

高強度 GFRP のモード III 層間はく離疲労き裂進展におよぼす 応力比の影響*

松原 剛^{*1}, 田中 啓介^{*2}

Effect of Stress Ratio on Growth Behavior of Mode III Interlaminar Fatigue Cracks in High Strength GFRP

Go MATSUBARA^{*3} and Keisuke TANAKA

^{*3}Kawasaki Heavy Industries, Ltd.,
1-1 Kawasaki-cho, Akashi-shi, Hyogo, 673-8666 Japan

The mode III crack growth tests were carried out by edge crack torsion specimens under cyclic and monotonic loadings with UD laminates (made of unidirectional laminates) and C laminates (made of unidirectional laminates and cloth laminates) of high strength glass fiber reinforced plastics (GFRP). The test results of mode III crack growth were compared with those of mode I and II. The fracture toughness, $G_{III,c}$, was nearly constant during the crack extension of about 2 mm for UD and C laminates. The fracture toughness value for UD laminates was much lower than that of C laminates. The fracture toughness increased in the order of mode I, III, and II. Fatigue crack growth tests were carried out at the stress ratios of $R=0.1$, -0.5 , and -1 . In the low growth rate region, the crack growth behavior was controlled by the range of the energy release rate, ΔG_{III} , in UD and C laminates. The threshold value of the range, $\Delta G_{III,th}$, was independent of the stress ratio in UD laminate, while, in C laminates, the value of $\Delta G_{III,th}$ at the negative stress ratio was about 1.6 times larger than at positive stress ratio. In the high growth rate region of UD and C laminates, the crack growth behavior was controlled by the maximum value of the energy release rate, $G_{III,max}$, as in the case of mode II.

Key Words: Mode III, Fatigue, Delamination, GFRP, Stress Ratio, Energy Release Rate, Crack Propagation, Interlaminar Shear, Composite Material

1. 緒 言

高強度ガラス繊維強化プラスチック (GFRP : Glass Fiber Reinforced Plastics) の積層板は, 許容ひずみに優れることからヘリコプターのブレードやハブなどに適している. しかし, 炭素繊維強化プラスチック (CFRP : Carbon Fiber Reinforced Plastics) の積層板とは異なり, 最小断面部でも厚さが 10mm を超えることが多く, 製造時の層間はく離や層間に発生するポイドなどの欠陥をなくすることが非常に困難である. そのために, 実機では初期欠陥を想定した設計が必要となる. そこで, 筆者らは GFRP の純モード I⁽¹⁾ と純モード II⁽²⁾, さらにモード I と II による混合モード⁽³⁾ の層間疲労き裂進展挙動を明らかにした.

実際の欠陥は 2次元の形状をもつ内部欠陥であるので, 積層板に面内引張り荷重が負荷された場合, 欠陥前縁にはモード II だけでなくモード III も発生する. そのため, 欠陥のき裂進展挙動を把握するためには純モ

ード II だけでなく純モード III の疲労き裂進展挙動も必要となる. さらに, 実働荷重に対応するためには, 純モード III においても純モード II と同様に疲労き裂進展挙動に及ぼす応力比の影響を把握することが重要である.

ところで, 従来提案された純モード III の試験方法では, 純モード III がき裂前縁中央部でしか成立していないため, 疲労き裂進展試験も難しく, FRP 積層板のモード III の疲労進展挙動は明らかにはなっていない^{(4) (5)}. しかし, 近年 Lee が開発した ECT (Edge Crack Torsion) 試験^{(6) (7)}は, き裂前縁部の純モード III 領域が大きく, 純モード III の試験として有用な試験方法として注目されている. Suemasu は ECT 試験方法の検討を行い^{(8) (9)}, 北條らは ECT 試験を用いて CFRP のモード III の破壊靱性値を取得している^{(11) (12)}.

そこで本研究では, まず, ECT 試験片に対して, エネルギー解放率を有限要素法 (FEM) で求めた. ついで, ECT 試験を用いて高強度 GFRP 一方向シートのみで積層した試験片および一方向シートと朱子織シートとを組み合わせて積層した試験片に対して, 破壊じん性試験と負の応力比を含む 3 種類の応力比において層間はく

* 原稿受付 2005 年 8 月 8 日.

^{*1} 正員, 川崎重工業(株)技術研究所(☎ 673-8666 明石市川崎町 1-1).

^{*2} 正員, 名古屋大学大学院工学研究科(☎ 464-8603 名古屋市千種区不老町).

E-mail: matubara@ati.khi.co.jp

離疲労き裂進展試験を行い、純モードIIIと他のモードのき裂進展挙動^①②を比較するとともに応力比の影響を評価した。さらに、一方向シート同士の層間のき裂と、一方向シートと朱子織シートとの層間のき裂進展挙動の相違についても検討した。

なお、モードIIIのき裂進展挙動についての従来の研究は、一方向シートの繊維方向とき裂進展方向が同一の場合に限定されている。一方、GFRP 積層板を実際に用いる場合、一方向シートの繊維は例えば遠心力などの支配的な荷重方向に対して積層するので、内部欠陥に生じるモードIII状態でのき裂の進行方向は、一方向シートの繊維と垂直方向である。このことから本研究では、一方向シートの繊維方向に対してき裂が垂直方向へ進展する場合の進展挙動を研究対象とした。

2. 実験方法

2.1 材料および試験片 試験片の材料は、前報^①~^③と同じ一方向シートの繊維に T ガラス、朱子織りシートの繊維に E ガラス、樹脂に 180°C 硬化の東レ製エポキシ樹脂 #3651 を用いた。試験片の積層構成は、一方向シートのみを積層した一方向積層板（以後UD板と称する）と、一方向シート4枚と8本朱子織りシート1枚を交互に積層したクロス積層板（以後C板と称する）の2種類とした。一方向シートの繊維配向角は、UD板とC板ともに試験片長手方向（き裂の進展方向と垂直な方向）とした。朱子織りシートの繊維配向角は、試験片長手方向に対し $\pm 45^\circ$ とした。両試験片の物性値は、前報^①に示した。

試験片形状を図1に示す。試験片形状はECT試験片である。試験片長さは $L=60\text{mm}$ 、厚さはUD板で $t=9.8\text{mm}$ 、C板で $t=10.3\text{mm}$ である。試験片幅 B は、45~60mm を使用した。なお、UD板の破壊じん性試験では $L=120\text{mm}$ も用いた。初期欠陥は、成形時に板厚中央に厚さ $12.5\mu\text{m}$ のポリイミドフィルムを2枚挿入することにより導入した。初期き裂長さは $a_0=5\text{mm}$ 、 10mm 、 15mm の3種類とした。

2.2 試験条件 破壊じん性試験および疲労試験ではともに電気-油圧サーボ式軸力-ねじり複合疲労試験機（容量 $\pm 100\text{kN}$ 、 $\pm 10\text{kNm}$ ）を用いた。荷重点の振り角には、試験機の振り角を用いた。破壊じん性試験は、 $1^\circ/\text{min}$ の振り速度一定で行った。疲労試験は、トルク振幅一定試験を行った。応力比 $R=0.1$ 、 -0.5 、 -1 の3種類で、繰返し速度 $f=2\sim 5\text{Hz}$ で実施した。試験環境は室温大気中である。き裂長さの計測は、破壊じん性試験の場合、試験中に試験片に目印をつけて試験終了後に200倍の光学顕微鏡を用いて両側面から計測した。

疲労試験の場合、進展量で約3mm毎に試験片を治具から取り外して破壊じん性試験と同様に計測した。また、直接計測していない部分のき裂長さは、繰返し数 $N=500$ 回毎に計測した荷重点振り角とトルクのコンプライアンスから内挿することで求めた。

2.3 エネルギー解放率 エネルギー解放率はFEM解析においてMCCI(Modified crack closure integral)法^④を適用して求めた。疲労き裂進展挙動を整理するパラメータには、最大エネルギー解放率 G_{max} とエネルギー解放率範囲 ΔG を用いた。 ΔG は、一般的に用いられる $\Delta G = G_{\text{max}} - G_{\text{min}}$ ではなく、前報^⑤と同様に荷重点範囲 ΔP の二乗に比例する以下の式で定義した。

$$\Delta G_{\text{III}} = G_{\text{III,max}} \times (1 - R)^2 = \Delta P^2 \times (G_{\text{III}} / P^2) \dots (1)$$

ここで、 G_{III} / P^2 はFEM解析により求められる単位荷重に対するエネルギー解放率である。応力比 $R=-1$ の場合、最大荷重を P_{max} とすると $\Delta P = 2 P_{\text{max}}$ となる。

3. 実験結果および考察

3.1 ECT試験方法 図1にLeeが開発したECT試験^⑥を示す。この試験片の荷重点コンプライアンス C は弾性は理論より次式^⑥で表される。ただし、 B と t と L は試験片の幅と厚さと長さ、 μ は横弾性係数、 W は荷重点の距離、 a はき裂長さを表す。

$$C = \frac{d}{P} = \frac{12W^2L}{\mu t^3(4B-3a)} \dots (2)$$

したがって、モードIIIのエネルギー解放率 G_{III} は次式で表される。

$$G_{\text{III}} = \frac{P^2}{2L} \frac{dC}{da} = \frac{18P^2W^2}{\mu t^3(4B-3a)^2} \dots (3)$$

なお、後述する負荷部にピンを用いる試験の G_{III} は、式(3)において PW を負荷トルク T に変更すれば良い。

ここでECT試験（以後オリジナル試験と称する）と、Suemasu^{①①}と同様にECT試験の負荷部にピンを用いる

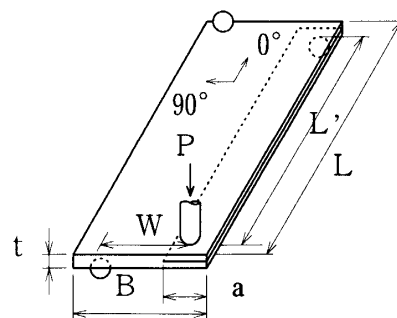


Fig.1 Edge crack torsion specimen.

試験（以後ピン試験と称する）の FEM 解析結果を示す。オリジナル試験とピン試験のモデル図を、図 2 と図 3 に示す。負荷治具およびピンを剛体でモデル化して、試験片断面の中央位置を中心に治具へトルクを荷した。試験片幅は $B=60\text{mm}$ 、荷重荷点の距離は $W=52\text{mm}$ 、 L' はオリジナル試験で 112mm 、ピン試験で 52mm と設定した。ピン荷点は試験片端面より 4mm 内側にある。ピン試験のピンは $\phi 6\text{mm}$ の鋼として、ピン荷点部とき裂面は接触を考慮したが、摩擦係数の G 値への影響は非常に小さかったので、全ての解析で摩擦係数は 0 とした。物性値には UD 板の値を用いた。

オリジナル試験の解析結果を図 4 に、ピン試験の結果を図 5 に示す。横軸はき裂前縁位置を、試験片長さ L で無次元化した値を示す。オリジナル試験では $L=120\text{mm}$ 、ピン試験では $L=60\text{mm}$ と設定した。縦軸は FEM 解析による G 値を式 (3) による G_{III} で無次元化した値を示す。図 4 のオリジナル試験の解析結果は、Li らの FEM 解析結果⁸⁾と同様に試験片端部に発生する G_{II} が G_{III} よりも大きくなった。一方、図 5 のピン試験の解析結果では端部での G_{II} 値が小さく、き裂中央部 ($X/L=0.2\sim 0.8$) では安定した G_{III} が得

られた。図 6 にオリジナル試験とピン試験によるき裂前縁中央部の無次元化した G_{III} 値と試験片幅で無次元化したき裂長さとの関係を示す。また、き裂前縁端部の無次元化した G_{II} 値も示す。オリジナル試験では、き裂長さ

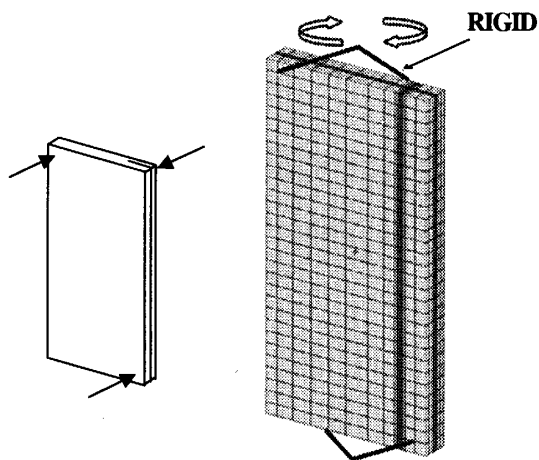


Fig.2 FEM model for original jig.

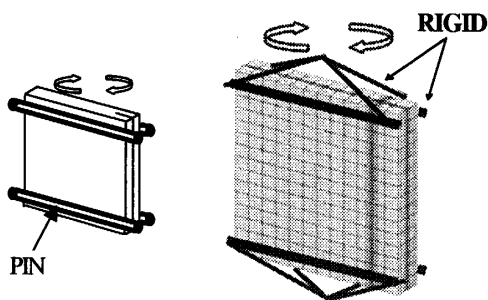


Fig.3 FEM model for pin jig.

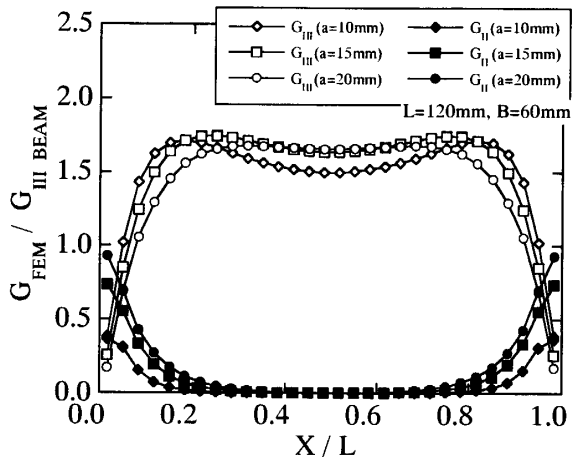


Fig.4 Relation between normalized energy release rate and normalized position from load point for original jig.

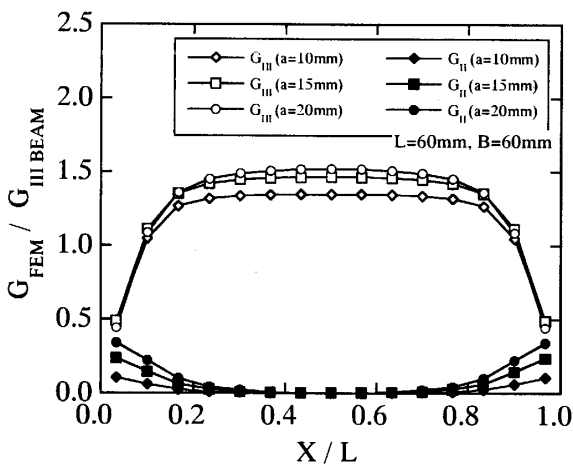


Fig.5 Relation between normalized energy release rate and normalized position from load point for pin jig.

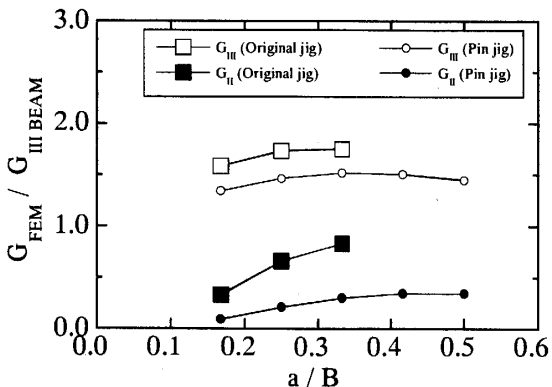


Fig.6 Relation between normalized energy release rate and normalized crack length.

に対応して G_{II} 値が大きくなるが、ピン試験では G_{II} 値の増加が非常に小さい。

本研究のUD板試験片は、き裂進展方向に対して繊維が垂直方向に配向されているためにモードIIの進展抵抗が低く、ECT試験に用いるためには端部に発生する G_{II} を極力低くすることが必要である。図5の結果から、ピン試験でも試験片端部に発生する G_{II} をなくすことはできないが、図6のき裂長さに対する G_{II} の傾向においてもピン試験がオリジナル試験に較べて本研究の試験に有効であることがわかる。そこで、破壊じん性試験は、両試験の違いを検討するためにオリジナル試験も実施したが、疲労試験ではピン試験で実施した。

3・2 一方積層板とクロス積層板における破壊じん性

破壊じん性試験におけるUD板のトルク T と角度 θ の関係を図7に示す。オリジナル試験の初期き裂 $a_0=10\text{mm}$ と 15mm の試験片、ピン試験の $a_0=5\text{mm}$ の試験片の結果を示す。ピン試験では、き裂進展の途中で荷重の負荷除荷を実施した。また、試験片がモードIIIによる面内せん断破壊の後、試験片端部のモードIIによる面外せん断破壊を起こした位置を○で表す。面外せん断破壊の状況を、図中に写真で示す。両試験ともに $T-\theta$ 線図は非線形挙動を示したが、面外せん断が起きるまでき裂は安定的に進展した。なお、鋼板をオリジナル試験とピン試験で、それぞれトルクを負荷すると線形性を示したが、き裂のないUD板とC板は非線形性を示した。したがって、試験片の非線形挙動は材料特性による。

オリジナル試験の $a_0=10\text{mm}$ の試験片では $a=14\text{mm}$ までき裂は層間を進展したが、 $a=14\text{mm}$ で面外せん断破壊を起こした。 $a_0=15\text{mm}$ の試験片では、き裂は層間に進展せずに面外せん断破壊を起こした。ピン試験でもFEM解析の結果に反して、面外せん断破壊を起こす無次元き裂長さはオリジナル試験より長くなっていない。この原因は、ピン試験片表面端部に試験後ピンのめり込み痕が観察されたことから、破壊じん性試験では負荷トルクが大きくピン試験もオリジナル試験と同様に集中荷重となったためと推定される。なお、後述するピン試験による疲労試験では、ピンのめり込み痕は非常に小さくなった。

図8にき裂長さ a を試験片幅 B で無次元化した値と破壊じん性値 G_{IIC} の関係を示す。破壊じん性試験は全ての試験片で、面外せん断破壊を起こすまでき裂を進展させた。なお、じん性試験終了後に試験片をモードIで静的破壊したところ、オリジナル試験片ではき裂前縁は水平であったが、ピン試験片ではUD板で1mm程度、C板では3~4mm程度のトンネリングを起こし

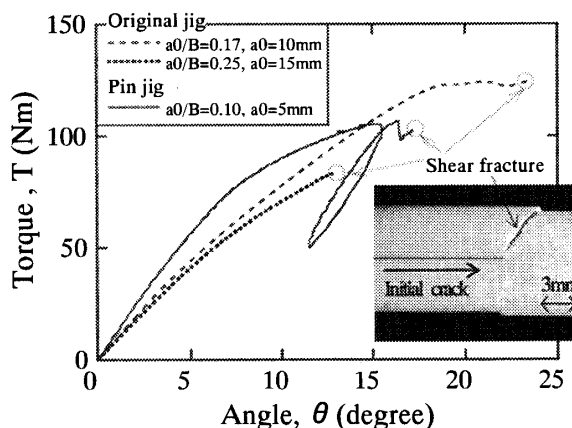


Fig.7 Relation between torque and angle for fracture test.

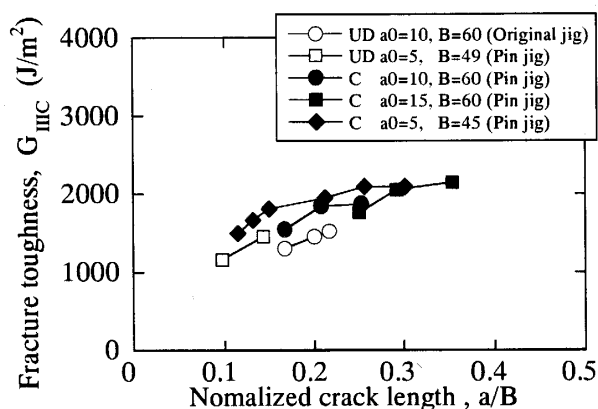


Fig.8 Relation between fracture toughness and normalized crack length.

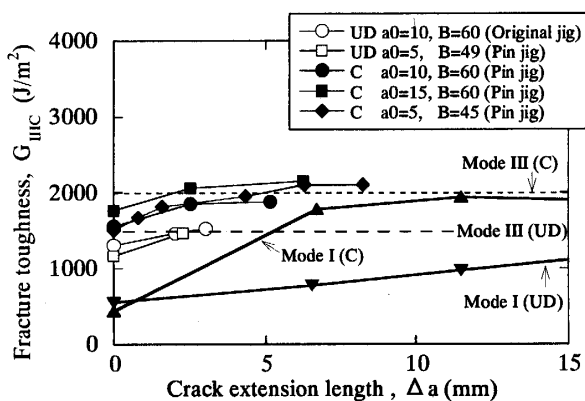


Fig.9 Relation between fracture toughness and crack extension length.

ていた。そこで、ピン試験のき裂長さは、き裂前縁中央部の長さを用いた。また、ピン試験の破壊じん性値の算出には、集中荷重を考慮してオリジナル試験のFEM解析結果を用いた。図8よりC板の破壊じん性値は、初期き裂長さに関係なく進展開始直後はやや増加するが、すぐに一定値となることがわかる。

図 9 にき裂進展量 Δa と G_{IIIc} の関係を示す。図中には $\Delta a=2\text{mm}$ 以上の破壊じん性値の平均値を、UD 板は実線で、C 板は破線で示す。図中には比較のために UD 板と C 板のモード I のデータも示す。モード I では繊維架橋によりじん性値が増加するが、モード I の C 板では $\Delta a=7\text{mm}$ 程度、UD 板では $\Delta a=30\text{mm}$ 程度で一定となる。一方、モード III の C 板では $\Delta a=2\text{mm}$ 程度で一定となる。UD 板については、 $\Delta a=3\text{mm}$ 以上でのデータが取得できなかったが、モード III の UD 板と C 板の破面からは繊維架橋が観察されなかったため、C 板と同様に一定となると推定される。なお、両板ともに初期き裂であるポリイミドフィルムの先端に樹脂リッチ領域は観察されず、 $\Delta a=2\text{mm}$ までのじん性値の上昇の原因は明らかではない。

図 10 に各モードでの破壊じん性値⁽¹⁾⁽²⁾を示す。棒グラフは平均値で、括弧の数字は試験数を表す。棒グラフの範囲は、ばらつきの範囲を示す。モード I の値は、 $\Delta a=0\text{mm}$ の値である。モード III の値は、 $\Delta a=2\text{mm}$ 以上の平均値である。図中には参考のために、UD 板のき裂進展方向と繊維方向が同一である場合のモード III 破壊じん性値をモード II の値より推定した値も示す。なお、推定方法の詳細は付録に示す。UD 板と C 板を比較すると、モード I のじん性値がほぼ等しいのに対して、モード II では C 板が 2 倍と高くなる。モード III においては UD 板のじん性値 $G_{IIIc}=1478\text{ J/m}^2$ 、C 板のじん性値 $G_{IIIc}=1989\text{ J/m}^2$ となる。C 板のじん性値は UD 板の 1.34 倍でモード II ほどの差はない。

ところで積層板毎にモード間の破壊じん性値を比較すると、両板ともにモード I、モード III、モード II の順で大きくなる。UD 板のき裂進展方向と繊維方向が一致する場合のモード III のじん性値はモード II よりも高くなることが予想される。このことは、モード III の場合、き裂進展方向と繊維方向の角度差があるほど、じん性値が低下することを意味する。この傾向は、影山ら⁽⁴⁾ および尾野ら⁽⁵⁾ の CFRP におけるモード I とモード II の結果とは逆の傾向を表している。

3.3 一方向積層板における疲労き裂進展挙動 UD 板のき裂進展速度 da/dN とエネルギー解放率範囲 ΔG_{III} の関係を図 11(a) に、 da/dN を最大エネルギー解放率 $G_{III\max}$ で整理した場合の関係を図 11(b) に示す。両図ともに、実線は応力比ごとの最小二乗回帰線である。破線と一点鎖線は、UD 板のモード II とモード I の進展挙動の回帰線⁽¹⁾⁽²⁾を示す。モード I の進展挙動は、繊維架橋の影響を除いた進展挙動である⁽¹⁾。なお、応力比 $R=0.1$ の試験では、き裂前縁部でトンネリングが生じており、き裂進展中はトンネリングの形状が変わらないも

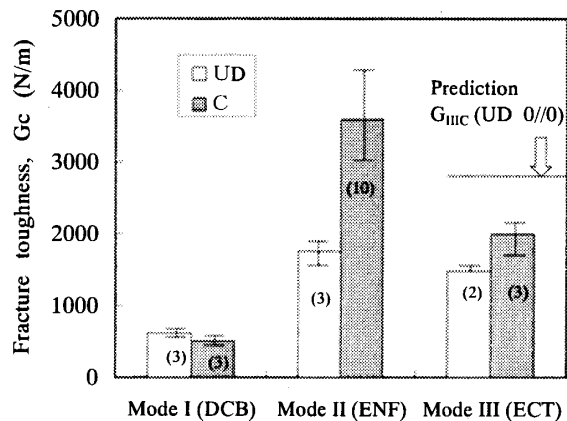


Fig.10 Comparison of fracture toughness at three modes.

のとして G_{III} はき裂前縁中央部の長さで算出した。

図 11(a) の da/dN と ΔG_{III} の関係において、モード III のき裂進展挙動はモード II の進展挙動と同様に各応力比でべき乗則が成立しており、低応力比になるほどべき乗則の傾きが小さくなる。さらにモード II と同様に下限界近傍で 1 点に集まっており、モード III の進展挙動もモード II と同様に da/dN が遅いときには ΔG_{III} に支配されることがわかる。このときの下限界値は、モード II の $\Delta G_{IIIc}=217\text{ J/m}^2$ に対して $\Delta G_{IIIc}=264\text{ J/m}^2$ である。モード III の破壊じん性値はモード II よりも低いのに、モード III の下限界値はモード II よりも高い。一方、 $R=0.1$ の各モードの進展抵抗を比較すると、モード III はモード II に近い進展抵抗を表し、モード I よりも大きい進展抵抗を示す。

図 11(b) の da/dN と $G_{III\max}$ の関係において、モード III のき裂進展抵抗は各応力比でモード II の抵抗と同程度となり、高応力比になるほど進展抵抗が大きくなる。また、下限界と同様に上限界でも 1 点に向かう傾向を示しており、 da/dN の速いときには $G_{III\max}$ に支配されることが推定される。

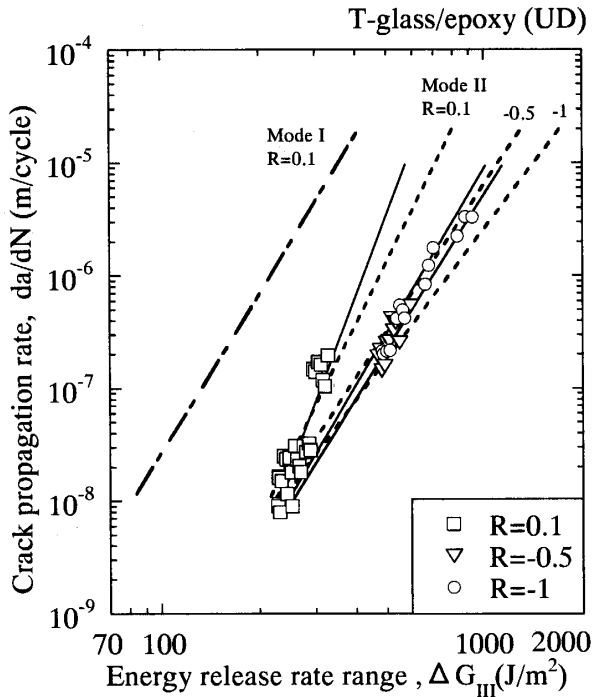
UD 板のモード III のき裂進展挙動におよぼす応力比の影響が、モード II と同じ傾向を示すことは、破面観察の結果からも裏付けられる。モード I のき裂が樹脂を破壊しながら進展するのに対して、モード III の破面では、モード II と同様にき裂が繊維界面を進展する様相が観察されて、ミクロ的にも同様な様相となった。

3.4 クロス積層板における疲労き裂進展挙動 C 板の da/dN と ΔG_{III} の関係を図 12(a) に、 da/dN を $G_{III\max}$ で整理した場合の関係を図 12(b) に示す。 $R=0.1$ の試験では UD 板と同様にトンネリングが生じており、き裂前縁中央部の長さで G 値を算出した。両図の実線は、応力比毎の最小二乗回帰線である。破線と一点鎖線は、それぞれ C

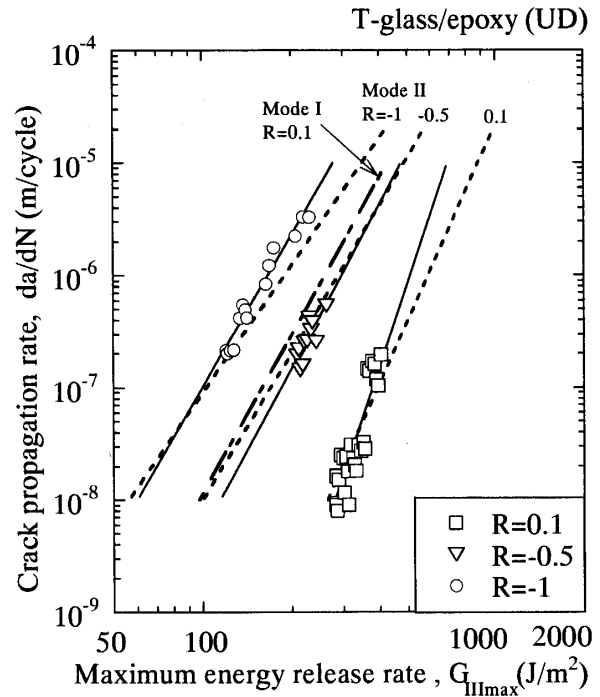
板のモード II とモード I の進展挙動の回帰線⁰⁾を示す。モード I の進展挙動は、UD 板と同様に繊維架橋の影響を除いた進展挙動である⁰⁾。なお、朱子織りシートの織目は平織と異なり対称ではないので、負荷方向の進展抵抗への影響を考慮して、 $R=0.1$ では一方向材の界面側を負荷する場合と朱子織り材の界面側を負荷する場合の試

験を行なったが、進展抵抗に差はなかった。

図 12(a) の da/dN と ΔG_{III} の関係において、C 板のモード III でも UD 板と同様に各応力比でべき乗則が成立している。破線で示すように C 板のモード II では、UD 板のモード II とは異なり応力比の正負で異なる下限界に収束する。モード III の下限界をモード II と同様に $da/dN=1.0$

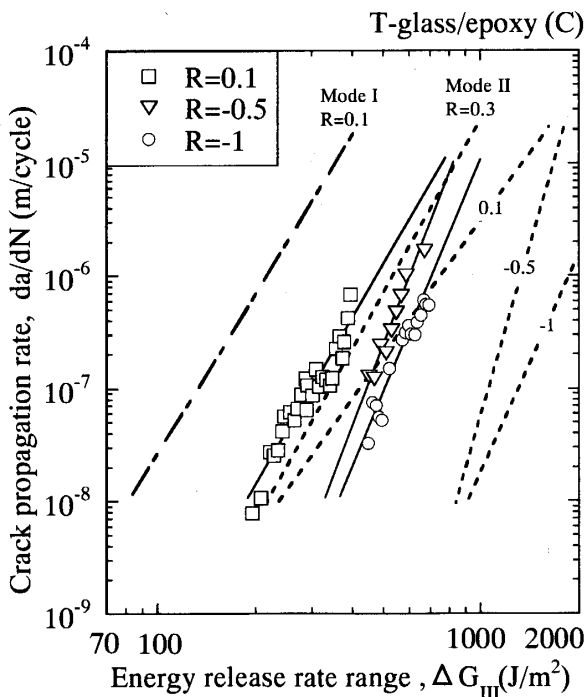


(a) da/dN vs. ΔG_{III}

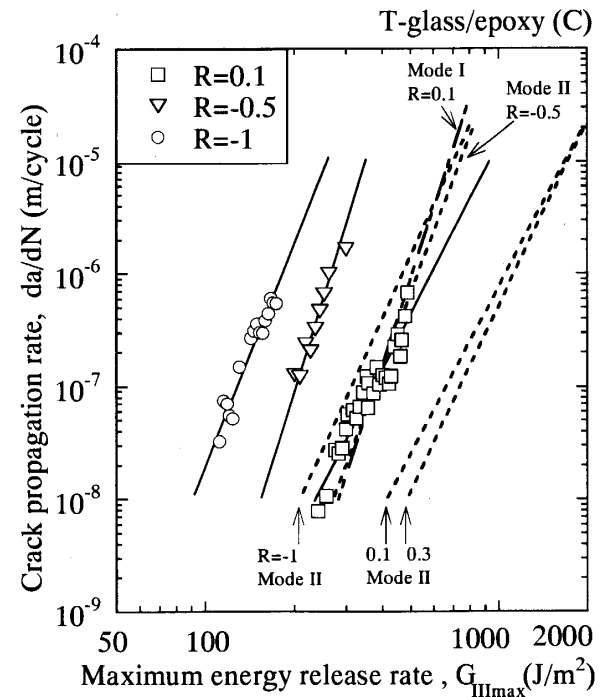


(b) da/dN vs. $G_{III\max}$

Fig.11 Relation between crack propagation rate and energy release rate for UD specimens.



(a) da/dN vs. ΔG_{III}



(b) da/dN vs. $G_{III\max}$

Fig.12 Relation between crack propagation rate and energy release rate for C specimens.

$\times 10^{-6}$ m/cycle と設定すると、モード III の応力比負の下限界は、モード II の負の場合ほど明確には収束していないが、 $R=0.1$ の下限界とは明らかに異なる。UD 板のモード II とモード III の進展挙動が相似であることも考慮すると、応力比が正の条件では $R=0.1$ のデータしかないが、C 板のモード III の場合もモード II と同様に応力比の正負で下限界が異なると推定される。また、C 板のモード II と同様に、応力比の負においては低応力比になるほどべき乗則の傾きが小さくなる。C 板のモード II における応力比正の下限界は $\Delta G_{III} = 229 \text{ J/m}^2$ 、負の場合 $\Delta G_{III} = 881 \text{ J/m}^2$ で、負の下限界値は正の場合の 3.8 倍であるのに対して、モード III における応力比正の下限界は $\Delta G_{III} = 242 \text{ J/m}^2$ 、負の場合 $\Delta G_{III} = 339 \text{ J/m}^2$ で負の下限界値は正の場合の 1.4 倍と小さい。UD 板のモード II とモード III の進展抵抗が同じ程度であるのに対して、C 板のモード III の進展抵抗はモード II に比べて低く、特に応力比が負の場合の差が顕著で、応力比が小さくなるほどモード II に比べて小さくなる。なお、モード III とモード II の下限界値と破壊じん性値の関係は、UD 板とは異なり両者ともにモード II が高くなった。 $R=0.1$ の各モードの進展抵抗を比較すると、モード II、モード III、モード I の順に進展抵抗が小さくなる。

図 12 (b) の da/dN を $G_{III, \max}$ の関係において、破線で示すように C 板のモード II では、応力比の正負で異なる上限界に収束する傾向が見られる。C 板のモード III においても応力が負の場合は、上限界に収束する傾向が見られる。また、 $R=0.1$ については応力が負の上限界の値には収束しないことがわかる。 da/dN と $G_{III, \max}$ の関係においても、C 板のモード III はモード II と同様な傾向を示す。

3.5 一方向積層板とクロス積層板の疲労き裂進展挙動の比較

図 13 に UD 板と C 板の da/dN と ΔG_{III} のべき乗則の最小二乗帰直線を示す。モード II のべき乗則の傾きは、応力比が正のときには UD 板が大きく、応力比が負のときには C 板が大きくなる⁹⁾。モード III の場合も、同じ傾向となっていることがわかる。

モード II の下限界は、UD 板において $\Delta G_{III} = 217 \text{ J/m}^2$ 、C 板の応力比正の下限界 $\Delta G_{III} = 229 \text{ J/m}^2$ 、負の下限界 $\Delta G_{III} = 881 \text{ J/m}^2$ と大きくなった。一方、モード III では、C 板の応力比正の下限界 $\Delta G_{III} = 242 \text{ J/m}^2$ 、UD 板の $\Delta G_{III} = 264 \text{ J/m}^2$ 、C 板の応力比負の下限界 $\Delta G_{III} = 339 \text{ J/m}^2$ と大きくなり、その大ききの順序は異なった。

C 板のモード II で応力比負の場合、き裂は朱子織シートの界面を進展しており、朱子織シートの織目に沿うことでき裂が屈曲して進展抵抗が増大する⁹⁾。一方、C 板のモード III の応力比負の場合、朱子織シートの界面を進展

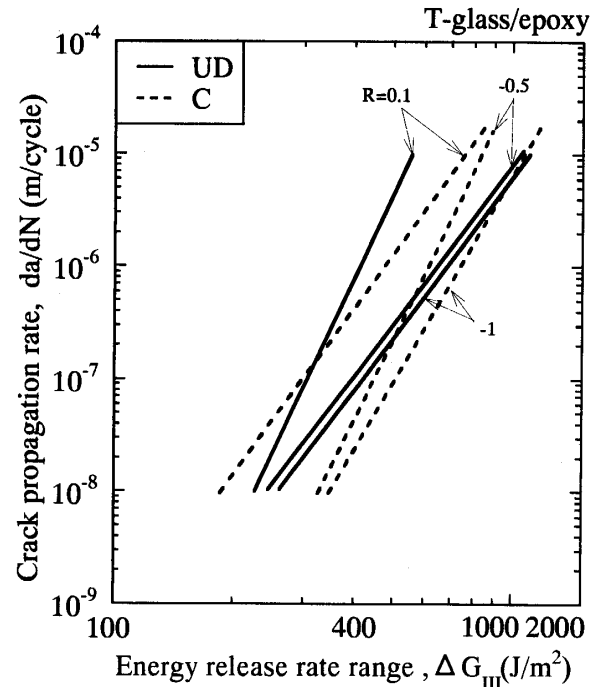


Fig.13 Relation between crack propagation rate and energy release range.

展するが、破面に残る織構造の痕がモード II ほど明確ではなく、モード II ほどにはき裂が屈曲しなかったことが進展抵抗の差として表われたと推定される。

4. 結言

高強度 GFRP 一方向シートで積層した積層板 (UD 板) と、高強度 GFRP 一方向シートと GFRP 朱子織シートとを組み合わせた積層板 (C 板) とを用いて、モード III の破壊じん性試験および負の応力比を含む 3 種類の応力比で層間はく離疲労き裂進展試験を行い、以下の結論を得た。

- (1) UD 板と C 板の破壊じん性試験片の破面は、繊維架橋は観察されずに、C 板の破壊じん性値は初期き裂から進展量 $\Delta a = 2\text{mm}$ 以上で一定値となった。
- (2) UD 板と C 板の破壊じん性値は、ともにモード I、モード III、モード II の順で高くなった。また、各モードにおける両板の破壊じん性値の比率はモード I、モード III、モード II の順で大きくなった。
- (3) UD 板のモード III のき裂進展挙動はモード II と同様に、進展速度の遅い領域で ΔG_{III} に支配されて速い領域では $G_{III, \max}$ に支配される。また、応力比に依存しない ΔG_{III} が存在する。
- (4) C 板のモード III のき裂進展挙動もき裂進展速度の遅い領域では ΔG_{III} に支配されて、速い領域では $G_{III, \max}$ に支配される。しかし、応力比が負のときの ΔG_{III} は正の場合

の ΔG_{III} に較べて1.4倍大きい。

(5) UD板のモードIIIの疲労き裂進展抵抗は、各応力比でモードIIと同程度となる。一方、C板のモードIIIの疲労き裂進展抵抗は、応力比が小さくなるほどモードIIに比べて小さくなった。

付 録

き裂進展方向とき裂面の繊維方向が一致している場合についての CFRP の破壊じん性値⁽⁶⁾と本研究のUD板の破壊じん性値⁽¹⁾⁽²⁾を表1に示す。 G_{IC}/G_{IIC} の比はCFRPとGFRPでほぼ一致している。そこで、 G_{III}/G_{IIC} の比も等しいと仮定して、UD板の G_{IIC} に G_{III}/G_{IIC} の平均値1.60をかけることで G_{III} を推定する。その結果、UD板の G_{III} は2795J/m²となる。

Table 1 Fracture toughness values for mode I, II and III.

Material	G_{IC}	G_{IIC}	G_{III}	unit: J/m ²		tested by
				$\frac{G_{IC}}{G_{IIC}}$	$\frac{G_{III}}{G_{IIC}}$	
IM6/R914	180	490	920	0.37	1.88	Lee, S.M. (6)
IM6/R6376	290	700	1030	0.41	1.47	
T500/R914	220	500	930	0.44	1.86	
T500/R922	170	600	840	0.28	1.40	
T500/R6376	280	660	1210	0.42	1.83	
G40-800/R6376	322	1060	1419	0.30	1.34	
UT500/111	145	563	794	0.26	1.41	Hojo (11)
Ave.				0.36	1.60	
T-glass/#3651	613	1747	(2795)	0.35	-	Matsubara (1)(2)

参 考 文 献

- (1) Matsubara, G., Ono, H. and Tanaka, K., Effect of Fiber Bridging on Growth Behavior of Mode I Interlaminar Fatigue Cracks in High Strength GFRP, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, 70-695 (2004), 928-935.
- (2) Matsubara, G., Ono, H. and Tanaka, K., Effect of Stress Ratio on Growth Behavior of Mode II Interlaminar Fatigue Cracks in High Strength GFRP, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, 70-692 (2004), 580-587.
- (3) Matsubara, G., Nishikawa, H., Nihei, K. and Tanaka, K., Mode-Mixty

- Effect on Growth Behavior of Interlaminar Fatigue Cracks in High Strength GFRP, Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A, 70-700 (2004), 1733-1740
- (4) Martin, R.H., Evaluation of the Split Cantilever Beam for Mode III Delamination Testing, ASTM STP 1110, (1991), 243-266
- (5) Sharif, F., Kortschot, M. T. and Martin, R.H., Mode III Delamination Using a Split Cantilever Beam, ASTM STP1230, (1995), 89-99
- (6) Lee, S.M., An Edge Crack Torsion Method for Mode III Delamination Fracture Testing, Journal of Composite Technology & Reserch, Vol. 15, No. 3, (1993), 193-201
- (7) Li, J. and O' Brien, T.K., Simplified data reduction Methods for the ECT Test for Mode III interlaminar Fracture Toughness, Journal of Composite Technology & Reserch, Vol. 18, No. 2 (1996), 96-101
- (8) Li, J., Lee, S.M., Lee, E.W and O' Brien, T.K., Evaluation of the Edge Crack Torsion (ECT) Test for Mode III interlaminar Fracture Toughness of Laminated Composites, Journal of Composite Technology & Reserch, Vol. 19, No. 3 (1997), 174-183
- (9) Suemasu, H., On Edge Crack Torsion Test Method to Measure Mode III interlaminar Fracture Toughness of Composite Laminates, Collect Technical Papers of AIAA Structure & Structure Dynamic Materials Conference, Vol. 39 (1998), 2625-2632
- (10) Suemasu, H., An Analytical Study on Edge Crack Torsion Test Method, Proceedings of First Asian-Australasian Conference on Composite Materials, (1998), 715-1-715-4
- (11) Ishizuka, T., Matsuda, S., Hojo, M. and Otiai, S., Meso Examination of Mode III interlaminar Fracture Mechanism of a CFRP Laminated Plate, Kansai Gakuseikai Heisei 9 Nenndo Sotugyokenkyuu Koen Ronbunshu, (Proceedings of the Japan Society of Mechanical Engineers), (1998), 63
- (12) Matsuda, S., Hojo, M., Otiai, S. and shizuka, T., Mode III Interlaminar Fracture Toughness of CFRP Laminate by ECT, Gaguyutu koenkai Ronbunshu, (Proceedings of the Society of Materials Science, Japan) Vol. 47 (1998), 375-376
- (13) Rybicki, E.F. and Kannine, M.F., A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors by a Modified Crack Closure Integral, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 9 (1977), 931-938
- (14) Chou, I., Kimpara, I., Kageyama, K. and Ohsawa, I., Effect of Fiber Orientation on Mode I and Mode II Interlaminar Fracture Toughness of CFRP Laminates, Journal of the Japan Society for Composite Materials, Vol. 19, No. 3 (1993) 109-119
- (15) Ono, H., Matsubara, G., Nishikawa, H. and Bandou, S., Development of strength evaluation method of the composite material and application to the aircraft, Kawasaki Technical Review, No. 151 (2002), 12-15