮残留応力や破面接触が存在しない場合の屈折疲労き裂の不連続変位分布を二次元 FEM 弾性解析により求めた。解析を行った屈折疲労き裂長さ $a'=0.10$ mm の予き裂全体および予き裂先端近傍の引張負荷時のモデルをそれぞれ図 8(a) および (b) に示す。解析に用いたモデルは、実験に用いた試験片と同一寸法であり中央に切欠き穴を有している。また屈折角度は、図 2 のように実測した点 A, B, C を直線で結んで求めた。なお、解析に用いた要素は 4 節点要素

で、屈折き裂先端最小要素の寸法は 0.01 mm である。材料定数として縦弾性係数 $E=205.8$ GPa, ポアソン比 $\nu=0.3$ を用いた。また、負荷応力は、疲労試験条件での最大応力となるように $\beta=45^\circ$ では長手方向に引張応力 $\sigma=120$ MPa, $\beta=60^\circ$ では $\sigma=100$ MPa を与え、平面応力条件下で解析を行った。解析には汎用 FEM 解析ソフト Marc を用いた。

次に、得られた不連続変位分布より、3.5 節と同様に変位外挿法を用いて、モード I およびモード II 応力拡大係数 $(K_I)_{FEM}$ および $(K_{II})_{FEM}$ を求めた。

4.2 屈折角度に及ぼす予き裂の影響 実験および FEM 解析から得られた斜め予き裂部分の不連続変位分布より算出した応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ と $(K_{II})_{est}$ および $(K_I)_{FEM}$ と $(K_{II})_{FEM}$ を、それぞれ最大接線応力クライテリア⁽¹²⁾ から導かれる式(2)に代入し、斜め予き裂から屈折疲労き裂が伝ばし始めるときの屈折角度の予測値 θ_{est} , θ_{FEM} を求めた。

$$K_I \sin \theta + K_{II}(3 \cos \theta - 1) = 0 \cdots \cdots \cdots (2)$$

それらの値と図 5 に示した $a'=0.1$ mm における屈折角度の実測値 θ_{mes} を含めて表 1 に示す。本実験は、応力比 $R=0$ で屈折疲労き裂を伝ばさせているので、 $(K_I)_{FEM}$ および $(K_{II})_{FEM}$ は、負荷応力振幅のみによって決まる ΔK_I および ΔK_{II} に対応する。表 1 より $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材を除くと、 θ_{est} と θ_{FEM} の差は最大でも 1.3° 程度であり、また、実測値 θ_{mes} とほぼ等しいことがわかる。ただし、 θ_{est} と θ_{FEM} の差が大きい $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材では、 θ_{FEM} よりも θ_{est} のほうが屈折角度の実測値 θ_{mes} に近い値を示している。このように実測した $(K_I)_{est}$, $(K_{II})_{est}$ を用いて式(2)より求めた θ_{est} の値は、測定値 θ_{mes} に全体的によく一致している。これまでにもこのように最大接線応力クライテリアに従う屈折角度の評価は行われており⁽¹⁾⁽⁴⁾、その有用性が報告されている。

さらに、屈折疲労き裂伝ば過程においても a' が約 0.1 mm 伝ばするごとに応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ と $(K_{II})_{est}$ および $(K_I)_{FEM}$ と $(K_{II})_{FEM}$ を算出し、それぞれの屈折疲労き裂長さ a' における屈折角度 θ_{est} と θ_{FEM} を式(2)より求めた。これらの屈折角度の予測値と実

(a) Whole of the bent fatigue crack and the slant precrack with the notch hole

(b) Detail of the crack tip

Fig. 8 FEM model of bent crack propagation from a slant precrack

Table 1 The measured and estimated fracture angles of bent fatigue crack

	Annealed			Fatigue		
	θ_{mes}°	θ_{est}°	θ_{FEM}°	θ_{mes}°	θ_{est}°	θ_{FEM}°
$\beta=45^\circ$	52.44	51.95	50.78	53.98	54.81	50.62
$\beta=60^\circ$	38.79	37.94	36.71	39.12	38.25	36.94

測値の差 $(\theta_{\text{est}} - \theta_{\text{mes}})$ および $(\theta_{\text{FEM}} - \theta_{\text{mes}})$ を図9に示す。図9より、 $\beta = 45^\circ$ の疲労予き裂材の $(\theta_{\text{FEM}} - \theta_{\text{mes}})$ を除くと、その他のき裂は $(\theta_{\text{est}} - \theta_{\text{mes}})$ および $(\theta_{\text{FEM}} - \theta_{\text{mes}})$ とともにほぼ零であり、屈折角度の予測値 θ_{est} 、 θ_{FEM} と実測値 θ_{mes} はほぼ等しいことがわかる。なお、これらの屈折き裂は、屈折直後からモード I 成分のみで伝ばしていることをすでに図7において示した。北川らによっても、モード II 成分はほとんど見られない屈折疲労き裂伝ば挙動が報告されている⁽¹⁾。一方、 $\beta = 45^\circ$ の疲労予き裂材の場合のみ図7(b)に示したようにモード II 成分が大きく、他の場合とは異なった屈折疲労き裂伝ば挙動となった。なお、このような場合においても、 $(K_{\text{I}})_{\text{est}}$ と $(K_{\text{II}})_{\text{est}}$ を用いると、表1にも示したように屈折疲労き裂伝ば過程において屈折角度を評価することができ、最大接線応力クライテリオンは有用であった。屈折き裂のモード II 成分が生じる理由としては、図6(a)のように疲労予き裂材では不連続変位分布の値が小さく、また予き裂部で $U > V$ と

なっていることから、予き裂部における破面接触が影響していると考えられる。

4.3 応力拡大係数に及ぼす予き裂の影響 圧縮残留応力や破面接触などの影響によって、屈折疲労き裂の開口およびすべりを抑制する応力拡大係数の値として $\{(K_{\text{I}})_{\text{est}} - (K_{\text{I}})_{\text{FEM}}\}$ および $\{(K_{\text{II}})_{\text{est}} - (K_{\text{II}})_{\text{FEM}}\}$ を求め、それぞれ図10(a)および(b)に示す。また、これらの値が正のとき、それぞれき裂開口およびすべりが助長されることを意味している。焼なまし予き裂材の場合、 $\beta = 45^\circ$ および 60° の場合ともに、 $\{(K_{\text{I}})_{\text{est}} - (K_{\text{I}})_{\text{FEM}}\}$ および $\{(K_{\text{II}})_{\text{est}} - (K_{\text{II}})_{\text{FEM}}\}$ の値はほぼ零である。これより、き裂に沿う不連続変位分布から変位外挿法より求めた本実験における応力拡大係数は、妥当な値を示していると考えられる。次に疲労予き裂材では、 $\beta = 60^\circ$ の場合に、若干の負の $\{(K_{\text{I}})_{\text{est}} - (K_{\text{I}})_{\text{FEM}}\}$ がみられるが、 $\{(K_{\text{II}})_{\text{est}} - (K_{\text{II}})_{\text{FEM}}\}$ はほぼ零である。これに対して $\beta = 45^\circ$ の場合、 $\{(K_{\text{I}})_{\text{est}} - (K_{\text{I}})_{\text{FEM}}\}$ は比較的大きな負の値となり、屈折疲労き裂の伝ばとともに

(a) $\beta = 45^\circ$

(b) $\beta = 60^\circ$

Fig. 9 Relationship between the estimated and the measured fracture angles during bent fatigue crack propagation

(a) Mode I

(b) Mode II

Fig. 10 The difference between the FEM calculated and the measured stress intensity factors during bent fatigue crack propagation

に、 $\{(K_I)_{\text{est}} - (K_I)_{\text{FEM}}\}$ の絶対値および $\{(K_{II})_{\text{est}} - (K_{II})_{\text{FEM}}\}$ の値は減少していることがわかる。すなわち、屈折直後ではモード I 変形が抑制され、モード II 変形が助長されているが、き裂進展とともにモード I 成分のみのき裂変形に近づくことがわかる。

4・4 屈折直後の疲労き裂伝ば速度の整理 モード I 応力拡大係数 $(K_I)_{\text{est}}$ を用いて、屈折疲労き裂の伝ば速度 da'/dN を整理した結果を図 11 に示す。まず、図中の破線はすべてのデータに対して、最小二乗近似を行った。このときの相関係数は 0.932 である。また図中の実線は、モード II 成分が大きい $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材を除いて、最小二乗近似を行った結果であり、実験データがほぼ 1 本の直線で近似できることがわかる。一方、著者らが前報において提案したように⁽¹⁰⁾、 $(K_I)_{\text{est}}$ だけでなく $(K_{II})_{\text{est}}$ も考慮した混合モード条件下の応力拡大係数 $(K_M)_{\text{est}}$ を式 (3) より求め、 da'/dN を整理した結果を図 12 に示す。

$$K_M = \left[K_I^4 + 8K_{II}^4 - \frac{2K_I^4 \times 8K_{II}^4}{\sqrt{(K_I^4)^2 + (8K_{II}^4)^2} + K_I^4 + 8K_{II}^4} \right]^{1/4} \quad \dots\dots\dots (3)$$

図中の実線は、すべてのデータに対して、最小二乗近似を行った結果である。このときの相関係数は 0.961 であり、図 11 の破線の相関係数 0.932 よりも大きいことから、 $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材も他の屈折疲労き裂の伝ば速度と同様に、 $(K_M)_{\text{est}}$ を用いてほぼ 1 本の直線により整理できることがわかる。なお図 11 において、 $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材のデータを除いて求めた相関係数は 0.966 と大きくなり、モード II 成分を伴わない屈折疲労き裂の伝ば速度はモード I 応力拡大係数 $(K_I)_{\text{est}}$ のみを用いて評価してよいことがわかる。

Fig. 11 Relationship between bent fatigue crack propagation rate and mode I stress intensity factor range, $(K_I)_{\text{est}}$

しかし、予き裂周辺圧縮残留応力による破面接触が予想される場合は、モード II 成分を伴いながら伝ばする屈折疲労き裂伝ば速度や屈折角度を正しく評価するためには、実測した不連続変位分布からモード I およびモード II 応力拡大係数を求め、混合モード条件下の疲労き裂伝ば挙動として考察する必要があることがわかった。

5. 結 言

本研究では、き裂方向と荷重方向の角度 $\beta=45^\circ$ および 60° の混合モード斜め予き裂から伝ばさせた屈折疲労き裂について、屈折直後のき裂に沿う不連続変位分布をき裂長さが 0.1 mm 伝ばするごとに、長さが約 0.6 mm に達するまで測定した。その結果を基に予き裂周辺圧縮残留応力による破面接触に注目して屈折直後の疲労き裂伝ば挙動について検討した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 混合モード予き裂からの屈折疲労き裂に沿う不連続変位分布、すなわち、き裂開口量および相対すべり量より、屈折き裂の発生直後から、屈折き裂長さが約 0.6 mm に達するまでのモード I 応力拡大係数 $(K_I)_{\text{est}}$ およびモード II 応力拡大係数 $(K_{II})_{\text{est}}$ の変化について調べた。この結果、傾き角 $\beta=60^\circ$ の疲労予き裂材と焼なまし予き裂材および $\beta=45^\circ$ の焼なまし予き裂材から発生した屈折き裂は、発生直後からほぼモード I でき裂が進展することがわかった。これに対して、 $\beta=45^\circ$ の疲労予き裂材では、屈折き裂の発生直後にモード II 成分が生じるが、屈折き裂の伝ばとともにモード I き裂進展へと変化することがわかった。なお、屈折疲労き裂のモード II 成分は、予き裂周辺圧縮

Fig. 12 Relationship between bent fatigue crack propagation rate and mixed-mode stress intensity factor range, $(K_M)_{\text{est}}$

残留応力によって予き裂上下破面が接触する場合に生じると予想される。

(2) FEM 解析より得られた応力拡大係数 $(K_I)_{FEM}$ および $(K_{II})_{FEM}$ を用いて、最大接線応力クライテリオンに基づいて求めた屈折疲労き裂の伝ば方向の予測値 θ_{FEM} と屈折角度の実測値 θ_{mes} は、モード II 応力拡大係数がほぼ零の屈折疲労き裂伝ば条件においてよく一致した。しかし、モード II 応力拡大係数 $(K_{II})_{est}$ 成分が生じる屈折疲労き裂では、実際の伝ば方向 θ_{mes} は θ_{FEM} より大きい値となった。一方、不連続変位分布測定により評価した $(K_I)_{est}$ および $(K_{II})_{est}$ を用いて、最大接線応力クライテリオンに基づいて求めた屈折疲労き裂の伝ば方向の予測値 θ_{est} は θ_{mes} と全体としてよく一致した。

(3) モード II 応力拡大係数 $(K_{II})_{est}$ 成分が生じない屈折疲労き裂の伝ば速度は、モード I 応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ を用いてよく整理できた。しかし、モード II 応力拡大係数 $(K_{II})_{est}$ 成分が生じる混合モード屈折き裂の伝ば速度は大きくなった。このとき、モード I およびモード II 応力拡大係数 $(K_I)_{est}$ と $(K_{II})_{est}$ を含む混合モード条件下の応力拡大係数 $(K_M)_{est}$ を用いると、モード II 成分を含む屈折直後の疲労き裂伝ば速度をモード I 成分のみで伝ばするき裂と同様に整理できることがわかった。

終わりに、実際に協力していただいた当時大学院生の萩岡亮介君および濱田敦司君に謝意を表する。

文 献

- (1) Kitagawa, H. et al., Fatigue Crack Growth Behavior from Mixed-Mode Crack with K_I and K_{II} (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 47, No. 424 (1981), pp. 1283-1292.
- (2) Sih, G. C. and Barthelemy, B. M., *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 13, No. 3 (1980), pp. 439-451.

- (3) Yokobori, T. et al., Fatigue Crack Growth Rate and Crack Initiation and Fracture Life under Mixed Modes I and II (in Japanese), *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 35, No. 395 (1986), pp. 930-935.
- (4) Ohji, K. et al., Predictions of Fatigue Crack Propagation Path and Life of High-Tension Steel in Residual Stress Fields (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 59, No. 562 (1993), pp. 1429-1436.
- (5) For example, Jono, M. and Song, J. H., *Fatigue Crack (Crack Closure and Predictions of Crack Growth Rate)* (in Japanese), (2005), p. 27, Osaka University Press.
- (6) Feng, H. et al., Crack Surface Relative Displacement Analysis of Mixed-Mode Fracture Mechanics Problems, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 36, No. 6 (1990), pp. 971-978.
- (7) Torii, T. et al., Relationship between Stress Intensity Factors and Residual Stress Distributions Evaluated from Discontinuous Displacements along Mixed-Mode Crack, *JSME International Journal Series A*, Vol. 37, No. 1 (1994), pp. 14-21.
- (8) Shimizu, K. et al., Evaluation of Stress Distribution along the Crack and Stress Intensity Factor under Mixed-Mode Conditions (in Japanese), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 71, No. 709 (2005), pp. 1207-1212.
- (9) Torii, T. and Honda, K., Studies of Fatigue Crack Bent and Growth from a Slanted Crack (Noting Discontinuous Displacement along a Crack and the Resulting Stress Intensity Factors) (in Japanese), *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 42, No. 476 (1993), pp. 568-573.
- (10) Torii, T. et al., Fatigue Crack Bending and Propagation from a Pre-crack under Mixed-Mode Conditions (Based on Discontinuous Displacement along Cracks with a Center-Hole Notch), *JSME International Journal Series A*, Vol. 40, No. 3 (1997), pp. 255-262.
- (11) For example, Okamura, H., *Introduction to Linear Fracture Mechanics* (in Japanese), (1976), p. 24, Baifukan.
- (12) Ohji, K. et al., Experimental Simulation of Propagating Paths of Fatigue Cracks near or across the Interface of Bonded Dissimilar Materials by Using the Proposed Equivalent Specimens (in Japanese), *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 49, No. 8 (2000), pp. 879-884.