低速衝撃荷重下における積層複合材料の 混合モード (I + II) 層間破壊じん性評価法†

日 下 貴 之* 堀 川 教 世*
梶 田 雅 義** 足 立 真 一**

Estimation Method for Mixed Mode (I + II) Interlaminar Fracture Toughness of Composite Laminates under Low-Velocity Impact Loading

by

Takayuki KUSAKA*, Noriyo HORIKAWA*,
Masayoshi MASUDA** and Shinichi ADACHI**

A simple experimental method was developed in order to evaluate the mixed mode (I + II) interlaminar fracture toughness of polymer matrix composite laminates under low-velocity impact loading. The MMF (Mixed Mode Flexure) specimen was employed for determining the critical energy release rate at the onset of macroscopic crack growth. The SHPB (Split Hopkinson Pressure Bar) system was used for measuring the dynamic load and displacement. The dynamic response of the specimen was studied on the basis of computational results using finite element method. The dynamic stress field in the vicinity of the crack tip was similar to the static stress field when a slow-gradient ramped incident stress wave applied to the specimen. However, the dynamic stress field was largely oscillated with time when a stepped incident stress wave was applied. In the previous case, a simple formula based on static beam theory and compliance method could be applied for calculating the dynamic energy release rate. The experimental results agreed well with the above computational results.

Key words: Composite material, Delamination, Fracture toughness, Mixed mode, Impact fracture, Stress wave, Experimental method

1 緒 言

CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastics) 材に代表される高分子系複合材料は、比強度、比剛性に優れ、航空宇宙分野をはじめとする様々な用途に使用されるようになってきている。しかし、これらの材料は、強化繊維方向の優れた特性を最大限に活用するため、積層材として用いられることが多く、面外からの衝撃荷重などによって内部にはく離損傷が生じやすいことが問題視されている。このことから、わが国でも 1993 年に層間破壊じん性試験法の標準化が行われ、¹⁾ モード I (開口型) の負荷様式に対しては DCB (Double Cantilever Beam) 試験法、モード II (面内せん断型) の負荷様式に対しては ENF (End Notched Flexure) 試験法を用いて、多種多様な積層複合材料の破壊挙動に関する研究が行われてきた。^{2) ~ 13)}

しかし、実構造物中での破壊は、上記のような単一の負荷様式で生じると考えるより、モード III (面外せん断型) を含めた複数の負荷様式が混合した応力下で生じると考える方が妥当である。実際、近年の研究では、モード III 破壊や混合モード破壊に関する実験あるいは解析結果が多数報告されるようになってきている。^{5) ~ 9)}

一方、積層複合材料の層間破壊特性は、基本的には母材樹脂の破壊特性に支配されるため、破壊じん性値、き

裂進展挙動などの諸特性が温度、湿度、ひずみ速度などに対して顕著な依存性を示すことが知られている。¹⁴⁾ 特に、複合材料の母材として広く用いられているエポキシ樹脂などでは、ひずみ速度の上昇に伴って破壊じん性が著しく低下することが知られている。¹⁴⁾ このことから、著者らは、高ひずみ速度下での破壊じん性評価の重要性を指摘し、じん性の異なる種々の CFRP 積層材のモード I およびモード II 衝撃破壊じん性および破壊じん性のひずみ速度依存性を明らかにした。^{10), 11)} 一般に、衝撃荷重下では、試験片および測定系に生じる慣性力の影響のため、応力拡大係数、エネルギー解放率などの破壊力学的パラメータを精度よく同定することは容易ではないが、¹⁵⁾ 著者らは、衝撃負荷方法および破壊じん性評価式を工夫することによって、簡便かつ高精度に高ひずみ速度下での積層複合材料の層間破壊じん性を評価することが可能であることを示した。^{12), 13)}

本報では、これまで行ってきたモード I およびモード II 衝撃破壊じん性評価法に関する研究結果をもとに、負荷速度 $\dot{\delta} = 10^0 \sim 10^1 \text{ m/s}$ 程度の低速衝撃荷重下におけるモード I とモード II との混合モード衝撃破壊じん性評価法を開発することを試みた (この速度域は、航空機用材料の選定基準として重要視される CAI (Compression

† 原稿受理 平成 12 年 6 月 9 日 Received June 9, 2000

* 正 会 員 立命館大学理工学部機械工学科 〒525-8577 草津市野路東, Dept. of Mech. Eng., Ritsumeikan Univ., Noji-Higashi, Kusatsu, 525-8577

** 立命館大学大学院 〒525-8577 草津市野路東, Graduate Student, Ritsumeikan Univ., Noji-Higashi, Kusatsu, 525-8577

After Impact) 特性を評価する際の速度域と同程度である). 検討の中では, 混合モード破壊じん性試験片の1つである MMF (Mixed Mode Flexure) 試験片^{5), 6)}の衝撃荷重下での応答を有限要素法を用いて解析することによって, 動的エネルギー解放率の評価に及ぼす負荷速度の影響を明らかにした. また, 有限要素解析によって得られた知見をもとに, SHPB (Split Hopkinson Pressure Bar) 法¹⁵⁾を用いた衝撃 MMF 試験を実施し, 炭素繊維/エポキシ複合材料の混合モード衝撃破壊じん性を評価することを試みた.

2 混合モード破壊じん性評価法

積層複合材料の混合モード層間破壊じん性試験法としては, MMB (Mixed Mode Bending) 試験法, CLS (Cracked Lap Shear) 試験法などの短冊状試験片を用いた方法^{3), 4)} Arcan 試験法などの円盤状試験片を用いた方法³⁾などが提案されているが, 本報では, 試験片および負荷治具の形状が比較的単純であり, DCB 試験法, ENF 試験法などの標準試験法¹⁾と同様の試験片が使用できる MMF 試験法^{5), 6)}を用いてモード I とモード II との混合モード層間破壊じん性を評価することを試みた. 本節では, 静的荷重下における MMF 試験法および等方性材料を仮定した静的はり理論とコンプライアンス法に基づくエネルギー解放率 G の評価法の概要について述べる.

2.1 MMF 試験法の概要

Fig. 1 に MMF 試験片の概略を示す. この試験片は, 積層複合材料のモード II 層間破壊じん性試験に用いられる ENF 試験片のき裂導入部の一部を切除した形状であり, 中央負荷点に荷重を与えることによってき裂先端部にモード I とモード II との混合モードの応力場が形成される.⁵⁾ また, この試験片では, き裂の上下面のはりの高さの比 h_1/h_2 を変化させることによってモード I とモード II のエネルギー解放率の比 G_{II}/G_I を変化させることが可能である.⁵⁾ ただし, 本報では, き裂が板厚中央面に入っている場合 ($h_1 = h_2 = h$) についてのみ検討を行った.

2.2 エネルギー解放率の算出

Fig. 2 に示すように, 中立面にき裂を有する微小はりに曲げモーメント M_U, M_L が作用すると考えると, モード I, モード II および混合モードのエネルギー解放率 G_I, G_{II}, G は次式のように表される.⁵⁾

$$G_I = \frac{1}{4} \cdot \frac{(M_U - M_L)^2}{bEI} \quad (1)$$

$$G_{II} = \frac{3}{16} \cdot \frac{(M_U + M_L)^2}{bEI} \quad (2)$$

$$G = G_I + G_{II} \quad (3)$$

ただし, $b, 2h, I (= bh^3/12), E$ はそれぞれ試験片の板幅, 板厚, 断面 2 次モーメントおよび繊維方向のヤング率である.

一方, 静的はり理論によると, MMF 試験片の荷重点コンプライアンス C は次式のように表される.

$$C \equiv \frac{\delta}{P} = \frac{2L^3 + 7a^3}{96EI} \quad (4)$$

Fig. 1. Mixed mode flexure specimen.

Fig. 2. Short beam subjected to mixed mode bending.

ただし, $a, 2L$ はそれぞれ試験片のき裂長さおよび曲げスパンである. したがって, $M_U = Pa/2, M_L = 0$ と近似すると, 式 (1), (2), (4) を用いて式 (3) は次式のように変形される.

$$G = \frac{21P^2a^2C}{2b(2L^3 + 7a^3)} \equiv G^{load} \quad (5)$$

上式は, 静的はり理論とコンプライアンス法に基づき, 荷重点反力 P からエネルギー解放率 G を決定する評価式である. このことから, 上式を用いて算出した評価値を添字 "load" を用いて表す. 次に, $P = \delta/C$ であることを考慮すると, 式 (5) は次式のように変形される.

$$G = \frac{21\delta^2a^2C}{2b(2L^3 + 7a^3)C} \equiv G^{disp} \quad (6)$$

上式は, 静的はり理論とコンプライアンス法に基づき, 荷重点変位 δ からエネルギー解放率 G を決定する評価式である. このことから, 上式を用いて算出した評価値を添字 "disp" を用いて表す. さらに, Fig. 2 に示すように, 曲げモーメント M_U, M_L がき裂先端直上の試験片表面におけるひずみ ϵ と比例する, すなわち, $M_U, M_L \propto \epsilon$ と近似すると, 式 (3) は次式のように変形される.

$$G = \frac{21\epsilon^2a^2C}{2b(2L^3 + 7a^3)D^2} \equiv G^{strain} \quad (7)$$

ただし, $D \equiv \epsilon/P$ は荷重 (本質的には曲げモーメント) とひずみの関係を与える比例定数である. 上式は, 静的はり理論とコンプライアンス法に基づき, 試験片表面のひずみ ϵ からエネルギー解放率 G を決定する評価式である. このことから, 上式を用いて算出した評価値を添字 "strain" を用いて表す.

2.3 モード比の算出

式 (1), (2) を用いると, MMF 試験片におけるモード比 G_{II}/G_I は次式で与えられる.⁵⁾

$$\frac{G_{II}}{G_I} = \frac{3(M_U + M_L)^2}{4(M_U - M_L)^2} \quad (8)$$

ここで, 前節での議論と同様に $M_U = Pa/2, M_L = 0$ と近

似すると $G_{II}/G_I = 0.75$ となる。しかし、次節で示すように、この値は必ずしも真値を与えない。

3 有限要素法による静的応力解析

前節で導出した評価式は、MMF 試験片の変形が静的はり理論を用いて正確に記述できることを前提にしたものであるが、試験片のアスペクト比 L/h が小さい場合には、せん断変形や荷重点での局所的な圧縮変形の影響が大きくなり、十分な評価精度が確保できなくなる。すなわち、本報の主眼である衝撃荷重の影響を議論する以前に、静的はり理論とコンプライアンス法に基づくエネルギー解放率 G の評価そのものが不可能になる。このことから、本節では、汎用有限要素解析コード MARC K7 を用いた静的応力解析を行い、エネルギー解放率 G の評価精度に及ぼす試験片寸法の影響について検討した。

3.1 静的応力解析方法

Fig. 3 に示すように、4 節点平面ひずみ要素を用いて MMF 試験片をモデル化した。ただし、試験片の板幅 b を 10mm、板厚 $2h$ を 3mm とし、エネルギー解放率 G の評価精度に及ぼす試験片寸法の影響を明らかにするために、曲げスパン $2L$ が 20 ~ 200mm の場合について解析を行った。き裂長さ a は $L/2$ とした。また、試験片は直交異方性弾性体であると仮定し、 $E_L = 140\text{GPa}$ 、 $E_T = 10\text{GPa}$ 、 $G_{LT} = 4\text{GPa}$ 、 $\nu_{LT} = 0.3$ 、 $\nu_{TL} = 0.02$ とした (添字 “L” は繊維方向、添字 “T” は繊維直角方向を表す)。試験片の両端支持点には治具との接触を考慮した非線形境界条件を与え¹⁶⁾ 中央負荷点に静的荷重に相当する強制変位 δ を与えた。なお、き裂先端部の最小要素の 1 辺の長さは Δa は $4\mu\text{m}$ とした。

クラッククロージャージャ法¹⁷⁾を用いると、モード I、モード II および混合モードのエネルギー解放率 G_I 、 G_{II} 、 G は次式のように表される。

$$G_I = \frac{Y_C}{2b\Delta a} (v_A - v_B) \equiv G_I^{\text{true}} \quad (9)$$

$$G_{II} = \frac{X_C}{2b\Delta a} (v_A - v_B) \equiv G_{II}^{\text{true}} \quad (10)$$

$$G = G_I^{\text{true}} + G_{II}^{\text{true}} \equiv G^{\text{true}} \quad (11)$$

ただし、 X_C 、 Y_C は節点 C に働く x および y 方向の節点力であり、隣接する要素間を十分に剛性の大きいばねで結合し、その際にばねに働く力を用いて算出した。また、 $u_A - u_B$ 、 $v_A - v_B$ は節点 A と節点 B との x および y 方向の相対変位である。

クラッククロージャージャ法では、き裂先端近傍の応力場のみからエネルギー解放率 G の各モード成分を決定でき、また、後述するような動的問題に対しても適用可能であることが示されている。¹⁷⁾ このことから、本報では、クラッククロージャージャ法によって算出した値を真値であると仮定し添字 “true” を用いて表す。以降、式 (5)、(6)、(7) によって算出した評価値 G^{load} 、 G^{disp} 、 G^{strain} を真値 G^{true} と比較することによって、静的荷重下における各評価式の妥当性を検証する。

3.2 試験片寸法の影響

Fig. 4 に有限要素解析によって得られた試験片のアス

Fig. 3. Schematic drawing of finite element model.

Fig. 4. Effects of aspect ratio on evaluation of mode ratio under static loading.

ペクト比 L/h とエネルギー解放率 $G^{\text{load}}/G^{\text{true}}$ との関係を示す。図中で、白丸は本報の対象である繊維強化複合材料を想定した直交異方性材料の解析結果、黒丸は比較のために示した等方性材料の解析結果である。なお、導出過程から明らかのように、静的荷重下では、式 (5)、(6)、(7) を用いて算出した評価値 G^{load} 、 G^{disp} 、 G^{strain} はすべて一致する。

Fig. 4 から、直交異方性材料、等方性材料いずれの場合についても、アスペクト比 L/h が小さい場合には、評価値 G^{load} は真値 G^{true} と一致しないことが分かる。これは、アスペクト比 L/h が小さい場合にはせん断変形や荷重点での局所的な圧縮変形の影響が大きくなるために、試験片の実際の変形状態が静的はり理論で予測される変形状態と異なるためである。また、直交異方性材料では、等方性材料に比べて評価値 G^{load} と真値 G^{true} のずれが著しく大きくなることが分かり、式 (5)、(6)、(7) などの静的はり理論とコンプライアンス法に基づく評価式を用いてエネルギー解放率 G を精度よく評価し得る範囲はおおよそ $L/h > 20$ であることが分かる。

Fig. 5 に有限要素解析によって得られた試験片のアス

ペクト比 L/h とモード比 G_{II}^{true}/G_I^{true} との関係を示す。図中で、白丸は直交異方性材料の解析結果、黒丸は等方性材料の解析結果、細破線は静的はり理論とコンプライアンス法に基づく式 (8) による理論値である。

Fig. 5 から、直交異方性材料、等方性材料いずれについても、アスペクト比 L/h が小さい場合には、モード比 G_{II}^{true}/G_I^{true} は理論値より著しく小さい、すなわち、理論値はモード II の寄与を過大に評価していることが分かる。また、従来報告されている MMF 試験結果の多くは $L/h \approx 30$ 程度であるが、上記の解析結果からは、 $L/h \approx 60$ 程度としても理論値は真値を与えないといえる。

4 有限要素法による衝撃応答解析

前節まで議論は、静的荷重下での破壊じん性試験を想定したものであり、衝撃荷重下での破壊じん性試験では、次式のように、試験片に生じる慣性力の影響を考慮したエネルギー解放率 G の評価を行う必要がある。¹⁵⁾

$$G = \frac{\partial W}{\partial A} - \frac{\partial E_{els}}{\partial A} - \frac{\partial E_{kin}}{\partial A} \quad (12)$$

ただし、 W は外力がなす仕事、 E_{els} は試験片のひずみエネルギー、 E_{kin} は試験片の運動エネルギー、 A はき裂の面積である。変位制御下で試験を行う場合には仕事 W の項は無視でき、衝撃荷重によって試験片に生じる慣性力はひずみエネルギー E_{els} および E_{kin} の項に影響を及ぼす。しかし、高ひずみ速度下においても、負荷方法を工夫することによってこのような慣性力の影響を低減できることが示されている。^{12), 13)} すなわち、式 (5), (6), (7) のような静的理論に基づく評価式を用いて、近似的に動的エネルギー解放率 G を算出することが可能となる場合がある。このような知見をもとに、本節では、汎用有限要素解析コード MARC K7 を用いた衝撃応答解析を行い、試験片の変形挙動およびき裂先端の応力場に及ぼす負荷速度の影響について検討した。

4.1 衝撃応答解析方法

前節での解析結果を考慮して、静的はり理論とコンプライアンス法に基づくエネルギー解放率 G の評価が可能である最小のアスペクト比 $L/h = 20$ の場合、すなわち、試験片の板幅 b を 10mm、板厚 $2h$ を 3mm、曲げスパン

Fig. 5. Effects of aspect ratio on evaluation of mode ratio under static loading.

$2L$ を 60mm、き裂長さ a を 15mm とした場合について解析を行った。要素分割および材料定数は前節と同様とし、各要素には実験結果との比較によって同定したレイリー減衰を与えた。¹⁶⁾ また、試験片の両端支持点には治具との接触および乖離を考慮した非線形境界条件を与え、¹⁶⁾ 中央負荷点に次式で表される強制変位 δ を与えることによって衝撃荷重をモデル化した。

$$\delta \equiv \frac{d\delta}{dt} = V_0 \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{t}{T}\right) \right\} \quad (13)$$

ただし、 V_0 , T は最大粒子速度および時定数に相当するパラメータである。本報では、エネルギー解放率 G の評価精度に及ぼす負荷速度の影響を明らかにするために、最大粒子速度 V_0 と時定数 T との組み合わせを種々変更し解析を行った。Fig. 6 に、負荷速度 δ の立ち上がりが急な場合 (ステップ入力) の 1 例として $V_0 = 2\text{m/s}$, $T = 10\mu\text{s}$ の波形、負荷速度 δ の立ち上がりが緩やかな場合 (ランプ入力) の 1 例として $V_0 = 2\text{m/s}$, $T = 100\mu\text{s}$ の波形を示す。なお、衝撃応答解析の際の時間積分にはフォーボルト法¹⁶⁾を用い、1 解析ステップあたりの時間増分 Δt を $1\mu\text{s}$ とした。

4.2 動的エネルギー解放率

Fig. 7 に有限要素解析によって得られた荷重点変位 δ とエネルギー解放率 G との関係を示す。(a) はステップ入力に対する解析結果、(b) はランプ入力に対する解析結果である。図中で、太破線は有限要素解析によって得られた荷重点反力 P から静的はり理論とコンプライアンス法に基づく式 (5), (6), (7) を用いて算出した評価値 G^{load} , G^{disp} , G^{strain} 細破線はき裂先端の応力場から式 (11) を用いて算出した真値 G^{true} を表す。ただし、エネルギー解放率 G の算出に際して、コンプライアンス C およびひずみ変化率 D は静的荷重を与えた場合の解析結果をもとに決定した値を用いた。

Fig. 7 (a) から、ステップ入力の場合には、試験片に激しい曲げ振動が励起されき裂先端の応力場が振動するため、エネルギー解放率の真値 G^{true} にも振動が見られることが分かる。また、真値 G^{true} に比べて、荷重 P に基づく評価値 G^{load} は振動を過大に、変位 δ に基づく評価値

Fig. 6. Time history of impact loading used in dynamic finite element analysis.

Fig. 7. Relationship between energy release rate and loading point displacement under impact loading.

G^{disp} は逆に振動を過小に評価していることが分かる。これに対して、ひずみ ε に基づく評価値 G^{strain} は、真値 G^{true} とほぼ一致していることが分かる。

一方、Fig. 7 (b) から、ランプ入力の場合には、試験片の曲げ振動が大幅に低減され、エネルギー解放率の真値 G^{true} にはほとんど振動が見られないことが分かる。また、荷重 P に基づく評価値 G^{load} および変位 δ に基づく評価値 G^{disp} と真値 G^{true} との差は、ステップ入力の場合に比べて著しく小さいことが分かる。さらに、ひずみ ε に基づく評価値 G^{strain} は、真値 G^{true} とほぼ一致していることが分かる。

以上のことから、高ひずみ速度下での破壊じん性試験において、エネルギー解放率 G を精度よく評価するためには、試験片への入力をランプ入力とし、試験片表面のひずみ ε に基づく評価式 (7) を用いることが有効であると結論できる。

4・3 動的モード比

Fig. 8 に有限要素解析によって得られた荷重点変位 δ とモード比 G_{II}^{true}/G_I^{true} との関係を示す。(a) はステップ

入力に対する解析結果、(b) はランプ入力に対する解析結果である。図中で、太実線は有限要素解析によって得られたき裂先端の応力場から算出したモード比 G_{II}^{true}/G_I^{true} 、細実線は静的荷重を与えた場合の解析結果、細破線は静的はり理論とコンプライアンス法に基づく理論値を表す。

Fig. 8(a) から、ステップ入力の場合には、モード比 G_{II}^{true}/G_I^{true} は、一定とならずに、静的荷重を与えた場合の解析結果の周りを振動することが分かる。一方、Fig. 8(b) から、ランプ入力の場合には、モード比 G_{II}^{true}/G_I^{true} は、負荷初期を除いて、静的荷重を与えた場合の解析結果とほぼ一致することが分かる。

以上のことから、高ひずみ速度下での破壊じん性試験において、一定のモード比 G_{II}/G_I を得るためには、ランプ入力を用いることが有効であることが確認される。

5 SHPB 法による衝撃 MMF 試験

本節では、有限要素解析で得られた知見をもとに、SHPB 法を用いた衝撃 MMF 試験を実施し、炭素繊維/エポキシ複合材料 (HTA/112, 東邦レーヨン製) の混合モード衝撃破壊じん性を評価することを試みた。

(a) Stepped input ($V_0 = 2\text{m/s}$, $T = 10\mu\text{s}$) (b) Ramped input ($V_0 = 2\text{m/s}$, $T = 100\mu\text{s}$)

Fig. 8. Relationship between mode ratio and loading point displacement under impact loading.

5・1 衝撃 MMF 試験法

Fig. 9 に用いた SHPB 式衝撃試験装置の概略を示す。打出棒の加速には圧縮空気を用い、入力棒との衝突速度が $2 \sim 10\text{m/s}$ となるよう設定した。その際、打出棒と入力棒との間に設置した緩衝材の有無および寸法によって入射応力波の立ち上がり時間を制御した。¹⁸⁾ なお、緩衝材には直径 $2 \sim 5\text{mm}$ 、長さ $2 \sim 5\text{mm}$ 程度のスズ合金製の円柱を用いた。応力波の測定感度の向上および高負荷速

Fig. 9. Schematic drawing of impact MMF testing apparatus using SHPB technique.

度の達成のため、打出棒、入力棒および出力棒には音響インピーダンスが小さく耐力の大きいアルミニウム合金 A7075-T6 を用いた。また、応力波の測定にはひずみゲージ G1 ~ G4 を使用した。

5・2 衝撃 MMF 試験結果

Fig. 10 に衝撃試験によって得られたひずみゲージ G1 ~ G4 の出力波形を示す。(a) は緩衝材を用いなかった場合の実験結果、(b) は緩衝材を用いた場合の実験結果である。ひずみゲージ G1 の出力波形の立ち上がりから約 $400\mu\text{s}$ は入射応力波 δ に相当するが、緩衝材を用いなかった場合がステップ波、緩衝材を用いた場合がランプ波を再現していることが分かる。また、ひずみゲージ G3 の出力波形は試験片に与えられた荷重 P に相当する。

Fig. 10 (a) から分かるように、ステップ入力の場合には、ひずみゲージ G3, G4 いずれの出力波形にも激しい振動が認められ、破壊開始点の特定も容易でない。一方、Fig. 10 (b) から分かるように、ランプ入力の場合には、ひずみゲージ G3 の出力波形にやや振動が認められるものの、ひずみゲージ G4 の出力波形にはほぼ振動は認められない。すなわち、試験片はほとんど曲げ振動を伴わずに静的荷重を与えた場合と同様の変形モードで高速に変形していることが推察される。

以上の衝撃試験結果は前述の有限要素解析結果とよく一致しており、前節で得られた結論の妥当性が確認される。また、上記の実験結果から得られた破壊じん性値 G_C は 180J/m^2 であったが、同じ材料の静的荷重下での破壊じん性値 G_C は 230J/m^2 であり、この材料では、混合モード (I + II) の層間破壊じん性値 G_C はひずみ速度の上昇に伴って低下する傾向にあることが明らかになった。

6 結 言

負荷速度 $\dot{\delta} = 10^0 \sim 10^1\text{m/s}$ 程度の低速衝撃荷重下における積層複合材料の混合モード層間破壊じん性を簡便かつ高精度に評価できる手法を確立することを目的として、有限要素法を用いた MMF 試験片の静的応力解析、衝撃応答解析および SHPB 法による衝撃 MMF 試験を行い、以下のような結論を得た。

- 衝撃破壊じん性試験において、試験片への入力をランプ入力とすることによって、衝撃荷重によって生じる試験片の曲げ振動の影響を低減することが可能であり、この場合には、静的はり理論とコンプライアンス法に基づく簡単な評価式を用いて動的エネルギー解放率 G を高精度に評価することが可能である。
- 衝撃破壊じん性試験において、荷重点反力 P に基づく評価式は振動の影響を過大に、荷重点変位 δ に基づく評価式は逆に振動の影響を過小に評価する傾向がある。これに対して、試験片表面のひずみ ε に基づく評価式は、最も高精度に動的エネルギー解放率を評価することが可能である。
- SHPB 法において、打出棒と入力棒との衝突面間に設置した緩衝材の塑性変形を利用することによって、ランプ入力波を発生させることが可能である。また、SHPB 法による実験結果は、上記の結論の妥当性を

 (a) Stepped input ($V_0 = 4\text{m/s}$)

 (b) Ramped input ($V_0 = 2\text{m/s}$)

Fig. 10. Experimental results of impact MMF test using SHPB technique.

立証するものであった。

- 負荷速度によらず、MMF 試験片におけるモード比 G_{II}/G_I は、静的はり理論とコンプライアンス法に基づく理論値と必ずしも一致せず、積層複合材料のような直交異方性材料では、理論値よりモード II の寄与がやや小さくなる傾向にある。

参考文献

- 1) JIS K 7086-1993, 日本規格協会 (1993).
- 2) K. Friedrich, "Application of Fracture Mechanics to Composite Materials" (1989) Elsevier.
- 3) L. A. Carlsson and R. B. Pipes, "Experimental Characterization of Advanced Composite Materials", Chap.13 (1987) Prentice-Hall.
- 4) 三木光範, 福田武人, 元木信弥, 北條正樹, "複合材料", 第 6 章 (1997) 共立出版.
- 5) J. G. Williams, Int. J. Fract., **36**, 101 (1988).
- 6) S. H. Yoon and C. S. Hong, Int. J. Fract., **43**, R3 (1990).
- 7) P. Sriram, Y. Khourchid and S. J. Hooper, ASTM STP 1206, 291 (1993).
- 8) J. R. Reeder, ASTM STP 1206, 303 (1993).
- 9) 東藤 貢, 中村尊繁, 馬田俊雄, 高橋 清, 日本複合材料学会誌, **23**, 182 (1997).
- 10) T. Kusaka, M. Hojo, Y. W. Mai, T. Kurokawa, T. Nojima and S. Ochiai, Compos. Sci. Tech., **58**, 591 (1998).
- 11) T. Kusaka, M. Hojo, S. Ochiai and T. Kurokawa, Mater. Sci. Res. Int., **5**, 98 (1999).
- 12) 日下貴之, 北條正樹, 落合庄治郎, 日本接着学会誌, **34**, 358 (1998).
- 13) T. Kusaka, T. Kurokawa, M. Hojo and S. Ochiai, Key Eng. Mater., **141-143**, 477 (1998).
- 14) A. G. Atkins and Y. W. Mai, "Elastic and Plastic Fracture", (1985) Ellis Horwood.
- 15) 林 卓夫, 田中吉之助, "衝撃工学", 第 6 章 (1988) 日刊工業新聞社.
- 16) MARC K7 Reference Manual, Vol. C, (1998) MARC.
- 17) E. F. Rybicki and M. F. Kanninen, Eng. Fract. Mech., **9**, 931 (1977).
- 18) 小川欽也, 東田文子, 強化プラスチック, **36**, 123 (1990).