

高強度 GFRP のモード II 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}, 尾野 英夫^{*2}, 田中 啓介^{*3}

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

Go MATSUBARA^{*4}, Hideo ONO and Keisuke TANAKA

^{**}KAWAJU TECHNO SERVICE CORP.,

3-1 Kawasaki-cho, Akashi-shi, Hyogo, 673-0014 Japan

The mode II fatigue crack growth behavior from delamination was investigated 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). Fatigue crack growth tests were carried out by end notched flexure specimens at the stress ratios $R=0.3, 0.1, -0.5$, and -1 . In UD laminates, the threshold of energy release rate range, ΔG_{IIth} , of fatigue crack growth was independent of the stress ratio. In C laminates, the ΔG_{IIth} value at negative stress ratios was about four times of that at positive stress ratios. In C laminates, a fatigue crack propagated along the interface of the unidirectional laminate at positive stress ratios, while along the interface of the cloth laminate at negative stress ratios. When the stress ratio was negative, the fracture surface of C laminates was rough because of the resin rich area of fabric crossing, and this roughness shielded the crack tip, restricting the shearing deformation near the crack tip. Thus the crack growth resistance of C laminates at negative stress ratios is much larger than that at positive stress ratios.

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

1. 結 言

高強度ガラス繊維強化プラスチック (GFRP: Glass Fiber Reinforced Plastics) は, 炭素繊維強化プラスチック (CFRP: Carbon Fiber Reinforced Plastics) に比べ剛性が低く, 許容ひずみが大いことから, ヘリコプターのハブなどの変位支配型部品に適している。

CFRP 積層板では層間強度が弱いために, 衝撃荷重を受けた場合, 層間はく離を発生して圧縮強度を低下させることが知られており, 層間はく離特性に関する研究が数多く報告されている^{①-④}。一方, 高強度 GFRP 積層板では層間破壊じん性値が高く, また, 強度部品となる面材としての使用が少ないために衝撃後圧縮強度が問題になることは少ない。しかし, CFRP 積層板では実際に用いられる厚さが最大でも 10mm 程度であるのに対し, ヘリコプターの GFRP 積層板製ハブでは最小断面部でも 30mm の厚さとなる。この厚さのために GFRP 積層板では, 製造時に層間はく離や層間に発生するボイドなどの初期欠陥をなくすることが難しく, 初期欠陥を許容した状態での使用が避

けられない。このことから, GFRP 積層板においても層間はく離の特性を把握することが重要となる。

GFRP 積層板製ハブは, ブレードの上下方向運動 (フラップ運動) を許容する部品で, ハブに層間欠陥があった場合, モード II の両振りを含む実働荷重に耐える必要がある。したがって, 高強度 GFRP 積層板のモード II 層間疲労き裂進展における応力比の影響を把握することは実用上, 非常に重要となる。ところで CFRP 積層板の製造においては, 通常一方向シートを配向積層するか, もしくは織物シートだけで積層する。これに対して高強度 GFRP 積層板は, 例えば遠心力方向に対して一方向シートを一方向に積層するか, もしくは一方向シートと織物シートとを合わせて積層する。したがって, GFRP 積層板での層間はく離は, 一方向シート同士の層間だけでなく, 一方向シートと織物シートの層間の場合も存在する。

そこで本研究では, 高強度 GFRP 一方向シートのみで積層した試験片と, 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, 負の応力比を含む 4 種類の応力比でモード II 層間はく離疲労き裂進展試験を行い, 一方向シート同士の層間はく離と, 一方向シートと朱子織シートとの層間はく離の進展挙動の違いを評価した。さらに, 試験片

* 原稿受付 2003年6月23日。

^{*1} 正員, 川重テクノサービス(株) (☎673-0014 明石市川崎町3-1)。

^{*2} 正員, 川崎重工業(株)技術研究所 (☎673-8666 明石市川崎町1-1)。

^{*3} 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

破面の観察を行い、き裂進展の破壊形態の違いを検討した。

2. 実験方法

2.1 材料および試験片 試験に用いた材料は、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、樹脂はともに 180°C 硬化の東レ製エポキシ樹脂 # 3651 を用いた。積層構成は、一方向シートだけの一方向積層板 (以後 UD 板と記す。) と、一方向シート 4 枚と 8 本朱子織りシート 1 枚を交互に重ねるクロス積層板 (以後 C 板と記す。) とした。両積層層の物性値を表 1 に示す。UD 板と C 板における一方向シートの繊維方向は、試験片長手方向とした。朱子織りシートの繊維方向は、試験片長手方向に対し $\pm 45^\circ$ とした。図 1 に繊維のみの朱子織りシートを示す。図中の 0° が、試験片長手方向である。

試験片形状は図 2 に示す ENF (End Notched Flexure) 試験片で、幅 $B=13\text{mm}$ 、厚さは、UD 板で $2h=9.5\text{mm}$ 、C 板で $2h=10.3\text{mm}$ である。初期欠陥は、成形時に板厚中央に厚さ $12.5\ \mu\text{m}$ のカプトンフィルムを挿入することにより導入した。

2.2 疲労試験条件 疲労試験は電気-油圧サーボ式疲労試験機 (容量: 100kN) に容量 5 kN の低容量ロードセルを装着して、荷重漸減試験と荷重振幅一定試験の 2 種類を行った。

Table 1 Mechanical properties of materials.

Specimen type	Unidirectional laminate	Cloth laminate	
Glass fiber	T-glass	T-glass (UD*) E-glass (C**)	
Epoxy resin	# 3651	# 3651	
Stacking sequence	$0^\circ_{13} // 0^\circ_{13}$	$(0^\circ_4 / \pm 45^\circ)_3 // 0^\circ_4 / (\pm 45^\circ / 0^\circ_4)_2$	
Constitution of laminate	$0^\circ : \text{UD}^*$	$0^\circ : \text{UD}^*, \pm 45^\circ : \text{C}^{**}$	
Elastic constants	E_1 (GPa)	55.4	50.0
	E_2 (GPa)	13.4	14.8
	G_{12} (GPa)	7.3	7.8
	ν_{12}	0.29	0.29
Mode II interlaminar fracture toughness G_{IIc} (J/m^2)	1747	3757	

UD*: Unidirectional lamina C**: Cloth lamina

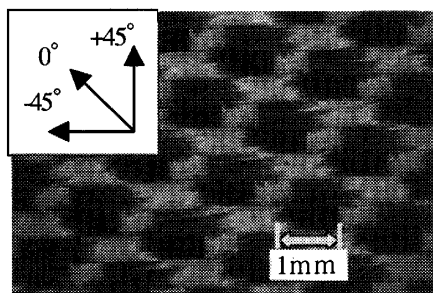


Fig.1 8 harness satin

試験条件は、繰返し速度 $f=3\sim 10\text{Hz}$ 、応力比 $R=0.3, 0.1, -0.5, -1$ の 4 種類とした。試験環境は室温大気中である。荷重漸減試験は ASTM E647-00 に従い、荷重を段階的に減少させた。荷重の減少率は、き裂進展速度が 10^{-8}m/cycle 以上では 8%、 10^{-8}m/cycle 以下では 4% とした。き裂長さの測定は、光学顕微鏡 (200 倍) を用いた試験片両側面からの測定と、試験機変位と荷重のコンプライアンスを用いる自動測定とを併用した。試験治具を図 3 に示す。治具は、試験片を上下からピンで挟み、試験片の変形に合わせて治具が回転するようにベアリングで支持した。

C 板の試験片では、き裂を異なるシートの層間に進展させるため、負荷荷重の方向と試験片の上下によりき裂の進展するシート界面が異なる。そこで、応力比毎の進展挙動を調べる試験では、初期欠陥の上側を一方向シート、下側を朱子織りシートとなるように試験片をセットして、正の応力比では、図 4 のようにき裂が一方向シート界面を進展する方向に荷重を負荷した。

また、C 板のき裂進展挙動には応力比の正負により大きな差が認められたため、その後の一部の試験ではき裂進展経路の影響を検討するため、試験片の上下を逆にして、正の応力比でき裂が朱子織りシート界面を進展するように荷重を負荷した。さらに、応力比の違いによる進展抵抗の違いを検討するため、応力比を $R=0.1$ から -1 、その後 0.1 に戻すという変動試験を行ったが、このときは応力比が正のとき、き裂が一方向シート界面を進展するように荷重を負荷した。

2.3 エネルギー解放率 エネルギー解放率は FEM 解析結果に MCCI (Modified Crack Closure Integral) 法を

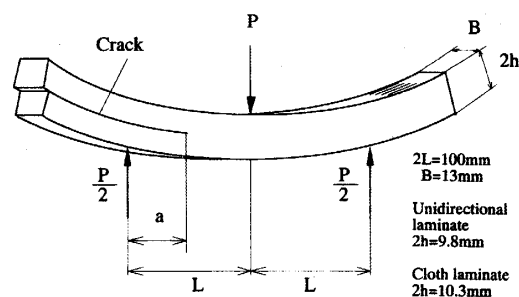


Fig.2 ENF specimen.

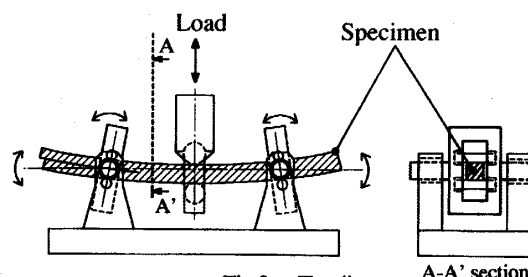


Fig.3 Test jig.

用いて求めた。疲労き裂進展挙動を整理するパラメータには、エネルギー解放率範囲 ΔG_{II} を用いた。 ΔG_{II} は、一般的に用いられている $\Delta G_{II} = G_{max} - G_{min}$ ではなく、荷重範囲 ΔP の二乗に比例する以下の式で定義した。

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

ここで、 (G_{II}/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 $\Delta P = 2P_{max}$ と

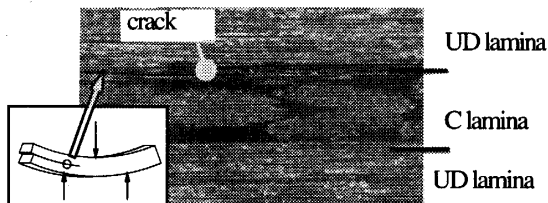


Fig.4 Direction of crack propagation for positive stress ratio.

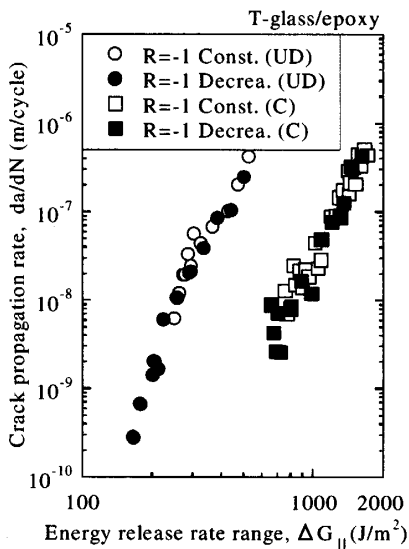
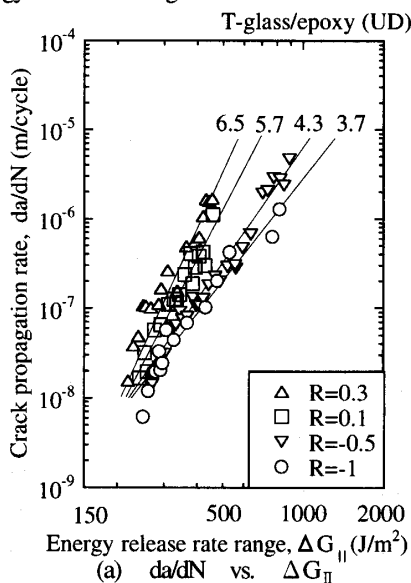


Fig.5 Relation between crack propagation rate and energy release rate range for $R = -1$.



(a) da/dN vs. ΔG_{II}

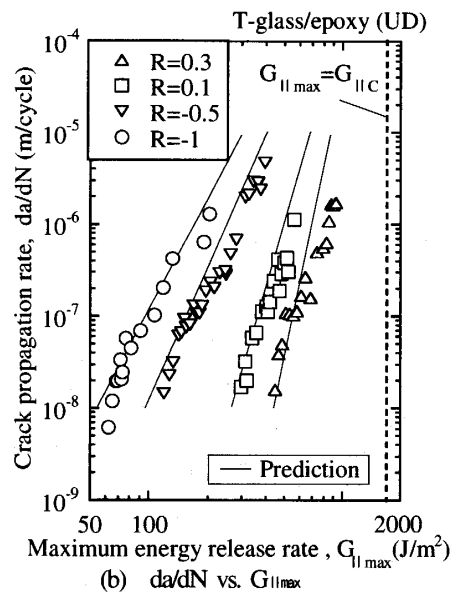
なる。なお、一般に用いられている ΔG_{II} の定義は物理的意味に乏しい。本研究の FRP においてもき裂先端近傍には塑性変形が生じていることが予想され、この塑性変形に対応するパラメータとして式 (1) の定義を採用した。これは金属における ΔJ に当たる。

2・4 破面観察 UD板とC板、さらに応力比毎の破壊形態の違いを検討する。試験片は疲労試験終了後、静的に破断させて破面に金蒸着を施し、走査型電子顕微鏡 (SEM: Scanning Electron Microscopy) を用いて破面観察を行った。

3. 実験結果および考察

3・1 一方向積層板におけるき裂進展挙動 き裂面間の繊維架橋がき裂進展挙動に及ぼす影響を確認するため、UD板とC板について応力比 $R = -1$ で荷重漸減試験と荷重一定試験を実施した。図5にき裂進展速度 da/dN とエネルギー解放率範囲 ΔG_{II} との関係を示す。繊維架橋の影響がある場合、漸減試験と一定試験の結果は一致しないが⁽⁶⁾、本試験結果では一致しており、本材料のモード II 層間疲労き裂進展においては繊維架橋の影響はほとんどないことが確認される。

図6 (a) にUD板の種々の応力比に対する da/dN と ΔG_{II} の関係を示す。各応力比で、 da/dN と ΔG_{II} の間にべき乗則が成立しており、図中に示すように最小二乗回帰線とべき乗則の傾きの値は高応力比ほど大きくなる。また、下限界近傍では1点に集まっている。このときの下限界値は、 $\Delta G_{II} = 217 J/m^2$ である。なお、この傾向は CFRP において報告されている結果⁽¹⁾と同様であるが、下限界値は CFRP では $70 J/m^2$ 程度であり、GFRP の方が高い。



(b) da/dN vs. $G_{II,max}$

Fig.6 Relation between crack propagation rate and energy release rate for UD specimens.

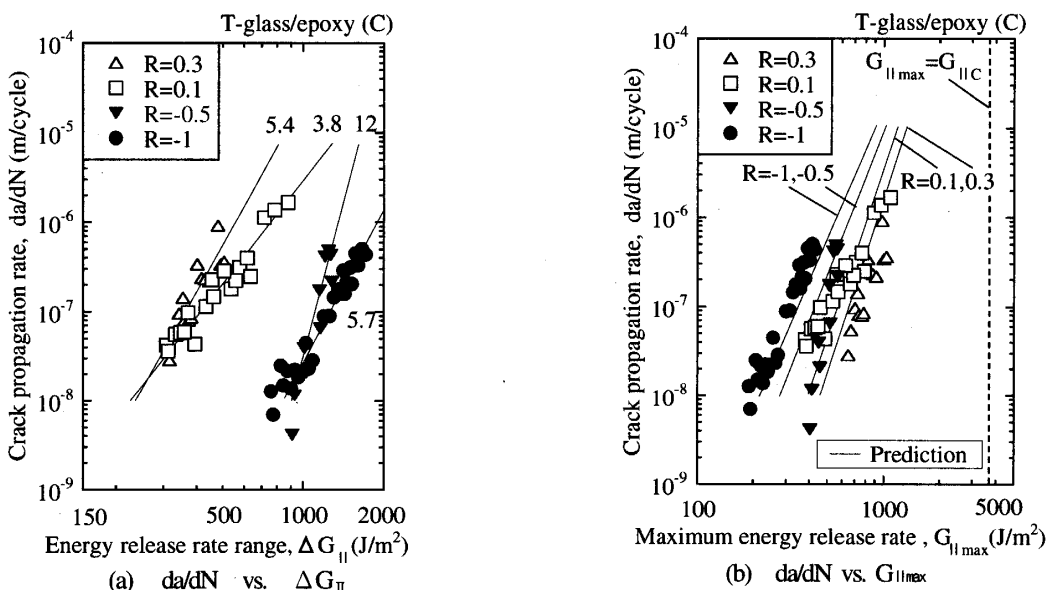


Fig.7 Relation between crack propagation rate and energy release rate for cloth specimens.

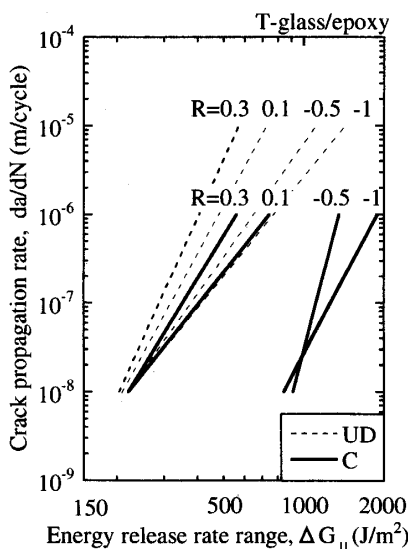


Fig.8 Relation between crack propagation rate and energy release rate range.

図 6 (b) に UD 板の da/dN と最大エネルギー解放率 $G_{II,max}$ の関係を示す。図中の実線は、田中ら⁽¹⁾の提案している CFRP 一方向積層板における Mode II 層間疲労き裂進展挙動の推定式を用いて、本材の各応力比の進展挙動を推定した線である。推定式は、次式のように表される。

$$da/dN = V_L (\Delta G_{II} / \Delta G_{II,th})^n \dots\dots (2)$$

$$da/dN = V_H (G_{II,max} / G_{II,C})^n \dots\dots (3)$$

$$n = \log(V_H / V_L) / \log\{(1-R)^2 G_{II,C} / \Delta G_{II,th}\} \dots (4)$$

なお、本材料では、 $V_L = 1 \times 10^8 \text{m/cycle}$ 、 $V_H = 1 \times 10^2 \text{m/cycle}$ と設定した。また、 $G_{II,C}$ は 1747J/m^2 である。推定線と実験値は、ほぼ一致している。この結果から、GFRP の一方向積層板のき裂の進展挙動は、

CFRP と同様に下限界近傍では ΔG_{II} に、上限界近傍では $G_{II,max}$ に支配されており、一方向積層板のモード II 層間疲労き裂進展挙動におよぼす応力比の影響は、CFRP と GFRP とで大差がない。

3・2 クロス積層板におけるき裂進展挙動

本節の応力比が正のときの荷重負荷方向は、前述のようにき裂が一方向シート界面を進展する方向である。図 7 (a) に C 板における da/dN と ΔG_{II} の関係を示す。C 板でも UD 板と同様に各応力比でべき乗則が成立した。図中には、応力比ごとの最小二乗回帰線とべき乗則の傾きを示す。べき乗則の傾きは、応力比の正負それぞれにおいて、高応力比ほど大きくなった。また、C 板の下限界近傍においても UD 板とほぼ同じき裂進展速度で異なる応力比の結果が収束するが、UD 板と違い応力比の正負で下限界値が異なる。荷重の反転のない正の場合は $\Delta G_{II,th} = 229 \text{J/m}^2$ であるのに対して、荷重反転のある負の場合は $\Delta G_{II,th} = 881 \text{J/m}^2$ で、負の場合の下限界値は正の場合のおよそ 4 倍である。

図 7 (b) に C 板の da/dN を $G_{II,max}$ で整理した場合の関係を示す。図中の実線は、UD 板と同様に田中ら⁽¹⁾の推定式を用いて推定した線である。推定式に用いた下限界値は、応力比の正負でそれぞれの値を、 $G_{II,C}$ は 3757J/m^2 である。なお、破壊じん性値は、主応力の向きによって差はなかった。UD 板と異なり、C 板では推定線と実験値はあまり一致しない。このことから、C 板におけるき裂進展機構は UD 板と異なると推定される。

3・3 一方向積層板とクロス積層板のき裂進展挙動の比較

図 8 に UD 板と C 板の da/dN と ΔG_{II} のべき乗則の最小二乗回帰直線を示す。UD 板と C

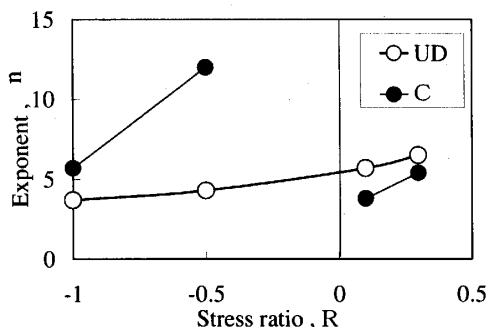


Fig.9 Variation of exponent with stress ratio

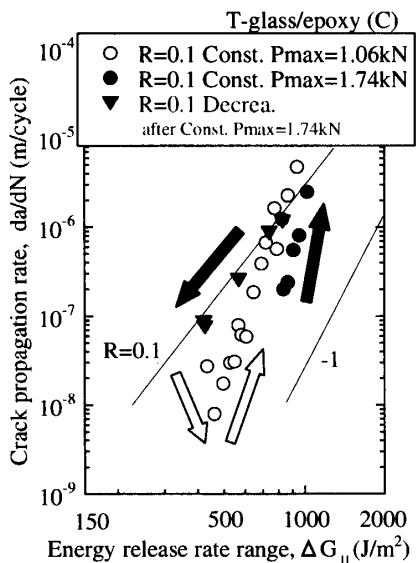


Fig.10 Relation between crack propagation rate and energy release rate range for cloth specimen.

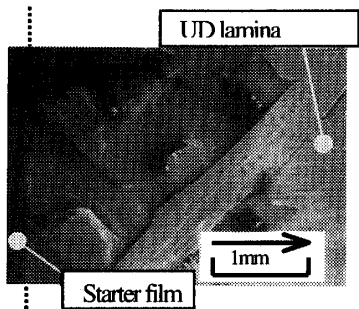


Fig.11 SEM fractograph of mode II fracture surface for R=0.1, Pmax=1.06kN tested specimen.

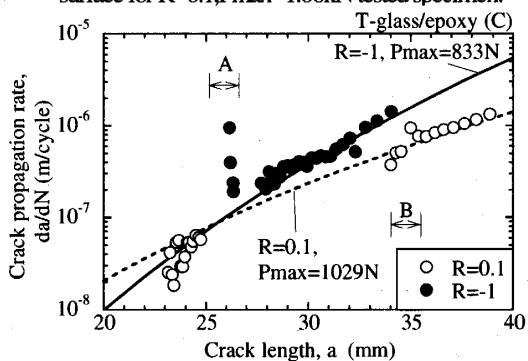


Fig.12 Change of crack propagation rate with crack length.

板の破壊じん性値が 2 倍程度の差であるのに対して、UD 板と C 板の応力比が正のときの下界値は、それぞれ $\Delta G_{IIth} = 229 \text{ J/m}^2$ と 217 J/m^2 とほぼ等しい。

図 9 に UD 板と C 板の da/dN と ΔG_{II} のべき乗則の傾き n と応力比 R の関係を示す。UD 板では、 n と R の関係は連続であるが、C 板の n は、 $R = -0.5$ から 0.1 において不連続となり、 R の正負で破壊機構が異なると予想される。

3・4 クロス積層板におけるき裂進展経路が進展抵抗に及ぼす影響

C 板の試験片の上下を前項までの試験と逆にして、 $R=0.1$ ではき裂が朱子織りシート界面を進展するように試験を実施した。図 10 に試験結果を示す。図中の実線は、き裂が一方シート界面を進展する場合の回帰線である。本節では、2 本の試験片について試験を行った。1 本目(試験片 C1 と称する)は荷重一定 $P_{max} = 1.06 \text{ kN}$ の試験で、2 本目(試験片 C2)は荷重一定 $P_{max} = 1.74 \text{ kN}$ 試験の後、荷重漸減試験を実施した。図中では、C1 のデータを○で、C2 の荷重一定試験データを●、漸減試験データを▼で表す。また、白矢印は C1 のき裂進展挙動の傾向を、黒矢印は C2 のき裂進展挙動の傾向を示す。

両試験片とも荷重一定試験開始直後のデータは、き裂が一方シート界面を進展する場合の進展抵抗より大きく、 $R=0.1$ の回帰線に向かって加速して、最終的には回帰線上にプロットされた。漸減試験の結果も、回帰線上にプロットされた。なお、C1 はき裂進展開始後、 da/dN が一旦減速した後、加速した。

図 11 に、試験片 C1 の破面写真を示す。図は、初期欠陥からき裂が朱子織りシートを突き抜けて、その後一方シート界面を進展したことを表している。このことから、 da/dN が低下した領域は、き裂が朱子織りシート内を進展した部分で、 da/dN が上昇したのは、き裂が一方シート界面を進展した部分に対応することがわかる。C2 の破面も、図 11 と同様な様相が観察された。C2 の荷重一定試験では da/dN の低下が見られなかったが、これは、一方シート界面に達してからの計測となったためと推定される。

以上から、き裂が朱子織りシート界面を進展する場合の進展抵抗は $R=-1$ の進展抵抗より小さく、前項で述べた応力比の正負による下限界値の違いは、進展する界面の違いだけでは説明できない。また、 da/dN は、C1 ではき裂が一方シートへ達してから 8 mm 程度、C2 では 4 mm 程度進展後、回帰線に回復した。このことは、破面におけるマクロ的な凹凸がき裂先端からある程度離れると進展抵抗に影響しないことを意味する。

3・5 クロス積層板における応力比変動のき裂進展挙動への影響

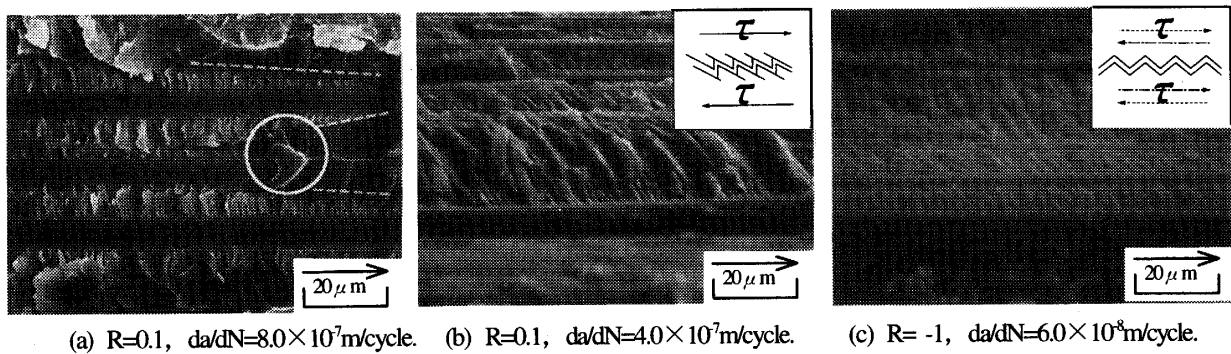
応力比変動試験は、 $R=0.1$ から開始して、 -1 、 0.1 と応力比を変動させた。 $R=-1$ のときの試験荷重は、変更直前の da/dN と同一となるように $R=-1$ の回帰線に基づき設定した。 $R=0.1$ へ再変更時の試験荷重は、初期の試験荷重に戻した。図 12 に試験結果を示す。図中の線は各応力比での進展特性を、試験荷重と前節の回帰線から推定した線である。 $R=0.1$ から -1 に変更した際には、 da/dN が推定より非常に速くなっており、き裂の進展に伴い急激に推定線に戻った (図中 A 領域)。逆に、 $R=-1$ から 0.1 に変更した際には、 da/dN が推定線より遅くなったが、推定線に緩やかに戻った (図中 B 領域)。両変動ともに、 da/dN が推定線に回復するまでの長さは 2mm 程度であった。田中らの実施した CFRP のモード I 応力比変動試験⁷⁾では、応力比の切換え時に da/dN は瞬時に換わっており、本材の UD 板の応力比変動試験でも da/dN は瞬時に換わると予想される。このことから、き裂先端の近傍 2mm 程度の破面様相が、応力比が負の進展抵抗の増大に影響していると考えられる。

3・6 一方向積層板の破面形態 図 13 は UD 板疲労破面の SEM 写真である。図中右下の矢印はき裂の進展方向を示す。(a)は $R=0.1$ の SEM 写真で、白破線の左側がモード II の疲労破面、右側がモード I の静破面である。田中らの CFRP についての報告¹⁰⁾と同様に、繊維近傍で疲労き裂が先行しており、繊維間の樹脂部

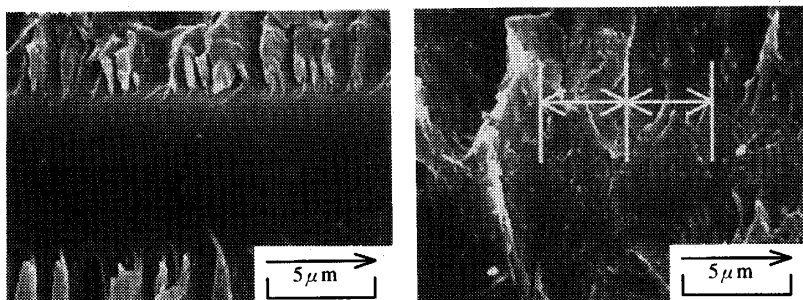
に割れが進展している。この様相は $R=-1$ でも同様であり、前節のき裂進展挙動とともに破壊機構も、一方向積層板のモード II 疲労進展特性においては GFRP と CFRP は同じであることがわかる。図中の白丸部は、疲労き裂の前縁部で繊維近傍の樹脂が主応力方向に垂直に割れているところであり、モード II の疲労破壊が、繊維界面から生じることを意味している。

(b)は $R=0.1$ 、 $da/dN=4.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$ 、(c)は $R=-1$ 、 $da/dN=6.0 \times 10^8 \text{m/cycle}$ の破面を傾けて撮影したものである。(b)の樹脂部は、き裂の進展方向の後ろ側斜面が切り立ったのこぎり状の山形を呈し、き裂が次の山の下に潜り込んでいるのが観察された。これに対して $R=-1$ の樹脂部の破面は、斜面が対称な山形状になっていた。 $R=0.1$ の場合、主応力方向の変化がないためにき裂の進展方向が変わらず、樹脂部破面の山が一方向を向くのにに対し、 $R=-1$ では最大主応力方向が 90° 変化するために破面の山が対称形になったと考えられる。

(d)は $R=0.1$ 、 $da/dN=3.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$ 、(e)は $R=-1$ 、 $da/dN=6.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$ の繊維部分を高倍率で撮影した SEM 写真である。両応力比ともに繊維表面に樹脂痕が残っている部分を撮影した。 $R=0.1$ の樹脂痕は、き裂進展方向に一定間隔で凸状に残っており、縞の間隔はき裂進展速度の 1cycle 分に対応していた。一方、 $R=-1$ の樹脂痕は、 $R=0.1$ と同様にき裂進展方向に一定間隔で進展しているところもあったが、(e)の白矢印



(a) $R=0.1$, $da/dN=8.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$. (b) $R=0.1$, $da/dN=4.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$. (c) $R=-1$, $da/dN=6.0 \times 10^8 \text{m/cycle}$.



(d) $R=0.1$, $da/dN=8.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$. (e) $R=-1$, $da/dN=6.0 \times 10^7 \text{m/cycle}$.

Fig.13 SEM fractographs of mode II fatigue fracture surface for UD laminate.

の間のように縞の間隔が、周期的に変化しているところもあった。この縞間隔が周期的に変化する理由については今後の検討課題である。なお、(d) (e)ともに繊維間の樹脂割れは、繊維表面の樹脂痕を起点としていることが観察され、繊維間の樹脂割れは繊維/樹脂界面を起点としていることが裏付けられた。

3・7 クロス積層板の破面形態 図 14 は、3・2 節で実施した C 板試験片の SEM 写真である。(a) (b)のみ試験片の上下面を合わせて撮影した。写真の上側と下側は試験片の上下に対応している。図中右下の矢印はき裂の進展方向を示す。(a)は $R=0.1$ の SEM 写真で、白点線の左側がモード II の疲労破面、右側がモード II の静破面である。(b)は $R=-1$ の SEM 写真で、白破線の左側がモード II の疲労破面、右側がモード I の静破面である。(a)の $R=0.1$ のき裂前縁が平均的に進展しているのに対して、(b)の $R=-1$ のき裂前縁は朱子織りシートの繊維部分が先行し、朱子織り交差部分が遅れて進展している。

(c)は(a)、(d)は(b)、(e)は(d)の白丸部に相当する部分の拡大である。 $R=0.1$ の破面である(c)では一方向シートの繊維表面に朱子織りシートの繊維がわずかに付着

しており、き裂が一方向シート界面を進展したことがわかる。これに対し、 $R=-1$ の破面である(d)では朱子織りシートの朱子織り交差部の樹脂過多部と、そこに連なる繊維が付着しており、き裂が朱子織りシートの界面を進展したことがわかる。この原因として、応力比が正の場合、試験中の試験片横断面の目視観察から主き裂の前方に主応力垂直方向へサブクラックが発生し、主き裂と連結して進展することがわかっている。したがって、主き裂は、き裂の上側シート（一方向シート）の繊維界面を進展する。一方、応力比が負の場合、サブクラックがクロスして発生する。この場合、進展経路は上側と下側のどちらでも良いこととなるが、実際には朱子織りシート界面を進展する。これは、金属同士の異材界面をき裂が進展する場合と同様な理由と考えられる。つまり、ヤング率が低いほうに近づく方が、応力拡大係数が高くなりき裂が進展しやすい。このため、応力比負の場合は、同様にヤング率の低い朱子織りシート側を進展したと考えられる。なお、(e)では繊維方向に関係なく繊維間の樹脂が、き裂進展方向にほぼ垂直に割れており、朱子織り繊維間でも、き裂前縁はき裂進展方向に垂直に進展することがわかった。

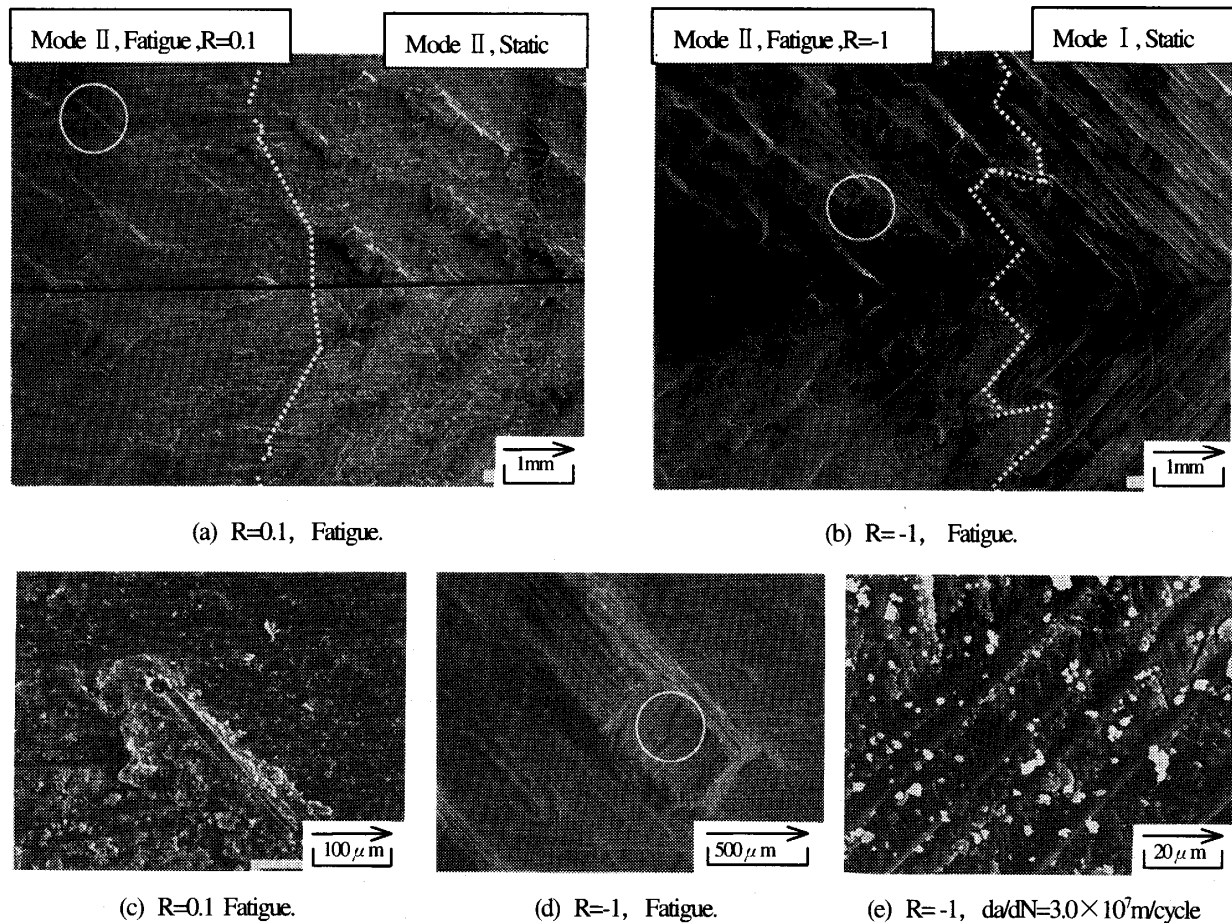


Fig.14 SEM fractographs of mode II fracture surface of cloth laminate.

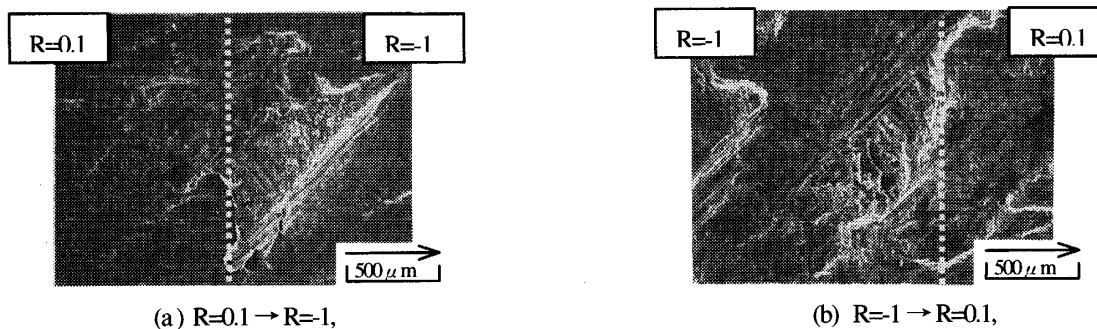


Fig.15 SEM fractographs of mode II fracture surface of cloth laminate (stress-ratio change tests).

ところで、応力比の正負に依らず一方向シートの繊維が観察される部分の破壊形態は、繊維表面や樹脂ともにUD板と同じ様相だった。したがって、一方向シートの繊維が多く観察される破面をもつ応力比正では、UD板の進展挙動と大きな差がなかったと考えられる。一方、応力比負の場合、破面に朱子織り交差部の樹脂過多部が規則的に観察され、この凹凸がき裂先端近傍のせん断変形を拘束し、応力比負の進展抵抗を上げる原因になったと推定される。このことは(b)における交差部のき裂前縁部への遅れからも裏付けられる。

図15の(a)(b)は、応力比変動試験後の破面写真である。他の試験片とはロットが異なり、朱子織りシートの配向角が 90° 異なっているが、撮影している部分は図14の(d)と同じ樹脂過多部である。(a)は、 $R=0.1$ から -1 へ切り替えたときの破面で、図12のA領域に対応する。(b)は、 $R=-1$ から 0.1 へ切り変えたときの破面で、図12のB領域に対応する。応力比の変動前後で破面に樹脂過多部が、形成もしくは消失している。この樹脂過多部の形成もしくは消失した位置から、次の樹脂過多部が形成されるまでの距離は約 2mm で、応力比変動試験に見られた進展速度の遷移長さに対応していると推定される。したがって、C板の応力比正負における進展挙動の違いは、破面に規則的に表れる樹脂過多部による凹凸によるものと推測される。

4. 結 言

高強度 GFRP 一方向シートのみで積層した積層板 (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、負の応力比を含む4種類の応力比でモードII層間はく離疲労き裂進展試験を行うとともに疲労破面の観察を行い、以下の結論を得た。

(1)UD板では、き裂進展挙動は進展速度の遅い領域では ΔG_{II} に支配されて応力比に依存しない ΔG_{IIh} が存在する。また、き裂進展速度の速いところでは $G_{II\max}$ に支配される。

(2)C板のき裂進展挙動もき裂進展速度の遅い領域では ΔG_{II} に支配されるが、応力比が負の場合の ΔG_{IIh} は正の場合より4倍程度大きい。また、応力比の正負それぞれで、応力比が高い程、べき乗則の傾きも大きくなる。

(3)UD板もC板も応力比に依らずモードII層間はく離疲労き裂進展は、最初に繊維と樹脂の界面が割れ、次にその割れを起点として繊維間の樹脂割れが生じる。

(4)C板において応力比が正の場合、き裂は一方向シート界面を進展し、応力比が負の場合、朱子織りシート界面を進展する。応力比が負のときには、破面に朱子織り交差部の樹脂過多部が表われ、この凹凸がき裂先端近傍のせん断変形を拘束しき裂進展抵抗を上げていると推定される。

(5)C板において応力比を正と負で変動させた場合、進展挙動が安定するまでには、朱子織りシートの朱子交差部の距離分の遷移距離が必要となる。

本研究を遂行するに当たり、多大な御協力をいただいた川重テクノサービス(株)の渡瀬正泰氏、田中孝明氏に感謝する。

参 考 文 献

- (1)田中拓・田中啓介・猪飼良博・武藤禎, 機論, 61-585, A(1995), 876-882
- (2)松原剛・武浩司・田中啓介・田中拓, 日本材料学会第22回疲労シンポジウム前刷, (1994), 117-120
- (3)松田聡・北條正樹・落合庄治郎, 機論, 63-605, A(1995), 39-45
- (4)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, 3, (1997), 92-99
- (5)田中啓介・田中拓・来海博央, 機論, 63-613, A(1997), 1894-1901
- (6)北條正樹・落合庄治郎・青木隆平・伊藤英孝, 機論, 61-583, A(1995), 516-522
- (7)田中啓介・田中拓・辻辰哉・山岸謙二郎, 材料, 44, 502, A(1995), 960-966