MMB 試験による CFRP 直交積層板の層間破壊靱性値の評価*

荒井 政 大^{*1}, 高 木 徹^{*2}
桑 原 敏 和^{*2}, 足 立 忠 晴^{*3}Evaluation of Interlaminar Fracture Toughness of Cross-ply CFRP
Laminates Using Mixed Mode Bending TestMasahiro ARAI^{*4}, Toru TAKAGI,
Toshikazu KUWABARA and Tadaharu ADACHI^{**} Department of Mechanical Systems Engineering, Shinshu University,
4-17-1 Wakasato, Nagano-shi, Nagano, 380-8553 Japan

In the present study, an interlaminar fracture toughness of cross-ply CFRP laminates under mixed mode state are evaluated by MMB (Mixed Mode Bending) tests. 2-Dimensional boundary element analysis are applied to determine complex stress intensity factors which are defined on the interface crack between dissimilar unisotropic laminates. The complex stress intensity factors and mixed mode ratio are extrapolated from stress distribution around the crack tip, then fracture toughness on the interface are calculated by the critical load deduced from MMB test. It is shown that the fracture toughness of the cross-ply CFRP laminate depends on the mode ratio of the stress intensity factors K_1 and K_2 . The criterion of the delamination growth is discussed from a standpoint of the mode dependency of the fracture toughness.

Key Words: Composite Materials, Fracture Toughness, Delamination, Boundary Element Method, Fracture Mechanics, Dissimilar Interface, MMB Test

1. 緒 論

一方向プリプレグから作製される CFRP 積層板は、織物複合材料などと比較して圧縮強度が高いという特徴を有し、また任意の配向選択が可能であることから、用途に応じた材料設計が可能となるなどの利点を有している。また、従来の金属材料に比べ、高剛性化と軽量化が同時に期待できることから、航空宇宙機器、各種輸送機械、スポーツ用具等への適用も盛んに試みられている。

しかしながら、構造的に強い異方性を有することに起因して、限界を越える負荷を受けた際に積層板に平行な面内を伝播する層間剥離、および面外方向に生じる樹脂割れ(トランスバースクラック)等が連成する複雑な破壊形態を示すことが知られている⁽¹⁾⁽²⁾。特に CFRP 積層板の損傷のうち、層間剥離の発生と進展のクライテリアを明かにすることは、CFRP の工学的応用を考える上で重要である。

最も基本的な一方向積層板の層間破壊靱性値については、開口形(モード I)⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾およびせん断形(モード II)⁽⁶⁾⁽⁷⁾、さらにはそれらの混合モード⁽⁸⁾⁽⁹⁾について種々の繊維/マトリクス樹脂の組合せにおける層間破壊靱性値が求められており、実用的な解析手法も数多く提案されている⁽¹⁰⁾。

強化繊維の配向角が異なる層間における破壊靱性値の検討については、張ら⁽¹¹⁾、轟ら⁽¹²⁾により直交積層板の破壊靱性試験の結果が報告されている。張ら、轟らは一般的な均質材料と同様に CFRP 試験片をはり理論により解析し、混合モードの評価法についても、均質材と同様、モード I とモード II に分離した上で評価を行っている。

著者らのグループは、直交積層板における層間剥離の進展条件の考察にあたり、異方性異材界面き裂の定義⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾⁽¹⁵⁾を適用した評価法を用い、境界要素法による 2 次元弾性解析を適用して混合モード破壊靱性値の算出を行った⁽¹⁶⁾。その結果、これらの評価手法により、複雑な混合モード状態となる層間剥離の進展クライテリアを適切に評価し得ることを明らかにしている。

既論文⁽¹⁶⁾では、種々の混合モード状態における層間剥離の進展を評価すべく、DCB (Double Cantilever Beam) 試験、ENF (End-Notched Flexure) 試験およ

* 原稿受付 2003 年 11 月 4 日。

^{*1} 正員、信州大学工学部(〒380-8553 長野市若里 4-17-1)。^{*2} 信州大学大学院工学系研究科。^{*3} 正員、東京工業大学大学院理工学研究科(〒152-8552 東京都目黒区大岡山 2-12-1)。

E-mail: arai@shinshu-u.ac.jp

Table 1 Specification of CFRP specimens.

Type	Prepreg	Stacking Sequence	$L \times W \times H$ [mm ³]	Ply
T300-a	T300/#2500	$[0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ}/90_4^{\circ}]$	$115 \times 20 \times 3.8$	24
T300-b	T300/#2500	$[0_6^{\circ}/90_6^{\circ}/0_6^{\circ}/90_6^{\circ}/0_6^{\circ}/90_6^{\circ}]$	$115 \times 20 \times 5.7$	36
T700-a	T700S/#2500	$[0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ}/90_4^{\circ}]$	$115 \times 20 \times 5.6$	24
T700-b	T700S/#2500	$[0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}]$	$115 \times 20 \times 4.5$	20
T700-c	T700S/#2500	$[0_6^{\circ}/0_6^{\circ}]$	$115 \times 20 \times 2.71$	12
T700-d	T700S/#2500	$[0_{10}^{\circ}/0_{10}^{\circ}]$	$115 \times 20 \times 4.54$	20

L : Length [mm], H : Height [mm], W : Width [mm]

Fig.1 CFRP specimen for MMB test.

び ELS (End Loaded Split) 試験⁽¹⁷⁾⁽¹⁸⁾を適用した。しかしながら、得られたデータは特定のモードに限られている上に、試験体の数も極めて少なく、さらに多くのデータの蓄積が望まれた。

そこで本論文では、MMB (Mixed Mode Bending) 試験⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾を新たに採用し、CFRP 積層板の層間剥離進展時の破壊靱性値について評価を試みた。強化繊維の異なる 2 種の炭素繊維/エポキシ直交積層板を評価の対象として、試験片のプリプレグ数や層厚さの異なる種々の試験片を作製して、 $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間の破壊靱性値の詳細な評価を実施した。

2 種の CFRP 積層板について、混合モード比と破壊靱性値との関係から層間剥離の進展クライテリアについて考察を行うとともに、一方向積層板の試験結果も併せて示し、直交積層板の結果との比較検討を行った。

2. CFRP 試験片

本研究では、一方向プリプレグシートより作成された CFRP 積層板を対象とし、その繊維配向が切り替わる $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間における破壊靱性値の測定を実施する。

プリプレグ、積層パターン、積層数などが破壊靱性値に及ぼす影響を詳細に調査するため、表 1 に示されるように、T300/#2500(東レ)、T700S/#2500(東レ)の 2 種のプリプレグを用いて、4 種の直交積層板ならびに 2 種の一方向積層板を作成した。

Table 2 Elastic moduli of unidirectional T300/#2500 CFRP laminates

0° Young's Modulus :	E_L	117[GPa]
90° Young's Modulus :	E_T	7.60[GPa]
Shear Modulus :	μ_{LT}	3.64[GPa]
Poisson's Ratio :	ν_{LT}	0.35
Poisson's Ratio :	ν_{TT}	0.5

Table 3 Elastic moduli of unidirectional T700S/#2500 CFRP laminates

0° Young's Modulus :	E_L	97.8[GPa]
90° Young's Modulus :	E_T	7.10[GPa]
Shear Modulus :	μ_{LT}	3.30[GPa]
Poisson's Ratio :	ν_{LT}	0.35
Poisson's Ratio :	ν_{TT}	0.5

Fig.2 Schematic of MMB test.

なお、試験片の繊維配向を表す角度は、すべて試験片の長手方向を 0° として定義され、下付添字はプリプレグ数を、また二重線"/"は予き裂の挿入位置を表す。予き裂は、オートクレーブによって試験片を成形する際に、プリプレグ間にカプトンフィルムを挿入することによって作成した。また、図 1 に示されるように、CFRP 試験片の予き裂側の開口部にアルミニウム合金製のタブを取り付けてある。

2 種のプリプレグからなる一方向 CFRP 積層板の弾性定数は表 2、表 3 に示されるとおりである。

Fig.3 Picture of MMB test equipment.

Fig.4 Picture of DCB test equipment.

Fig.5 Picture of ENF test equipment.

3. 試験法

著者らのグループでは、既に直交積層板の混合モード破壊靱性値に関し、DCB 試験、ENF 試験および ELS 試験を用いた評価を実施している⁽¹⁶⁾。しかしながら、これらの試験法では、積層数の異なる多数の試験片を用意しても、き裂の混合モード比を自由にコントロールすることは容易でなく、満足のゆく結果を得るまでには至らなかった。

そこで本論文では、き裂進展時のモード比を容易に、かつ連続的に変化させることが可能な MMB 試験法を採用することとした。MMB 試験法では、図 2 のようにレバーを介して試験片中央およびき裂開口部の 2 点に荷重を加えることによって、開口モードとせん断モードの混合状態での破壊靱性値試験を行うことが可能である⁽¹⁹⁾。今回は実験にあたって図 3 の写真に示される試験治具を制作した。実際の試験においては、島津万能材料試験機 AGE-100kN にてレバー部に荷重を付与し、データロガー (DC3100:NEC 三栄) を用いて試験荷重の測定を行った。なお、一方向積層材においては、図 4、図 5 に示されるような方法にて DCB 試験ならびに ENF 試験を実施した。

Fig.6 Definition of dissimilar unisotropic interface crack.

4. CFRP 積層板の境界要素解析

本研究では CFRP 積層板の 2 次元解析に対し、直交異方性材料に対する境界要素法を適用する⁽²¹⁾⁽¹⁶⁾。境界要素法では、境界上の変位 $u(Q)$ と表面力 $t(Q)$ の間に成立する以下の積分方程式を用いる。

$$\frac{1}{2}u_i(P) + \int_{\Gamma} T_{ij}(P, Q)u_j(Q)d\Gamma = \int_{\Gamma} U_{ij}(P, Q)t_j(Q)d\Gamma \quad (P \in \Gamma) \quad (1)$$

上式において、 $U_{ij}(P, Q)$ 、 $T_{ij}(P, Q)$ は 2 次元異方性材料に対する基本解⁽²¹⁾であり、ソース点 P に単位集中心力が作用した場合の積分点 Q における変位と表面力をそれぞれ表す。なお、式 (1) の点 P は滑らかな辺上に位置するものとする。解析に際しては式 (1) を離散化し、境界上の変位・応力を数値的に算出した。なお、離散化要素には二次非適合型要素を用いた。

次に、異材界面き裂におけるエネルギー解放率の導出までの概略を述べる。CFRP 積層板内の繊維配向の異なる層間に生ずる層間剥離は、異方性異材の界面き裂とみなすことができる。図 6 において、両直交異方性材の主軸が界面上の x, y 軸と一致する場合 ($\phi_1 = \phi_2 = 0$)、き裂前縁の引張応力 σ_y 、せん断応力 τ_{xy} 、き裂面の相対変位 δ_x, δ_y 、およびエネルギー解放率 G はそれぞれ次式のように定義される⁽¹⁴⁾。

$$\sigma_y + i\sqrt{\frac{H_{11}}{H_{22}}}\tau_{xy} = \frac{K_1 + i\sqrt{\frac{H_{11}}{H_{22}}}K_2}{\sqrt{2\pi r}}\left(\frac{r}{l}\right)^{\varepsilon} \quad (2)$$

$$\delta_y + i\sqrt{\frac{H_{22}}{H_{11}}}\delta_x = \frac{2H_{22}\left(K_1 + i\sqrt{\frac{H_{11}}{H_{22}}}K_2\right)}{(1 + 2i\varepsilon)\sqrt{2\pi} \cosh(\pi\varepsilon)}\sqrt{r}\left(\frac{r}{l}\right)^{\varepsilon} \quad (3)$$

$$G = \frac{H_{22}K_1^2 + H_{11}K_2^2}{4 \cosh^2(\pi\varepsilon)} \quad (4)$$

ここで、 H_{11}, H_{22} および ε は材料の組合せによって決まる定数であり、その具体形は文献⁽¹⁴⁾に示されるとお

Fig.7 Interface crack between dissimilar unisotropic materials

りである。また、 r はき裂先端からの距離、 l は代表長さ、 i は虚数単位である。

K_1, K_2 は異材界面き裂において定義される複素応力拡大係数であり、均質等方性材中のき裂の場合のモード I (き裂開口形) およびモード II (面内せん断形) と対応しない点に注意が必要である。ただし、き裂上下面の材料がともに等方性で、材料定数も同一であるなどの場合には、式 (2)、式 (3) における ε が 0、すなわち振動因数 $(r/l)^{ie}$ が 1 となり、結果的に式 (2)、式 (3) は均質等方性材料中のき裂における応力拡大係数の定義式に一致し、複素応力拡大係数 K_1, K_2 も、通常モード I およびモード II の応力拡大係数 K_I, K_{II} に一致する。

以上のように、異材界面き裂では振動因数 $(r/l)^{ie}$ が存在することにより、引張応力 σ_y と K_1 、およびせん断応力 τ_{xy} と K_2 が直接対応しておらず、均質材中のき裂のようにそれぞれの基本変形モードに分離して評価することができない。そこでまず、式 (4) を以下のように書き換える。

$$G = \frac{H_{22}K_i^2}{4 \cosh^2(\pi\varepsilon)} \quad (5)$$

ただし、 $K_i = \sqrt{K_1^2 + S^2 K_2^2}$ 、 $S = \sqrt{H_{11}/H_{22}}$ である。すなわちパラメータ K_i が求まれば、き裂のエネルギー解放率 G が決定できることがわかる。パラメータ K_i は、き裂前縁の応力分布により、次式のように外挿法により求められる。

$$K_i = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r (\sigma_y^2 + S^2 \tau_{xy}^2)} \quad (6)$$

さらに複素応力拡大係数のモード比 K_2/K_1 も次式により求められる。

$$\frac{K_2}{K_1} = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{1}{S} \frac{S \frac{\tau_{xy}}{\sigma_y} - \tan Q}{1 + S \frac{\tau_{xy}}{\sigma_y} \tan Q} \quad (7)$$

ただし、 $Q = \varepsilon \ln(r/l)$ である。結果的に、き裂進展時

Fig.8 CFRP laminated beam.

の臨界荷重 P_c が MMB 試験により求まれば、境界要素解析により得られるき裂端近傍の応力に対して外挿式 (6) を適用し、得られた応力拡大係数のパラメータの臨界値 K_{ic} を式 (5) に代入することによって破壊靱性値 G_c が決定できる。

ところで、異材界面き裂では、界面を構成する材料の上下位置によってモード比 K_2/K_1 の定義が変わる点に注意しなければならない。そこで本論文では、層間剥離に関する座標系を図 7 に示すように上側に 90° 層、下側に 0° を配置し、き裂が x 軸の正方向に進展する場合としてモード比を定義している。

5. MMB 試験の境界要素解析

ここでは、図 8 に示される MMB 試験片に対して数値解析を行い、外挿法を適用した場合の結果について示す。解析に際して、CFRP 試験片を配向の異なる層ごとに 6 つの領域に分割し、アルミニウム製タブ (ヤング率: 69[GPa], ポアソン比: 0.27) について 2 領域、計 8 領域について領域結合解法を適用して境界要素解析を行った。

き裂部については、初期条件として摩擦無しのすべりの条件を与えた上で繰り返し計算を行った。き裂面における各節点の接触圧力が負、すなわち引張応力が生じた場合には口開き状態として再計算し、また口開き状態と仮定された節点における相対変位が負となった場合は、再びすべり条件として計算を繰り返す。き裂部の節点のうち、95%の節点が口開き状態ないしは摩擦なしのすべり条件を満足した段階で計算を終了するものとして収束判定を行った。

まず、一例として CFRP 積層板に外力として $P_1 = 40[\text{N}]$ 、 $P_2 = 80[\text{N}]$ を与え、 P_1 と P_2 を与える位置の相対距離 d を $50[\text{mm}]$ とした場合の計算結果を示す。なお、複素応力拡大係数の算出に対し、本論文では代表長さ l を支点からき裂先端までの水平距離である $20[\text{mm}]$ とし、外挿範囲はき裂長さの $1/100$ とした。

Fig.9 Extrapolation of parameter K_i . Fig.10 Extrapolation of mode ratio K_2/K_1 .

き裂前縁の応力分布の計算結果に対して前述の外挿法を適用し、パラメータ K_i ならびにモード比 K_2/K_1 を求めた結果を図 9, 図 10 に示した。グラフ中の直線は、き裂先端近傍の精度低下が著しい数点を除いたうえで、最小二乗法により求められたものである。グラフの外挿線と縦軸との交点より、パラメータ K_i ならびにモード比 K_2/K_1 が求められる。き裂の極近傍では、離散化誤差が少なからず生じるため、直線性にやや乱れが生じているものの、概ね直線性よく外挿されていることから、十分に信頼性の高い外挿が行えるものと判断される。

ところで前述のように、MMB 試験では図 2 における荷重作用点間の距離 c および d を変化させることにより、モード比を変化させることが可能である。そこで破壊靱性試験に先立ち、境界要素法による数値シミュレーションにより、図 2 の距離 c および d とモード比の関係について調べた。数値実験においては、今回用いた MMB 試験治具 (図 3) を想定し、距離 d を 35mm, 50mm, 65mm の 3 通り、距離 c については、 $0\text{mm} < c < 120\text{mm}$ 範囲で変化させた。

境界要素法による数値シミュレーションの結果は図 11 のとおりである。グラフにおける縦軸は、モード比の逆正接であるモード角 $\theta = \tan^{-1}(K_2/K_1)$ であり、距離 c との関係を示している。距離 c を変化させるこ

Fig.11 Relation between mode angle θ , parameter c and d Fig.12 Typical fracture pattern of CFRP laminates ($\theta < 0$).

とにより、モード角は概ね 0° 付近から 90° 付近まで変化する。また距離 d が大きくなるに従い、モード角は小さい側にシフトする傾向にあるといえる。

なお、試験方法はそのままに、積層板の繊維配向の 0° 層と 90° を入れ換えることによって、モード角 θ が負の領域についても試験の実施は可能である。しかしながら既報においても示したように、モード角が負となる領域および $\theta = 0^\circ$ 近傍においては、層間剥離が進展せずに、図 12 に示されるように予き裂先端よりトランスバースクラックが発生することが確かめられた。そこで以降の試験においては、層間剥離の進展が観察されたモード角が $0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$ となる場合を対象として、破壊靱性試験を実施している。

6. 試験結果

以下に CFRP 積層板の層間破壊靱性試験の結果について示す。なお、本論文で取り扱った CFRP 試験片では、荷重と変位がともに増加したのち、ある臨界点においてき裂が進展し、荷重の低下が生じた。それゆえ、

Fig.13 Load vs. displacement of the T700-a specimens.

すべての試験結果を線形破壊力学的に評価し得るものと判断し、き裂進展時の臨界荷重 P_c を用いて破壊靱性値の算出を行った。

なお、基本的に臨界荷重 P_c の決定は JIS K7086-93⁽²²⁾ に従って求めるものとし、荷重-変位線図と初期弾性率の 5% オフセット線との交点における荷重 P_s を求め、この交点以前に荷重のピーク値 P_{max} が存在する場合は $P_c = P_{max}$ とし、それ以外の場合には $P_c = P_s$ と決定することとした。ただし以下に示される結果においては、すべての試験において荷重のピーク値 P_{max} が 5% オフセット線との交点より前に観測されたため、すべて $P_c = P_{max}$ として破壊靱性値の算出を行っている。

ここで一例として、MMB 試験片における荷重-変位の測定結果の一例を示す。図 13 は、モード角 θ が 62.0° と 34.3° の場合に関する、荷重と荷重点変位の試験結果である。総じてこのグラフの結果に示されているように、モード比が大きい場合、すなわち複素応力拡大係数 K_2 が支配的な場合に、臨界点における荷重の落ち込みが激しく、脆性的にき裂が進展する傾向が見られた。

ところで、図 13 の荷重-変位曲線は、僅かに‘下に凸’の非線形性を示していることが確認できる。本論文での試験においては、荷重と変位の非線形性の影響を考慮し、可能な限り試験片の曲げ剛性を大きくし、き裂進展時の試験片の変形を小さくするよう配慮した。また、厚さの異なる試験片の結果を比較し、試験片の大変形による影響が十分に小さいことを確認している。

6.1 T300/#2500 試験片の試験結果 まず、T300/#2500 プリプレグを用いた 2 種類の試験片：

T300-a : $[0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ} // 90_3^{\circ}/0_3^{\circ}/90_4^{\circ}]$

T300-b : $[0_6^{\circ}/90_6^{\circ}/0_6^{\circ} // 90_6^{\circ}/0_6^{\circ}/90_6^{\circ}]$

Fig.14 Fracture toughness G_c vs. mode angle θ (T300/#2500).

Fig.15 Fracture toughness G_c vs. mode angle θ (T700S/#2500).

について、 $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間破壊靱性値の実験結果について示す。図 14 は横軸にモード角 θ をとり、層間破壊靱性値との関係を示したものである。なお、この 2 種の試験片に関しては、MMB 試験のみを実施しており、モード角 θ に関して 12° から 74° の範囲で破壊靱性値の計測が可能であった。それ以外のモード角の領域については、層間剥離が進展せず、予き裂先端からトランスバースクラックが発生したため、き裂進展時の荷重の測定は不可能であった。なお、この傾向は以下に示す T700S/#2500 直交積層板においても同様であり、本論文では以降の結果も含めて、モード角： $0^{\circ} < \theta < 90^{\circ}$ の領域に関してのみ考察を行うものとする。

T300-a と T300-b 試験片は、ともに 6 層構成の直交積層板であり、き裂の挿入位置も同じであるが、各層のプリプレグ数が異なっている。層厚さが異なれば試験片の成形時に積層板内部において発生する残留応力が変化し、層間破壊靱性値の測定値に差が生じることが予想されたが、図 14 を見る限りにおいて、両試験片の結果に明確な差は確認できないことから、得られた

Fig.16 Fracture toughness G_c vs. mode angle θ .

破壊靱性値における残留応力の影響は小さいものと判断される。

6・2 T700S/#2500 試験片の試験結果 次に、T700S/#2500 プリプレグを用いた 2 種の試験片：

T700-a : $[0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ}/90_4^{\circ}/0_4^{\circ}/90_4^{\circ}]$

T700-b : $[0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}]$
 $//90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}/0_2^{\circ}/90_2^{\circ}]$

における $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間破壊靱性値の実験結果について示す。2 種の試験片は、 0° および 90° の各層の厚さは同一で、積層板全体の積層数が異なるものである。

先の 6.1 節における T300/#2500 の結果と同様に、試験片の積層数の違いによる層間破壊靱性値の差は小さいことから、本試験により、試験片厚さに依存しない層間破壊靱性値が得られているものと考えられる。なお、T300/#2500 の結果と比較すれば、T700S/#2500 試験片の方が約 30% から 50% 程度、高い層間破壊靱性値を示していることが確かめられる。

6・3 一方向材と直交積層材の比較結果 最後に、これまで示した直交積層板における $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間破壊靱性値の結果と、一方向積層板内の $[0^{\circ}/0^{\circ}]$ 層間破壊靱性値の結果を比較する。

図 16 は、これまで示した T300/#2500 直交積層板、および T700S/#2500 直交積層板の結果に加え、T700S/#2500 一方向積層板の結果を示したものである。なお、前述のように、直交積層板については、各々のプリプレグについて配向の異なる試験片 2 種類の試験を実施しているが、図 16 においては積層パターンの区別は行わず、同一のシンボルで表示している。

一方向積層板の試験に関しては、モード角が 0° のものに関して DCB 試験を、モード角が 90° のものに関しては ENF 試験を適用し、それぞれ破壊靱性値を求めている。それ以外の範囲については、直交積層板と

同様に MMB 試験を実施した。また、一方向積層板に関しても、厚さの異なる 2 種の積層板 (表 1 ; T700-c, T700-d) を用いて試験を実施しているが、実際には両者の試験片において破壊靱性値の差は認められなかったため、図 16 のグラフ中においてはそれらの試験片を区別していない。

なお、一方向積層板については、き裂端近傍の応力場は通常の特異応力場となる。すなわち、引張応力 σ_y は $K_I (= K_I)$ と、せん断応力 τ_{xy} は $K_{II} (= K_{II})$ と直接対応づけることが可能であり、複素応力拡大係数で表される直交積層板中の応力場とは一致しない点に注意する必要がある。

直交積層板については、モード角が増加するに従い、破壊靱性値が単調に増加する傾向を示しているのに対し、一方向積層板では、 K_I が支配的な領域 ($0^{\circ} < \theta < 30^{\circ}$) と K_2 が支配的な領域 ($60^{\circ} < \theta < 90^{\circ}$) において、破壊靱性値が段階的に変化する傾向を示している。

同一のプリプレグによる結果を比較すれば、 $0^{\circ} < \theta < 30^{\circ}$ 近辺では、直交積層板と一方向材の差はごく小さいといえる。他方、応力拡大係数 K_2 が支配的となる $60^{\circ} < \theta < 90^{\circ}$ 近辺では、両者の差は大きく開く傾向にあることが確かめられる。

7. 結 論

本論文では、繊維配向が直交する積層構成を有する CFRP 積層板内における層間剥離の破壊靱性値を求めることを目的とし、モード比を変化させることが可能な MMB 試験を採用し、異方性異材界面き裂に対する複素応力拡大係数の定義に従って、層間剥離進展条件の評価を行った。

本報において考察対象とした T300/#2500 直交積層板および T700S/#2500 直交積層板において、 $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間剥離の破壊靱性値は、モード角 ($\theta = \tan^{-1} K_2/K_1$) の増加に伴って上昇する傾向を示した。また、 $[0^{\circ}/90^{\circ}]$ 層間の破壊靱性値が一方向積層板の層間破壊靱性値の結果と明確な相違があることを示した。

既報ならびに本論文にて示されたように、CFRP に代表される異方性異材界面き裂の評価に対し、結城らにより提唱された複素応力拡大係数の定義を導入する試みは、一定の成果を収めたものと評価できる。しかしながら、複素応力拡大係数によって表される応力場は引張応力 (σ_y) とせん断応力 (τ_{xy}) がつねに連成し、 K_I および K_2 により表される応力場が分離評価できないこと、さらにはき裂先端における応力の振動領域が存在することなどから、クライテリオンの物理的かつ直感的な考察が困難であるといえる。

加えていえば、式 (2) に含まれる ε は、界面を構成する材料の組み合わせに依存するパラメータであるため、組み合わせられる材料が異なれば、モードの状態も異なることになり、異なる材料間における破壊靱性値および破壊特性の直接的な比較も難しい。

以上述べたような、異方性異材界面き裂のクライテリオンを工学上の諸問題に広く適用してゆく上での問題点については、今後さらに検討すべき将来的な課題であると考えられる。

文 献

- (1) 例えば、盛田英夫・浜本章・足立忠晴・西森顯・松本浩之、材料, **44**-499 (1995), 423-427.
- (2) 荒井政大・立石康博・足立忠晴・松本浩之、機論, **64**-627, A(1998), 2686-2693.
- (3) 影山和郎・小林孝行・野中勝信、機論, **53**-494, A(1987), 1898-1904.
- (4) 影山和郎・小林孝行・柳沢昇・菊池正紀・宮本博、機論, **53**-496, A(1987), 2386-2393.
- (5) Gillespie Jr, J.W., Carlsson, L.A. and Smiley, A.J., *Comp. Sci. Tech.*, **28**, (1987), 1-15.
- (6) Wilkins, D.J., Eisenmann, J.R., Camin, R.A., Margolis, W.S. and Benson, R.A., *ASTM-STP*, **775**, 1982, 168-183.
- (7) 影山和郎・柳沢昇、日本複合材料学会誌, **15**-2, (1989), 71-77.
- (8) 菊池正紀・黒田基文、機論, **57**-542, A(1991), 2378-2383.
- (9) 田中 拓・田中啓介・辻 辰哉・加藤秀崇、機論, **65**-635, A(1999), 68-76.
- (10) 例えば、北條正樹・影山和郎、材料, **46**-5, (1997), 568-574.
- (11) 張惟敦・金原勲・影山和郎・大沢勇、日本複合材料学会誌, **19**-3 (1993), 109-119.
- (12) 轟章・小林英男・足立邦夫、材料, **43**-487, (1994), 434-440.
- (13) Yau, J.F., and Wang, S.S., *Fracture Mechanics*, **20**-3, (1984), 423-432.
- (14) 結城良治・石川晴雄・岸本喜久雄・許金泉、界面の力学, (1993), 培風館.
- (15) 結城良治・許金泉、機論, **57**-539, A(1990), 1542-1549.
- (16) 荒井政大・上村元祥・足立忠晴・山路昭彦、機論, **65**-639, A(1999), 2238-2245.
- (17) 例えば、影山和郎、日本複合材料学会誌, **24**-6, (1998), 205-211.
- (18) 林郁彦・瀬田英介・上田宗一・市川忠男、機論, **61**-581, A(1995), 139-145.
- (19) Reeder, J.R., Crews Jr., J.H., *AIAA Journal*, **28**-7, (1990), 1270-1276.
- (20) Chen, J.H., Sernow, R., Schulz, E. and Hinrichsen, G., *Composites*, **30**, A(1999), 871-877.
- (21) 曹相鳳・結城良治・曹国強、境界要素法論文集, **5**, (1988), 155-160.
- (22) JIS K7086-93, 炭素繊維強化プラスチックの層間破壊じん性試験法, (1993).