炭素繊維強化エポキシ積層板の混合モード I+II
繰返し荷重による層間疲労き裂進展挙動*田 中 拓^{*1}, 田 中 啓 介^{*1}
辻 辰 哉^{*2}, 加 藤 秀 崇^{*3}Mixed-Mode (I+II) Propagation of Delamination Fatigue Cracks
in Unidirectional Graphite/Epoxy LaminatesHiroshi TANAKA^{*1}, Keisuke TANAKA,
Tatsuya TSUJI and Hidetaka KATO^{*1} Nagoya University, Dept. of Mechanical Engineering,
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya, Aichi, 464-8603 Japan

Mixed-mode propagation behavior of interlaminar fatigue cracks was studied with unidirectional graphite/epoxy laminates, T800H/# 3631. Mixed-mode fatigue tests were conducted by the mixed-mode bending method under a stress ratio of $R=0.2$. The mixed-mode ratio, G_I/G_{II} , was 0.030, 0.19, 0.57 and 1.37. When the crack propagation rate da/dN , was correlated to the maximum value of the total energy release rate, G_{max} , the propagation rate increased as the G_I/G_{II} value increased. For each mixed-mode ratio, the crack propagation rate was given by a power function of the maximum value of the energy release rate in the region of rates above 10^{-9} m/cycle. The exponent of the power function decreased as the G_I/G_{II} value decreased. Below $da/dN=10^{-9}$ m/cycle, there exists the threshold for fatigue crack propagation. At the threshold, the relation between the mode I and mode II components of the maximum energy release rate, $G_{I_{max}}$ and $G_{II_{max}}$, is given by the following equation: $G_{I_{max}}/G_{I_{max_{th}}} + G_{II_{max}}/G_{II_{max_{th}}} = 1$, where $G_{I_{max_{th}}}$ and $G_{II_{max_{th}}}$ are the threshold values of the maximum energy release rate for pure mode I and pure mode II loadings.

Key Words: Composite Material, Delamination, Fatigue, Crack Propagation, Fracture Mechanics, 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)は軽量・高強度材料として航空宇宙構造物に利用されているが、長期使用に対する信頼性を確保するためには、疲労強度あるいは疲労寿命の評価が不可欠である。特に、FRP 積層板の破壊は層間はく離の発生・進展に起因することが多いため、層間はく離疲労き裂の進展特性およびき裂進展下限条件の評価は重要である。

層間はく離疲労き裂の進展挙動の研究は、ほとんどがモード I(開口)荷重^{(1)~(6)}やモード II(せん断)荷重^{(1)(2)(7)~(11)}に対するものであった。しかしながら、実際の層間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ほとんどである。混合モード荷重による層間はく離疲労き裂進展に関する従来の研究は、主に切欠ラップシア(CLS: Cracked Lap

Shear)試験によって行われていたが^{(12)~(16)}、この方法では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} の比率 G_I/G_{II} (以下では混合モード比と称する)をほとんど変化させることができなかった。最近では混合モード比を幅広く変えられる試験方法として、混合モード曲げ(MMB: Mixed-Mode Bending)法⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾が用いられるようになっているが、層間疲労き裂の進展挙動に及ぼす混合モード比の影響を検討した研究は少ない^{(19)~(23)}。

MMB 法によって混合モード疲労き裂進展の下限界特性を調べたこれまでの研究は^{(19)~(21)}、はく離進展開始検出法(Delamination growth onset method)を用いている。この方法は、最大エネルギー解放率 G_{max} 一定の疲労試験を多数の試験片に対して行い、 G_{max} と初期欠陥からのはく離進展開始繰返し数 N との関係を求め、十分長寿命を与える G_{max} を下限界値とする。しかしながら、下限界値がき裂進展開始の判定条件⁽²⁰⁾⁽²⁴⁾⁽²⁵⁾や初期欠陥の導入方法⁽²⁶⁾に強く影響されること、あるいはばらつきが大きいこと⁽²⁵⁾が明らかになっており、データの信頼性に疑問が残されている。

また、FRP 積層板の場合、下限界特性に比べてき裂進展速度の評価はあまり重要視されていなかったが、

* 原稿受付 1998 年 10 月 26 日。

^{*1} 正員、名古屋大学大学院工学研究科 (〒464-8603 名古屋市中千種区不老町)。^{*2} 日揮(株)横浜本社 (〒220-6001 横浜市内西区みなとみらい 2-3-1)。^{*3} 京セラ(株)滋賀工場 (〒529-1595 滋賀県蒲生郡蒲生町川合 10-1)。

E-mail: h.tanaka@everest.mech.nagoya-u.ac.jp

最近では積層板の繰返し圧縮疲労寿命などの解析において、混合モード荷重下での疲労き裂進展則が利用されつつあり⁽¹⁵⁾⁽²⁷⁾⁽²⁸⁾、今後はき裂進展則の確立が重要になると考えられる。しかしながら、き裂進展速度に及ぼす混合モード比の影響は充分には明らかにされておらず^{(21)~(23)}、特に下限界近傍のき裂進展挙動を調べた例は見当たらない。

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、モードIとIIの混合モード層間く離疲労き裂の進展挙動を検討した。MMB法を用いて4種類の混合モード比で疲労き裂進展試験を行い、同じ材料のモードI荷重⁽⁵⁾⁽⁶⁾とモードII荷重⁽⁷⁾⁽⁸⁾の結果との比較を通して、き裂進展則および下限界特性に及ぼす混合モード比の影響を明らかにした。

2. 実験方法

2.1 供試材 用いた材料は既報^{(5)~(8)(29)}と同じ、東レ(株)製の炭素繊維/エポキシ積層板、T800 H/#3631の一方方向強化材である。本材料の機械的性質を表1に示す。

2.2 MMB試験 混合モード試験に用いた

Table 1 Mechanical properties of material

Prepreg		P2212-15
Graphite fiber		T800H
Epoxy resin		#3631
Cure temperature		180°C
Fiber volume fraction		60.3 %
Constitution of laminate		(0) ₄₄
Elastic constants	E_1 (GPa)	137
	E_2 (GPa)	8.1
	G_{12} (GPa)	4.8
	ν_{12}	0.31
	ν_{23}	0.55

Fig. 1 Mixed mode bending test

MMB法の原理を図1に示す。2点を支持された中央面はく離試験片の上に負荷レバーを乗せ、レバー上方から荷重 P を加える。このとき試験片の受ける荷重は図2のように、双片持り(DCB: Double Cantilever Beam)試験のようなモードI荷重 P_I と、端面切欠曲げ(ENF: End-Notched Flexure)試験のようなモードII荷重 P_{II} とに分離できる。図1のように、レバーの支点(Fulcrum)から荷重線までの距離を c 、レバーの重心線までの距離を c_g で表すと、 P_I と P_{II} は次式で与えられる。

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

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

ここで w_g はレバーの重量である。式(1)、(2)から、 c/L が大きくなるとモードI荷重の割合が大きくなる。本研究では $c/L=0.40, 0.50, 0.65$ および 0.90 の4種類を選んだ。また、支点間距離は $2L=100$ mmである。

用いた試験片は図3に示す幅 $B=20$ mm、高さ $2h=6.2$ mm(積層数44枚)で、繊維方向は試験片長手方向である。初期はく離欠陥として、成形時に厚さ 12 μ mのカプトンフィルムを積層板中央面の一部に挿入した。試験片にはピン負荷のためのアルミニウムブロックを接合した。き裂長さ a は、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。フィルムによる初期き裂長さは約 17 mmである。

図4に使用したMMB試験ジグを示す。負荷レバーは重量 $w_g=2.15$ Nのアルミニウム合金製である。後述の幾何学的非線形の影響を低減するため、図1にも示したように、レバー上部に取付けられたピンに負荷が与えられる。このピンの取付位置を変えることで

Fig. 2 Decomposition of mixed-mode loading

Fig. 3 Dimensions of MMB specimen

c/L を変化させた。

2.3 エネルギー解放率 エネルギー解放率のモード I 成分 G_I 、およびモード II 成分 G_{II} は、境界要素法による線形弾性解析で得た値 $G_{I\text{BEM}}$ 、 $G_{II\text{BEM}}$ に幾何学的非線形の補正係数 $F_{I\text{nl}}$ 、 $F_{II\text{nl}}$ を乗じて求めた。

$$G_I = G_{I\text{BEM}} F_{I\text{nl}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$G_{II} = G_{II\text{BEM}} F_{II\text{nl}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$G_{I\text{BEM}}$ と $G_{II\text{BEM}}$ の解析結果 (平面ひずみ) は以下の式で近似できる。

$$G_{I\text{BEM}} = \frac{H_I}{2hB^2} \left\{ P \left(3.07 \frac{a}{2h} + 2.87 \right) - P_{II} f \left(\frac{a}{2h} \right) \right\}^2 \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$f(a_*) = 0.044(1 - 0.1a_* + 0.095a_*^2 - 0.01a_*^3) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$G_{II\text{BEM}} = \frac{H_{II} P_{II}^2}{2hB^2} \left(1.24 \frac{a}{2h} + 0.448 \right)^2 \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで本材料の場合 $H_I = 7.355 \times 10^{-2} \text{ GPa}^{-1}$ 、 $H_{II} = 2.136 \times 10^{-2} \text{ GPa}^{-1}$ である。

幾何学的非線形の補正係数 $F_{I\text{nl}}$ 、 $F_{II\text{nl}}$ は前報⁽²⁹⁾と同様の方法で計算した。図5は計算結果の一例であり、 $F_{I\text{nl}}$ 、 $F_{II\text{nl}}$ をき裂長さ a の関数として示している。ただし、図5は荷重 P が静的荷重によるき裂進展限界 P_c の85%の場合であり、疲労試験中の最大荷重はこの値を超えない。モード I 成分の補正係数 $F_{I\text{nl}}$ はき裂長さとともに増加する傾向にある。 $c/L=0.90$ の場合はほぼ $F_{I\text{nl}}=1$ であり、非線形の影響はほとんどない。 c/L が小さいときほど非線形効果が強いものの、 $c/L=0.40$ の場合でも $F_{I\text{nl}}$ は0.9から1.1の間に収まる。一方、モード II 成分の補正係数 $F_{II\text{nl}}$ は常に1以下であり、 c/L の値やき裂長さにはあまり依存しない。

全エネルギー解放率 G は、式(3)のモード I 成分 G_I と式(4)のモード II 成分 G_{II} の和で定義する。

$$G = G_I + G_{II} \quad \dots\dots\dots (8)$$

Fig. 4 MMB apparatus

2.4 疲労き裂進展試験

疲労試験には電気-油圧サーボ式試験機を使用し、室温大気中で行った。繰返し速度は10 Hzとし、応力比 R (最小荷重/最大荷重) を0.2に保った。 c/L は0.40、0.50、0.65および0.90の4種類であり、それぞれに対応する混合モード比 G_I/G_{II} の代表値は0.030、0.19、0.57および1.37である。実際の G_I/G_{II} 値はき裂長さや荷重の大きさに若干依存するが、これらの代表値から誤差 $\pm 5\%$ の範囲内であった。

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。 G_{max} 漸減試験では、初期欠陥フィルム先端から疲労予き裂を3 mm以上進展させてから、き裂進展速度の測定を開始した。 $G_I/G_{II}=0.030$ 、0.57および1.37では、 G_{max} 漸減試験の終了後、同じ試験片に対して引き続いて G_{max} 漸増試験を実施した。

また、 $G_I/G_{II}=1.37$ については G_{max} 一定試験も行った。 G_{max} を0.144 kJ/m²に保ち、予き裂を導入せずにただちに測定を開始した。

き裂長さの測定は、倍率200倍の移動式光学顕微鏡

(a) Mode I

(b) Mode II

Fig. 5 Nonlinear correction factor of energy release rate

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、あらかじ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 き裂進展量依存性 図6は、 $G_I/G_{II}=1.37$ の G_{max} 一定試験で得られたき裂進展速度 da/dN とき裂進展量 Δa の関係である。比較として、モードIの G_{max} 一定試験($R=0.2$)の結果⁽⁶⁾を実線で示している。モードIの場合、 G_{max} 一定にもかかわらずき裂進展とともに進展速度が低下している。これは繊維ブリッジングの発達によって、見かけのき裂進展抵抗が増加するためである。モードIでは静的荷重による破壊靱性試験でも、同じ原因で破壊靱性値がき裂進展とともに増加した⁽²⁹⁾。一方、 $G_I/G_{II}=1.37$ の場合、き裂進展初期はやや低い進展速度を示すものの、 Δa が2 mm以上では速度がほぼ一定となり、繊維ブリッジングの影響は認められない。同じ $G_I/G_{II}=1.37$ の破壊靱性試験の結果はこれと異なり、繊維ブリッジングの形成による破壊靱性値の増加が認められた⁽²⁹⁾。この結果は、静的荷重下でのき裂進展よりも疲労き裂進展のほうが繊維ブリッジングが形成されにくいことを示唆するが、今後さらにデータを蓄積することによって確認する必要がある。

図7は、 G_{max} 漸減試験と漸増試験で得られた da/dN と G_{max} の関係を比較したもので、 $G_I/G_{II}=1.37$ と0.030の結果を示している。いずれの混合モード比でも、漸減試験と漸増試験の結果には差が見られない。このことは、漸減試験開始から漸増試験終了までの間でき裂が5~15 mm進展しているものの、き裂進展速度は進展量に影響されないことを示している。

Fig. 6 Change in crack propagation rate with crack extension under G_{max} -constant condition

$G_I/G_{II}=0.57$ でも同様の結果であった。また、 $G_I/G_{II}=1.37$ では G_{max} 一定試験の結果も漸減・漸増試験のものとも一致している。したがって、本研究で得られた混合モード疲労き裂の進展速度はき裂進展量に依存しないものと言える。また、同材料ではモードII疲労き裂の進展速度もき裂進展量には依存しなかった⁽⁷⁾⁽⁸⁾。

3.2 き裂進展速度とエネルギー解放率の関係

図8(a)は、き裂進展速度とモードIエネルギー解放率の最大値 $G_{I,max}$ の関係である。ここで、○印で示したモードIのき裂進展速度は、 G_{max} 一定試験の da/dN - Δa 関係を $\Delta a=0$ まで外挿して求めたもので、繊維ブリッジングの影響を含んでいない⁽⁶⁾。同じ $G_{I,max}$ の値で比べると、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。図8(b)は、 da/dN を最大エネルギー解放率のモードII成分 $G_{II,max}$ に対してプロットしたものである。このうち、モードIIの結果はENF試験によって得た⁽⁷⁾⁽⁸⁾。この場合は、 G_I/G_{II} の増加とともに進展速度も増加している。以上の結果から、 $G_{I,max}$ と $G_{II,max}$ の両者がき裂進展を加速させることがわかる。

個々の混合モード比の結果を見ると、進展速度 10^{-9} m/cycle以上では、図中の実線で示すように、 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成り立っている。

$$da/dN = D_i (G_{i,max})^n \quad (i=I, II) \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 D_i 、 D_{ii} 、およびべき指数 n は混合モード比に依存する。一方、 $da/dN < 10^{-9}$ m/cycleでは、進展速度が上式のべき乗関係から急激に低下し、疲労き裂進

Fig. 7 Comparison of da/dN - G_{max} relations between G_{max} -decreasing and G_{max} -increasing tests

(a) da/dN vs. $G_{I \max}$ (b) da/dN vs. $G_{II \max}$

Fig. 8 Relation between crack propagation rate and maximum energy release rate

Fig. 9 Relation between exponent in crack propagation equation and phase angle of mode mixity

展の下限界エネルギー解放率の存在が認められる。

図9に、式(9)のべき指数 n を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。ここで ψ の値はモード I のとき 0° 、モード II のとき 90° となる。モード II 成分の割合が高くなるとともにべき指数の値が小さくなっている。CFRP に対して同様の結果はいくつか報告されている^{(1)(14)~(16)(21)}。

図8のき裂進展速度を $G_{\max}$ に対してプロットしたのが図10である。同じ $G_{\max}$ で最も進展速度が高いのはモード I の場合であり、逆にモード II で最も進展速度が低い。混合モードの結果はモード I と II の間にあり、モード I 成分の割合が大きいときほど高い進

Fig. 10 Relation between crack propagation rate and maximum energy release rate

Fig. 11 Relation between crack propagation rate and normalized total energy release rate

展速度となっている。

図11は横軸として $G_{\max}/G_c$ をとったものである。ここで G_c は、それぞれの混合モード比での破壊靱性値を全エネルギー解放率で表した値である⁽²⁹⁾。図11によると、最も進展速度が低いのはモードI、最も進展速度が高いのはモードIIあるいは $G_I/G_{II}=0.030$ のときであり、同じ $G_{\max}$ で比較した図10とほぼ逆の結果を与える。また、図10に比べると図11のほうが狭い幅にデータ点が集まっており、特に図11では $G_{\max}/G_c$ が1に近づくほど混合モード比による差は小さくなる傾向が伺える。式(9)のべき乗関係が成り立つ範囲では、同じ $G_{\max}$ で比較すると進展速度は混合モード比によって4オクタード変化するが、同じ $G_{\max}/G_c$ では最大2オクタード程度の差となっている。つまり、図10の da/dN - $G_{\max}$ 関係の混合モード比依存性には、 G_c がモードI側で小さく、モードII側で大きいことが強く反映されている。この結果は、疲労き裂進展と

静的荷重下でのき裂進展との間に類似した微視機構が働いていることを示唆している。

3.3 き裂進展下限界条件 図12は、き裂進展速度 10^{-6} と 10^{-7} m/cycle、およびき裂進展下限界における $G_{I\max}$ と $G_{II\max}$ の関係を示している。ただし下限界エネルギー解放率としては、進展速度 10^{-9} m/cycle に対応する値をとった。モードIでは下限界の存在は確認できていないが、他の混合モード比の結果と同様と考え、式(9)の da/dN - $G_{I\max}$ 関係を $da/dN=10^{-9}$ m/cycle まで外挿し、この点での $G_{I\max}$ を下限界値とした。また、図12には静的荷重によるき裂進展条件の近似式⁽²⁹⁾を実線で示した。まず、静的荷重によるき裂進展の場合、モードI近傍では G_{II} が増加しても G_I が大きく変化せず、むしろ G_I が増加する領域も認められる。一方、モードII近傍では G_I の増加に伴って 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、疲労き裂進展の場合、モードI近傍でも $G_{II\max}$ の増加によって $G_{I\max}$ が低下している。すなわち、モードII成分が加わることによってき裂進展が加速されており、この点が静的荷重によるき裂進展と大きく異なっている。

図12から、下限界条件だけを抜き出して拡大したのが図13である。下限界での $G_{I\max}$ と $G_{II\max}$ の関係は次の直線で良く近似できている。

$$G_{I\max}/G_{I\max\text{th}} + G_{II\max}/G_{II\max\text{th}} = 1 \quad (10)$$

ここで $G_{I\max\text{th}}$ と $G_{II\max\text{th}}$ は、それぞれモードIおよびモードIIき裂進展の下限界エネルギー解放率である。CFRPの混合モードき裂進展の下限界条件として、Gustafsonら⁽³⁰⁾はArcan法に類似した試験の結果から、混合モード比によらず下限界で $G_{\max} = G_{I\max}$

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

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

Fig. 14 Relation between maximum total energy release rate and phase angle of mode mixity at $da/dN=10^{-6}$ m/cycle and fatigue threshold

+ $G_{II\max}$ が一定とする規準を提案している。また、O'Brien⁽¹¹⁾ も ENF 試験と端面はく離引張 (EDT: Edge-Delamination Tension) 試験の結果から、同様の下限界条件を示唆している。しかしながら、本研究の結果では $G_{I\max th}$ と $G_{II\max th}$ の間に 2 倍以上の開きがあり、明らかに下限界で $G_{\max}$ は一定となっておらず、 $G_{I\max th}$ と $G_{II\max th}$ の違いを考慮した式(10)が提案される。

図 14 は、 $da/dN=10^{-6}$ m/cycle と下限界における $G_{\max}$ の値を、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。図中の実線は静的荷重による破壊靱性値 G_c の変化を表しているが⁽²⁹⁾、モード II 成分の割合の増加とともに靱性値は単調に増加し、モード II の靱性値はモード I の約 5 倍に達する。特にモード II 近傍で急激に靱性値が増大している。進展速度 10^{-6} m/cycle に対応する $G_{\max}$ 値の変化は G_c の変化に似た傾向を示し、やはりモード II 近傍で $G_{\max}$ の増加が著しい。下限界の $G_{\max}$ 値も ψ とともに増加するが、増加の程度は靱性値と比べて緩やかとなり、モード II の下限界 $G_{\max}$ 値はモード I の約 2.3 倍である。

図 15 には、下限界の $G_{\max}$ 値と破壊靱性値 G_c の比を、 $\psi=\tan^{-1}(G_{II}/G_I)$ に対してプロットした。 $G_{\max}$ の変化とは逆に、 ψ の増加によって $G_{\max}/G_c$ は減少しており、同様の傾向はいくつかの報告例がある^{(11)(19)~(21)}。モード I では靱性値の 33% 以下の $G_{\max}$ では疲労き裂が進展しないが、モード II の下限界 $G_{\max}$ は靱性値の 15% に過ぎず、CFRP 構造の長期信頼性を確保する上では、モード II 荷重の割合が大きい場合ほど疲労き裂進展を考慮することが必要と言える。

4. 結 言

本研究では、炭素繊維/エポキシ積層板、T 800 H/#3631 の一方向強化材を用いて、モード I と II の混合モード荷重による層間はく離疲労き裂の進展試験を応力比 $R=0.2$ で行い、き裂進展の破壊力学特性に及ぼす混合モード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 G_I/G_{II} が 1.37 以下において、疲労き裂の進展速度はき裂の進展量に依存せず、最大エネルギー解放率の関数として与えられた。

(2) 個々の混合モード比で見た場合、疲労き裂進展速度 da/dN が 10^{-9} m/cycle 以上では、 da/dN が $G_{I\max}$, $G_{II\max}$, あるいは $G_{\max}$ のべき乗で近似された。べき指数はモード II 成分の割合が高いときほど小さ

Fig. 15 Relation between normalized total energy release rate and phase angle of mode mixity at fatigue threshold

い値をとった。いずれの混合モード比でも、 da/dN が 10^{-9} m/cycle 以下ではき裂が急速に停留に向かい、疲労き裂進展の下限界エネルギー解放率が存在した。

(3) da/dN と全エネルギー解放率の最大値 $G_{\max}$ の関係は、モード I が最も高進展速度側、モード II が最も低進展速度側に位置した。混合モードの結果は両者の間にあり、 G_I/G_{II} が大きいときほど高い進展速度となった。逆に、 da/dN と $G_{\max}/G_c$ の関係は G_I/G_{II} が大きいときほど低進展速度側となる。ここで、 G_c は各混合モード比における破壊靱性値を全エネルギー解放率で表した値である。

(4) き裂進展下限界での $G_{I\max}$ と $G_{II\max}$ の関係は次の直線で良く近似できた。

$$G_{I\max}/G_{I\max th} + G_{II\max}/G_{II\max th} = 1$$

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 き裂進展の下限界エネルギー解放率である。

(5) 下限界での $G_{\max}$ 値はモード II 成分の割合が高い場合ほど大きく、モード II の下限界 $G_{\max}$ 値はモード I の 2.3 倍である。逆に、下限界での $G_{\max}/G_c$ の値はモード II 成分の割合が高い場合ほど小さくなり、モード I での 33% に対してモード II では 15% に過ぎない。

本研究の実施に当たり、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いただいた。ここに記して謝意を表す。

文 献

- (1) Martin, R. H. and Murri, G. B., *ASTM STP*,

- 1059(1990), 251-270.
- (2) Prel, Y. J., Davies, P., Benzeggagh, M. L. and de Charentenay, F. -X., *ASTM STP*, 1012(1989), 251-269.
- (3) Hojo, M., Tanaka, K., Gustafson, C. -G. and Hayashi, R., *Comp. Sci. Tech.*, **29**(1987), 273-292.
- (4) Russell, A. J. and Street, K. N., *ASTM STP*, 972(1988), 259-277.
- (5) 田中啓介・田中拓・辻辰哉・山岸謙二郎, 機論, **61**-583, A (1995), 523-529.
- (6) 田中啓介・田中拓・辻辰哉・山岸謙二郎, 材料, **44** 502(1995), 960-966.
- (7) 田中拓・田中啓介・猪飼良博, 機論, **61** 583, A(1995), 530-536.
- (8) Tanaka, K. and Tanaka, H., *ASTM STP*, 1285(1997), 126-142.
- (9) Russell, A. J. and Street, K. N., *ASTM STP*, 937(1987), 275-294.
- (10) Trethewey, B. R., Jr., Gillespie, J. W., Jr. and Carlsson, L. A., *J. Comp. Mater.*, **22**(1988), 459-483.
- (11) O'Brien, T. K., Murri, G. B. and Salpekar, S. A., *ASTM STP*, 1012(1989), 222-250.
- (12) Ramkumar, R. L. and Whitcomb, J. D., *ASTM STP*, 876(1985), 315-335.
- (13) 北條正樹・Gustafson, C. G.・田中啓介・林龍一, 材料, **36**-402(1987), 222-228.
- (14) Wilkins, D. J., Eisenmann, J. R., Camis, R. A., Margolis, W. S. and Benson, R. A., *ASTM STP*, 775(1982), 168-183.
- (15) Russell, A. J. and Street, K. N., *ASTM STP*, 1012(1989), 162-178.
- (16) Mall, S., Yun, K. -T. and Kochhar, N. K., *ASTM STP*, 1012(1989), 296-310.
- (17) Reeder, J. R. and Crews, J. H., Jr., *AIAA J.*, **28** 7(1990), 1270-1276.
- (18) Reeder, J. R. and Crews, J. H., Jr., *NASA Tech. Memo.*, 102777(1991).
- (19) Sriram, P., Khourchid, Y., Hooper, S. J. and Martin, R. H., *ASTM STP*, 1230(1995), 3-18.
- (20) Kussmaul, K. and von Alberti, M., *Proc. 10th Int. Conf. Comp. Mater.*, 1(1995), 125-132.
- (21) König, M., Krüger, R., Kussmaul, K., von Alberti, M. and Gädke, M., *ASTM STP*, 1242(1997), 60-81.
- (22) Kenane, M. and Benzeggagh, M. L., *Comp. Sci. Tech.*, **57**(1997), 597-605.
- (23) 松原剛・武浩司・西川弘泰, 機講論, No. 96-10, A(1996-10), 19-20.
- (24) Sriram, P., Khourchid, Y. and Hooper, S. J., *ASTM STP*, 1206(1993), 291-302.
- (25) 北條正樹・落合庄治郎・青木隆平・伊東英孝, 機論, **61**-583, A(1995), 516-522.
- (26) Murri, G. B. and Martin, R. H., *ASTM STP*, 1156(1993), 239-256.
- (27) Kardomateas, G. A., Pelegri, A. A. and Malik, B., *J. Mech. Phys. Solids*, **43** 6(1995), 847-868.
- (28) Krüger, R. and König, M., *ASTM STP*, 1285(1997), 162-178.
- (29) 田中拓・田中啓介・辻辰哉・加藤秀崇, 機論, **65**-635, A (1999), 1504-1512.
- (30) Gustafson, C. -G., Jilkén, L. and Gradin, P. A., *ASTM STP*, 876(1985), 200-216.