炭素繊維強化エポキシ積層板の混合モード I + II 層間疲労き裂進展に及ぼす応力比の影響†

田 中 拓* 田 中 啓 介*
加 藤 秀 崇** 辻 辰 哉***

Stress-Ratio Effect on Propagation of Delamination Fatigue Cracks in Unidirectional Graphite/Epoxy Laminates under Mixed Mode (I + II) Loading

by

Hiroshi TANAKA*, Keisuke TANAKA*, Hidetaka KATOH**
and Tatsuya TSUJI***

The stress-ratio effect on the propagation behavior of interlaminar fatigue cracks was studied with unidirectional graphite/epoxy laminates, T800H/#3631, under mixed mode (I + II) loading. Fatigue tests were conducted under the stress ratios of $R = 0.2$ and 0.5 with several mixed-mode ratios, G_I/G_{II} , by using the mixed mode bending method. For each R value, the crack propagation rate, da/dN , was higher for higher G_I/G_{II} ratios at the same value of the maximum total energy release rate, G_{max} . Under a constant value of the G_I/G_{II} ratio, both the maximum load and the load amplitude affect the crack propagation rate. For high propagation rates and high G_I/G_{II} ratios, the crack propagation rate is mainly controlled by the maximum load, while for low propagation rates and low G_I/G_{II} ratios, the contribution of the load amplitude is large. For both R values, the relation between the mode I and II maximum energy release rates, $G_{I,max}$ and $G_{II,max}$, at the fatigue threshold is approximated by the following equation: $G_{I,max}/G_{I,maxth} + G_{II,max}/G_{II,maxth} = 1$, where $G_{I,maxth}$ and $G_{II,maxth}$ are the threshold energy release rates for pure mode I and II loadings and decrease as the R value decreases.

Key words: CFRP, Delamination, Fatigue, Crack propagation, Stress ratio, Mixed-mode loading, Fatigue threshold

1 緒 言

長繊維強化プラスチック積層板 (FRP: Fiber-Reinforced Plastics) の破壊は層間にはく離の発生・進展に起因することが多く、繰返し荷重による層間にはく離疲労き裂の進展特性、およびき裂進展下限界条件の評価は非常に重要である。

層間にはく離疲労き裂の進展特性は様々な要因に左右されるが、中でも応力比 R (最小荷重/最大荷重) の影響は大きく、モード I (開口) 荷重^{1)~5)} モード II (面内せん断) 荷重^{5)~10)} およびモード III (面外せん断) 荷重¹¹⁾ に対しては多くの報告がある。しかしながら、実際の層間にはく離はこれらの単独荷重ではなく、混合モード荷重を受けることが多いにも関わらず、混合モード層間にはく離疲労き裂の進展に及ぼす応力比の影響はほとんど検討されていない。^{12)~15)} Adams ら¹²⁾ と Scrivner ら¹³⁾ は端面にはく離引張 (EDT: Edge Delamination Tension) 試験、北條ら¹⁴⁾ は切欠きラップシア (CLS: Cracked Lap Shear) 試験を用いて、応力比の影響を調べているが、1 種類ないしは 2 種類の混合モード比しか検討していない。また、Dahlen ら¹⁵⁾ は 3 種類の混合モード比を用いているもの

の、最も重要なき裂進展下限界条件には触れておらず、混合モード疲労き裂進展速度や下限界条件に及ぼす応力比の影響については明らかにされていない点が多い。

本研究では、炭素繊維強化エポキシ積層板の一方方向強化材について、混合モード曲げ (MMB: Mixed Mode Bending) 法を用い、モード I と II の混合モード層間にはく離疲労き裂の進展試験を応力 $R = 0.2$ および $R = 0.5$ で実施した。両者の結果の比較を通して、き裂進展速度およびき裂進展下限界特性に及ぼす応力比の影響を検討した。

2 実験方法

2.1 供試材および試験片

用いた材料は既報^{4), 6), 16)} と同じ、東レ(株)製の 180°C 硬化型の炭素繊維/エポキシ積層板、T800H/#3631 の一方方向強化材である。

用いた試験片を Fig. 1 に示す。幅が $B = 20\text{mm}$ 、高さが $2h = 6.2\text{mm}$ で、繊維方向は試験片長手方向である。積層板中央面の一部に初期はく離欠陥として、厚さ $12\mu\text{m}$ のカプトンフィルムが挿入されている。試験片に

† 原稿受理 平成 11 年 2 月 1 日 Received Feb. 1, 1999

* 正 会 員 名古屋大学工学研究科 〒464-8603 名古屋市中千種区不老町, Dept. of Mech. Eng., Nagoya Univ., Chikusa-ku, Nagoya, 464-8603

** 京セラ(株) 〒529-1595 滋賀県蒲生郡蒲生町川合, Kyocera Co., Gamou-gun, Shiga, 529-1595

*** 日揮(株) 〒220-6001 横浜市西区みなとみらい, JGC Co., Nishi-ku, Yokohama, 220-6001

Fig. 1. Dimensions of MMB specimen.

Fig. 2. Mixed mode bending test.

はピン負荷のためのアルミニウムブロックを図のように接合した。

2・2 MMB 試験

混合モード試験に用いた MMB 法^{17), 18)}の原理を模式的に示したのが Fig. 2 である。試験片の 2 点 (距離 $2L = 100\text{mm}$) を支持し、その上に乗せた負荷レバーの上方から荷重 P を加える。このとき試験片に加わる荷重は Fig. 3 のように、モードⅠの双片持ちはり (DCB: Double Cantilever Beam) 試験とモードⅡの端面切欠き曲げ (ENF: End Notched Flexure) 試験の重ね合わせと考えることができる。Fig. 3 のように定義するモードⅠ荷重 P_I とモードⅡ荷重 P_{II} は次式で与えられる。

$$P_I = (3c/L - 1)P/4 + (3c_g/L - 1)w_g/4 \quad (1)$$

$$P_{II} = (1 + c/L)P + (1 + c_g/L)w_g \quad (2)$$

ここで c はレバーの支点 (Fulcrum) から荷重線までの距離 (Fig. 2), w_g はレバーの重量, c_g はレバー支点からレバー重心線までの距離である。式 (1), (2) より, c/L が大きくなるとモードⅠ荷重の割合が増加する。本報では $c/L = 0.40, 0.50, 0.65$ および 0.90 の 4 種類とした。使用した負荷治具は前報¹⁶⁾のものと同一である。き裂長さ a は図のように、アルミニウムブロックのピン孔の中心線からき裂先端までの距離とする。

2・3 エネルギー解放率

FRP を均質直交異方性材料と見なす異方性弾性論によると、エネルギー解放率のモードⅠ成分 G_I とモードⅡ成分 G_{II} は、モードⅠとⅡの応力拡大係数 K_I, K_{II} と次式で関係づけられる。¹⁹⁾

$$G_I = H_I K_I^2 \quad (3)$$

$$G_{II} = H_{II} K_{II}^2 \quad (4)$$

以下では、本材料の弾性定数として文献 4) と 6) の値を

Fig. 3. Decomposition of mixed-mode loading.

用いた。式 (3) と (4) の定数は $H_I = 7.355 \times 10^{-2} \text{GPa}^{-1}$, $H_{II} = 2.136 \times 10^{-2} \text{GPa}^{-1}$ となる。MMB 試験では、応力拡大係数 K_I, K_{II} に幾何学的非線形の補正が必要となる。

$$K_I = K_{IBEM} \sqrt{F_{I nl}} \quad (5)$$

$$K_{II} = K_{IIBEM} \sqrt{F_{II nl}} \quad (6)$$

ここで K_{IBEM}, K_{IIBEM} は応力拡大係数の線形弾性解, $\sqrt{F_{I nl}}$ と $\sqrt{F_{II nl}}$ は非線形補正項である。式 (3), (4) と式 (5), (6) より

$$G_I = (H_I K_{IBEM}^2) F_{I nl} \quad (7)$$

$$G_{II} = (H_{II} K_{IIBEM}^2) F_{II nl} \quad (8)$$

本研究では式 (7), (8) を用いてエネルギー解放率を求めた。幾何学的非線形の補正係数 $F_{I nl}, F_{II nl}$ の計算には、Reeder ら¹⁸⁾の手法に基づく修正はり理論を用いた。計算方法の詳細と結果は既報^{16), 20)}に示した。本研究の試験荷重では $F_{I nl} = 0.9 \sim 1.1$, $F_{II nl} = 0.85 \sim 1$ の範囲である。また、 K_{IBEM} と K_{IIBEM} は境界要素法で得た以下の近似式から計算した。

$$K_{IBEM} = \frac{1}{B\sqrt{2h}} \left\{ P_I \left(3.07 \frac{a}{2h} + 2.87 \right) - P_{II} f \left(\frac{a}{2h} \right) \right\} \quad (9)$$

$$K_{IIBEM} = \frac{P_{II}}{B\sqrt{2h}} \left(1.24 \frac{a}{2h} + 0.448 \right) \quad (10)$$

$$f(a^*) = 0.044(1 - 0.1a^* + 0.095a^{*2} - 0.01a^{*3}) \quad (11)$$

全エネルギー解放率 G は G_I と G_{II} の和で求めた。

$$G = G_I + G_{II} \quad (12)$$

2・4 疲労き裂進展試験

疲労試験は室温大気中で行った。繰返し速度は 10Hz である。応力比 R は 0.2 および 0.5 とした。 c/L は $0.40, 0.50, 0.65$ および 0.90 の 4 種類であり、対応する混合モード比 G_I/G_{II} はほぼ $0.030, 0.19, 0.57$ および 1.37 となる。それぞれの混合モード比に対して、全エネルギー解放率の最大値 G_{max} の漸減試験を行った。試験では G_{max} の値を段階的に減少させ、各段階での減少率は最大でも 10% 以内、特にき裂進展速度 10^{-8}m/cycle 以下では最大 5% , 10^{-9}m/cycle 以下では最大 3% とした。試験前に初期欠陥フィルム先端から疲労予き裂を 3mm 以上進展させた。

き裂長さの測定は、倍率 200 倍の移動式光学顕微鏡で試験片両面から行い、両面の平均を測定値とした。測定を容易にするため、予め測定面にホワイトマーカを薄く塗布した。

3 実験結果および考察

3・1 き裂進展速度とエネルギー解放率の関係

Fig. 4 (a) に、 $R = 0.5$ の疲労き裂進展試験で得られたき

Fig. 4. Relation between crack propagation rate and maximum energy release rate for $R = 0.5$.

裂進展速度 da/dN と $G_{I,max}$ の関係を示す。ここで $G_{I,max}$ は、荷重 1 サイクル中の最大荷重に対応するモード I エネルギー解放率である。図中に○印で表したモード I 単独荷重下でのき裂進展速度は、 $G_{I,max}$ を一定に保った試験で得た $da/dN-\Delta a$ 関係をき裂進展量 $\Delta a = 0$ まで外挿して求めたもので、繊維ブリッジングの影響が無い場合の進展速度に相当する⁴⁾。また、前報¹⁶⁾で示したように、混合モードき裂の進展速度はき裂進展量に依存しなかった。同じ $G_{I,max}$ の値で比べると、4 種類の混合モードの結果だけに限れば、モード II 成分の増加に連れてき裂進展速度が高くなっている。ただし、モード I と $G_I/G_{II} = 1.37$ を比べると、後者はモード II 成分が加わっているにも関わらず高進展速度域で進展速度が低くなっている。この点については 3・4 節で検討する。

Fig. 4 (b) は、 da/dN と最大エネルギー解放率のモード II 成分 $G_{II,max}$ の関係である。□印のモード II の結果は ENF 試験で得た⁶⁾。この場合は例外なく、 G_I/G_{II} の増加と

Fig. 5. Relation between exponent in Paris equation and phase angle of mode mixity.

ともに進展速度も増加し、モード I 成分の重畳がき裂進展を加速している。

$R = 0.2$ の結果は前報¹⁶⁾に詳しく示したが、ほぼ $R = 0.5$ と同様であった。 $da/dN-G_{I,max}$ 関係はモード II 成分の増加とともに高速度側にシフトし、 $R = 0.2$ の場合は高速度域におけるモード I と $G_I/G_{II} = 1.37$ の逆転は見られなかった。また、 $da/dN-G_{II,max}$ 関係はモード I 成分の増加とともに高速度側となった。

それぞれの混合モード比について見ると、き裂進展速度が 10^{-9} m/cycle 以上の範囲で、 da/dN と $G_{I,max}$ あるいは $G_{II,max}$ との間に次のべき乗関係がほぼ成立している。

$$da/dN = D_i (G_{i,max})^m \quad (i = I, II) \quad (13)$$

Fig. 4 中にこの関係を実線で示した。 D_i とべき指数 m は混合モード比に依存している。一方、 $da/dN < 10^{-9}$ m/cycle では、進展速度が式 (13) のべき乗関係から急激に低下し、疲労き裂進展の下限界エネルギー解放率が存在する。

Fig. 5 は、式 (13) のべき指数 m を混合モード比パラメータ $\psi = \tan^{-1}(G_{II}/G_I)$ に対してプロットしたものである。ここでモード I のとき $\psi = 0^\circ$ 、モード II のとき $\psi = 90^\circ$ である。すべての混合モード比において m の値は $R = 0.5$ の方が大きい。 $R = 0.2$ では ψ の増加とともに m が単調に減少しているが、 $R = 0.5$ は ψ が 80° 以下 ($G_I/G_{II} \geq 0.19$) でこそ同じ傾向を示すものの、モード II 近傍で再び m が大きくなっている。この点に関しては今後の詳細な検討が必要であるが、 m の値が大きい場合、進展速度のばらつきによって m の値が敏感に変化してしまうことも一因と考えられる。

Fig. 6 は da/dN と全エネルギー解放率の最大値 G_{max} の関係であり、(a) が $R = 0.2$ 、(b) が $R = 0.5$ の結果である。どちらの応力比でも、同じ G_{max} で最も進展速度が高くなるのはモード I 単独荷重の場合であり、逆にモード II が最も低速度となっている。混合モードの結果はモード I と II の間に収まり、 G_I/G_{II} が大きいときほど高速度側となっている。また、応力比による違いを見ると、相対的に狭い範囲にデータが集まっている $R = 0.2$ に比べ

(a) $R = 0.2$ (b) $R = 0.5$

Fig. 6. Relation between crack propagation rate and maximum total energy release rate.

て、 $R = 0.5$ では混合モード比の変化によって da/dN - G_{max} 関係が大きくシフトし、混合モード比が進展速度により強く影響することがわかる。

Fig. 7は横軸に G_{max}/G_C をとって整理し直した結果である。 G_C は、各混合モード比の破壊靱性値を全エネルギー解放率で表した値であり、次の実験式を満たす G_I と G_{II} の和で与えられる。²⁰⁾

$$\frac{G_I}{G_{IC}} + \frac{G_{II}}{G_{IIC}} - \chi \frac{G_I}{G} \frac{G_I}{G_{IC}} \frac{G_{II}}{G_{IIC}} = 1 \quad (14)$$

ここで G_{IC} と G_{IIC} はそれぞれモードⅠおよびモードⅡ単独荷重による破壊靱性値を表す。また、 χ は材料定数であり、本材料では $\chi = 2.4$ となる。上式は著者らが提案したもので、多くのFRPの実験結果をよく近似できる。Fig. 7ではFig. 6とは逆に、どちらの応力比でもモードⅠ単独荷重の進展速度が最も低くなる。(a)の $R = 0.2$ の場合、最も進展速度が高いのはモードⅡあるいは G_I/G_{II}

(a) $R = 0.2$ (b) $R = 0.5$

Fig. 7. Relation between crack propagation rate and normalized total energy release rate.

$G_{II} = 0.030$ であるが、(b)の $R = 0.5$ ではモードⅠ以外のデータがかなり狭い範囲に集中し、ばらつきの範囲内ではほぼ一致していると言ってよい。すなわち、最大荷重が大きい $R = 0.5$ の場合は、静的破壊に近いき裂進展機構が働いており、破壊靱性値の変化が疲労き裂の進展抵抗にも直接的に反映されていると予想される。

3・2 応力比の影響

Fig. 8は、 da/dN とモードⅡエネルギー解放率の関係である。(a)では横軸に最大エネルギー解放率 $G_{II,max}$ をとった。各混合モード比に対し、同じ形の記号の白印を $R = 0.2$ 、黒印を $R = 0.5$ とし、両者を比較している。ここでは図の見やすさを考え、 $G_I/G_{II} = 0.030$ と 1.37 の結果だけを例示したが、他の混合モード比でも以下と同様の傾向が認められた。どちらの混合モード比でも、進展速度が高くなるほど応力比による差が小さくなり、き裂進展速度

Fig. 8. Relation between propagation rate of mixed-mode crack and mode II energy release rate.

が $G_{II\max}$ に強く支配されることを示す。逆に低速度域では応力比による差が広がり、進展速度に対する $G_{II\max}$ の支配が弱まっていることがわかる。

Fig. 8 (b) では、横軸をモード II エネルギー解放率範囲 ΔG_{II} とした。ここで、本研究ではエネルギー解放率範囲を次式で定義した。

$$\Delta G_I = H_I(\Delta K_I)^2 = H_I(K_{I\max} - K_{I\min})^2 \quad (15)$$

$$\Delta G_{II} = H_{II}(\Delta K_{II})^2 = H_{II}(K_{II\max} - K_{II\min})^2 \quad (16)$$

金属材料への破壊力学の適用を通じて、疲労き裂先端の繰返し塑性変形挙動が応力拡大係数範囲 ΔK に支配されることがよく知られており、上で定義される ΔG_I あるいは ΔG_{II} も繰返し塑性変形の支配パラメータとしての意味を持つ。さらに著者らは、繊維とマトリックス樹脂からなる不均質 FRP がマトリックスき裂をもつ場合と、本研究のように FRP を均質異方性材料として近似した場合について応力解析を行った結果、両者のエネルギー解放率は

同じ値となるが応力拡大係数は一致しないことを示した^{21), 22)} すなわち、応力拡大係数範囲よりも式 (15) と (16) のエネルギー解放率範囲の方が、き裂先端のマトリックスの繰返し塑性変形を直接支配するパラメータとなる。例えば、FRP の疲労き裂進展挙動がマトリックス中のき裂の進展挙動で決ましているとする、進展速度と式 (15), (16) のエネルギー解放率範囲との関係はマトリックス単体の場合と一致することが予想される。なお、高分子材料や FRP の疲労き裂進展挙動に関する従来の研究において、エネルギー解放率範囲を $G_{\max} - G_{\min}$ で定義したものも多いが^{23), 24)} この場合のエネルギー解放率範囲は物理的に明確な意味を持たない。以下、本研究では式 (15), (16) の定義に従う。

Fig. 8 (b) では (a) とは逆に、高進展速度になるほど応力比による差が大きくなる。すなわちこの領域では進展速度に対する ΔG_{II} の影響が弱い。一方、低進展速度では応力比による差が小さく、 ΔG_{II} の支配が強くなる。Fig. 8 (b) から、特にモード II に近い $G_I/G_{II} = 0.030$ では、 $da/dN = 10^{-9}$ m/cycle 付近で $R = 0.2$ と 0.5 の結果がほぼ一致し、き裂進展速度が ΔG_{II} だけでほぼ決定づけられていることがわかる。しかしながら、モード I に近い $G_I/G_{II} = 1.37$ では、 10^{-9} m/cycle 付近でも応力比による違いがかなり認められる。

Fig. 8 の結果をまとめると、混合モード疲労き裂の進展速度には最大荷重（最大エネルギー解放率）と繰返し荷重範囲（エネルギー解放率範囲）の両者が影響を与えている。高進展速度になると最大荷重の影響が、低進展速度になると荷重範囲の影響が強くなり、既報のモード I⁴⁾ あるいはモード II⁶⁾ の単独荷重の結果と同じ傾向を示す。また、モード I やモード II^{5), 7)~10)} あるいはモード III¹¹⁾ の単独荷重については、同様の結果が他にも報告されている。

Fig. 8 では 2 種類の混合モード比を例にとり、応力比依存性の傾向を示したが、Fig. 9 ではすべての混合モード比をまとめ、応力比依存性の $\psi = \tan^{-1}(G_{II}/G_I)$ に対する変化を示す。(a) では $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle、およびき裂進展下限界に相当する $G_{\max}$ の値を、 $\psi = \tan^{-1}(G_{II}/G_I)$ に対してプロットした。以下では下限界エネルギー解放率として進展速度 10^{-9} m/cycle に対応する値をとった。また、図中の一点鎖線は静的破壊条件 $G_{\max} = G_C$ ²⁰⁾ を示している。進展速度が高い $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle に着目すると、 ψ が小さくモード I に近づくほど $R = 0.2$ と $R = 0.5$ の差が小さくなっている。このことから、高速度域のき裂進展が最大荷重支配に近づく傾向は、モード I 成分が強い場合ほど顕著となることがわかる。特にモード I 単独荷重、 $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle のき裂進展は、ほとんど最大荷重に支配されている。

Fig. 9 (b) に、次式で定義する ΔG を縦軸として、同じ結果をプロットした。

$$\Delta G = \Delta G_I + \Delta G_{II} \quad (17)$$

下限界のデータを見ると、 ψ が 90° に近づくほど応力比による差が小さくなっている。すなわち、下限界近傍の

Fig. 9. Relation between total energy release rate and phase angle of mode mixity at $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle and fatigue threshold.

き裂進展が荷重範囲支配に近づく傾向はモードⅡ側ほど著しい。特にモードⅡ単独荷重の下限界近傍はほとんど荷重範囲支配と言える。

3・3 等価エネルギー解放率範囲

Hojo ら^{2), 3), 14)}は、応力比依存性を示す層間疲労き裂進展の支配パラメータとして、次式の等価応力拡大係数範囲を提案している。

$$\Delta K_{ieq} = \Delta K_i^{1-\gamma} K'_{i\max} = \Delta K_i (1-R)^{-\gamma} \quad (i=I, II) \quad (18)$$

これとほぼ同様に、本研究では次の等価エネルギー解放率範囲を導入する。

$$\Delta G_{ieq} = \Delta G_i^{1-\gamma} G'_{i\max} = \Delta G_i (1-R)^{-2\gamma} \quad (i=I, II) \quad (19)$$

ここで式(18)と式(19)の γ は同一であり、 ΔK_{ieq} と ΔG_{ieq} の間には以下の関係がある。

$$\Delta G_{ieq} = H_i (\Delta K_{ieq})^2 \quad (i=I, II) \quad (20)$$

γ はき裂進展に対する $G_{i\max}$ の寄与度を意味し、0～1の範囲にある。一方、 $1-\gamma$ はき裂進展に対する ΔG_i の寄与である。進展速度が等しくなるときの ΔG_i と $(1-R)^2$ の関係を両対数プロットすると、 γ の値が傾きとして得られる。本研究では2種類の応力比の結果から、Fig. 10のように γ を決定した。この図は下限界での γ を求めた例であり、エネルギー解放率範囲としてモードⅡ成分 ΔG_{II}

Fig. 10. Determination of stress-ratio effect parameter, γ at fatigue threshold.

Fig. 11. Change in stress-ratio effect parameter with phase angle of mode mixity.

を用いている。モードⅠ単独荷重についてはモードⅠ成分 ΔG_I を用いて同様に γ を決定した。

Fig. 11に、 $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle、およびき裂進展下限界での γ の値を、 $\psi = \tan^{-1}(G_{II}/G_I)$ に対してプロットした。この図は、Fig. 9に示した応力比依存性と混合モード比の関係を、 γ パラメータを用いて定量的に表したものである。いずれの混合モード比でも γ は定数とならず、 $da/dN = 10^{-6}$ m/cycleの方が γ の値が大きいく。このことは、3・2節でも述べたように、高速度域のき裂進展が最大荷重支配に近づくことを表している。また、若干の例外となる点はあるものの、 ψ が増加しモードⅡに近づくにつれて γ は減少し、荷重範囲支配が強まる傾向がわかる。しかしながら、 $da/dN = 10^{-6}$ m/cycleの場合、 ψ の増加に対してモードⅠ側では γ が直線的に減少し、最大荷重の寄与が低下しているものの、モードⅡ近傍では γ の変化が小さく、最大荷重の寄与はモードⅠ成分の重畳にあまり影響されない。一方、下限界の場合、 ψ が小さいモードⅠ側では γ がさほど変化せず、逆にモードⅡ側では γ が混合モード比に敏感となり、モードⅠ成分の減少につれて急速に γ が0に近づくことがわかる。

3・4 き裂進展下限界条件

Fig. 12に、 $da/dN = 10^{-6}$ と 10^{-7} m/cycle、および下

(a) $R = 0.2$ (b) $R = 0.5$ Fig. 12. Mode I and II energy release rates at $da/dN = 10^{-6}, 10^{-7}$ m/cycle and fatigue threshold.

界を与える $G_{I\max}$ と $G_{II\max}$ の関係を示す。ここで (a) は $R = 0.2$, (b) は $R = 0.5$ の場合である。図中には静的荷重によるき裂進展条件²⁰⁾を実線で示した。静的荷重の場合、モード I 近傍 (縦軸付近) には、 G_{II} の増加とともに G_I が増加する部分が存在する。すなわち、わずかなモード II 荷重の重畳がき裂進展抵抗を増大させており、き裂進展に対するモード I と II の相互作用が通常とは逆の形で現れている。一方、モード II 近傍では G_I の増加とともに G_{II} が急激に低下し、モード I 荷重の重畳がき裂進展を著しく促進する。

次に、(a) の $R = 0.2$ の疲労き裂進展ではどの進展速度の場合も、モード I 近傍での $G_{II\max}$ の増加は $G_{I\max}$ を低下させ、通常の相互作用を示しており、静的荷重との違いが明らかである。

一方、(b) の $R = 0.5$ の $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle では、Fig. 4 (b) でも述べたように、静的荷重と同じような通常と逆の相互作用がモード I 近傍で見られる。 $R = 0.5$ の $da/dN = 10^{-6}$ m/cycle での $G_{I\max}$ と $G_{II\max}$ の関係は、静荷重によるき裂進展条件に非常に類似した形となっており、静的破壊に近いき裂進展機構が働いていることを示唆する。この通常と逆のモード I と II の相互作用は進

Fig. 13. Relation between mode I and II energy release rates at fatigue threshold.

展速度 10^{-7} m/cycle では弱まり、下限界ではまったく見られず、繰返し荷重の影響が徐々に強くなるのがわかる。

Fig. 12 の下限界の結果を拡大して Fig. 13 に示す。 $R = 0.2$ と $R = 0.5$ のいずれの場合も、下限界の $G_{I\max}$ - $G_{II\max}$ 関係が次の直線で良く近似できている。

$$\frac{G_{I\max}}{G_{I\max th}} + \frac{G_{II\max}}{G_{II\max th}} = 1 \quad (21)$$

ここで $G_{I\max th}$ と $G_{II\max th}$ は、それぞれモード I およびモード II 単独荷重でのき裂進展下限界エネルギー解放率である。これらは応力比が小さいときほど小さい値となっている。混合モード疲労き裂進展の下限界条件を与える規準として、Gustafson ら²⁵⁾ と O'Brien ら²⁶⁾ は $G_{\max} = G_{I\max} + G_{II\max}$ が混合モード比によらず一定となる式を提案した。しかしながら、本研究の結果では $G_{I\max th}$ と $G_{II\max th}$ に大きな差があり、この規準は成立しない。これ以外に簡便な下限界規準は報告されておらず、本研究では式 (21) を提案する。この式を用いることによって、混合モード疲労き裂の進展下限界を、モード I と II の単独荷重の実験結果から予測することが可能と考えられる。

4 結 言

本研究では、炭素繊維/エポキシ積層板、T800H/#3631 の一方向強化材を用いて、モード I + II の混合モード荷重による層間離層疲労き裂の進展試験を応力比 $R = 0.2$ と 0.5 で行い、疲労き裂進展挙動に及ぼす応力比の影響を検討した。以下に主な結果をまとめる。

(1) 混合モード比と応力比を一定とした場合、疲労き裂進展速度 da/dN が 10^{-9} m/cycle 以上の領域では、 da/dN を $G_{I\max}$, $G_{II\max}$, ないしは $G_{\max}$ のべき乗で近似できる。べき指数 m は応力比が小さいときほど、またモード II 成分の割合が高くなるほど小さくなる傾向にある。また、 da/dN が 10^{-9} m/cycle 以下ではき裂が停滞に向かい、疲労き裂進展の下限界が存在した。

(2) da/dN と $G_{\max}$ の関係は、 $R = 0.2$ と $R = 0.5$ のいずれの場合も、 G_I/G_{II} が大きいときほど高進展速度側となった。同関係は $R = 0.5$ のときの方が混合モード比に強く影響される。逆に、 $G_{\max}$ を破壊じん性値 G_C で無次

元化した $da/dN-G_{max}/G_C$ 関係は、応力比によらずモードⅠ単独荷重が最も低速側となる。 $R = 0.2$ では G_I/G_{II} が小さいときほど $da/dN-G_{max}/G_C$ 関係が高速度側に移動する傾向があった。一方、 $R = 0.5$ ではモードⅠ単独荷重を除くと、 $da/dN-G_{max}/G_C$ 関係が混合モード比によらずほとんど一致した。

(3) 混合モード疲労き裂の進展速度には最大荷重（最大エネルギー解放率）と荷重範囲（エネルギー解放率範囲）の両者が影響する。最大荷重の影響は進展速度が高いときほど、またモードⅠ成分が強いときほど著しい。逆に、進展速度が低いとき、あるいはモードⅡ成分が強いときは荷重範囲の影響が支配的となる。

(4) 等価エネルギー解放率範囲 $\Delta G_{ieq} = \Delta G_i^{1-\gamma} G_{max}^\gamma$ （ただし $i = I$ あるいは II ）を導入した場合、 γ の値は定数とならず、進展速度が高いときほど、あるいはモードⅠ成分が強い場合ほど大きくなる。

(5) $R = 0.2$ および $R = 0.5$ のいずれの場合も、き裂進展下限界での $G_{I_{max}}$ と $G_{II_{max}}$ の関係は次式で良く近似できた。

$$\frac{G_{I_{max}}}{G_{I_{maxth}}} + \frac{G_{II_{max}}}{G_{II_{maxth}}} = 1$$

ここで $G_{I_{maxth}}$ と $G_{II_{maxth}}$ は、それぞれモードⅠおよびモードⅡ単独荷重によるき裂進展の下限界エネルギー解放率であり、応力比に依存する。

本研究の実施において、文部省科学研究費補助金一般研究 (B) (課題番号 07455052)、および材料科学研究助成金の補助を受けた。また、東レ(株)の松井醇一氏には試験片を提供して頂いた。ここに記して謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) C. Bathias and A. Lakshmi, ASTM STP 876, 217 (1985).
- 2) M. Hojo, K. Tanaka, C.-G. Gustafson and R. Hayashi, Comp. Sci. Tech., **29**, 273 (1987).
- 3) M. Hojo, S. Ochiai, C.-G. Gustafson and K. Tanaka, Eng. Frac. Mech., **49**, 35 (1994).
- 4) 田中啓介, 田中 拓, 辻 辰哉, 山岸謙二郎, 材料, **44**, 960 (1995).
- 5) R. H. Martin and G. B. Murri, ASTM STP 1059, 251 (1990).
- 6) K. Tanaka and H. Tanaka, ASTM STP 1285, 126 (1997).
- 7) A. J. Russell and K. N. Street, ASTM STP 937, 275 (1987).
- 8) M. R. Wisnom, M. I. Jones and W. Cui, ASTM STP 1230, 486 (1995).
- 9) 李 正旺, 金原 勲, 影山和郎, 鈴木敏夫, 大沢 勇, 日本複合材料学会誌, **23**, 129 (1997).
- 10) 松田 聡, 北條正樹, 落合庄治郎, 日本機械学会論文集, A-63, 39 (1997).
- 11) S.L. Donaldson and S. Mall, J. Reinf. Plast. Comp., **8**, 91 (1989).
- 12) D. F. Adams, R. S. Zimmerman and E. M. Odom, ASTM STP 937, 242 (1987).
- 13) G. C. Scrivner and W. S. Chan, ASTM STP 1156, 538 (1993).
- 14) 北條正樹, C.-G. Gustafson, 田中啓介, 林 龍一, 材料, **36**, 222 (1987).
- 15) C. Dahlen and G.S. Springer, J. Comp. Mater., **28**, 732 (1994).
- 16) 田中 拓, 田中啓介, 辻 辰哉, 加藤秀崇, 日本機械学会論文集, A-65, 1676 (1999).
- 17) J. R. Reeder and J. H. Crews, Jr., AIAA Journal, **28**, 1270 (1990).
- 18) J. R. Reeder and J. H. Crews, Jr., NASA Tech. Memo. 102777 (1991).
- 19) G. C. Sih, P. C. Paris and G. R. Irwin, Int. J. Frac. Mech., **1**, 189 (1965).
- 20) 田中 拓, 田中啓介, 辻 辰哉, 加藤秀崇, 日本機械学会論文集, A-65, 1504 (1999).
- 21) 田中啓介, 田中 拓, 来海博央, 日本機械学会論文集, A-63, 1894 (1997).
- 22) 田中啓介, 田中 拓, 来海博央, 日本機械学会論文集, A-63, 1902 (1997).
- 23) S. Arad, J. C. Radon and L. E. Culver, Eng. Frac. Mech., **4**, 511 (1972).
- 24) M. Kenane and M. L. Benzeggagh, Comp. Sci. Tech., **57**, 597 (1997).
- 25) C. G. Gustafson, L. Jilken and P. A. Gradin, ASTM STP 876, 200 (1985).
- 26) T. K. O'Brien, G. B. Murri and S. A. Salpekar, ASTM STP 1012, 222 (1989).