デジタル画像相関法を用いた積層材料の損傷許容設計 に対する衝撃破壊力学的アプローチ[†]

吉村 健佑^{*} 江 角 務^{**}

Dynamic Fracture Mechanics Approach on Damage Tolerant Design of the Laminated Materials Using Digital Image Correlation Method

by

Kensuke YOSHIMURA^{*} and Tsutomu EZUMI^{**}

In recent years, the laminated materials are designed and used widely in aerospace applications, for example. Therefore, it is important to evaluate the fracture characteristic of the laminated materials. In this research, the basic study on damage tolerant design for the laminated materials subjected to impact load is systematized. The dynamic fracture behavior is analyzed by using the high-speed video camera and the digital image correlation method or caustics method. The dynamic stress intensity factor is experimentally calculated with both the digital image correlation method and caustics method. These two kinds of analysis results are compared, and the reliability of the analytical method in the digital image correlation method is confirmed. In addition, the mixed-mode ratio, dynamic fracture toughness and kinking angle are evaluated from the dynamic stress intensity factor for the control and forecast of fracture. And, the characteristic of mixed-mode fracture criterion showing the condition and the behavior of fracture is examined. It is shown to be able to properly act as damage tolerant design by the materials evaluation method.

Key words : Experimental mechanics, Dynamic fracture toughness, Stress intensity factor, Laminated material, Interface strength, Impact fracture

1 緒 言

CFRP (Carbon Fiber Reinforced Plastics ; 炭素繊維強化プラスチック) 積層材料に代表される先端積層材料は、航空宇宙分野をはじめとする幅広い分野で使用されている。今後、構造部材を主として更なる積層材料の大幅導入が期待される。しかし、積層材料は異なる材料を組み合わせているため材料特性の不連続が存在し、異物衝突などに起因する衝撃負荷を受けると、容易に内部損傷(層間き裂)が発生する。そして、その材料の大幅な強度低下から、破壊に至ることが問題となっている。^{1)~3)} この金属材料をはじめとする、従来の連続的な工業材料とは異なる、積層材料特有の設計技術に対する不確定性を解消する必要がある。材料設計技術の信頼性を高めるには、欠陥き裂を内在しながら衝撃破壊の予測や制御が可能となるよう損傷許容設計の概念が重要となるが、未だに体系化が不十分である。また、衝撃負荷を受ける積層材料の破壊の予測や制御を行うには、破壊力学を基礎とした材料評価をすることが必須となる。しかし、異材界面き裂である層間き裂の破壊において、き裂先端近傍は、複素応力拡大係数に支配される複雑な混合モード状態となる。^{4)~6)} 更に衝撃負荷下の場合、準静的負荷下とは異なるき裂開口挙動を示す上にき裂進展挙動が瞬間的であり、衝撃層間破壊挙動の精確な解析が困難となる

ため、その手法は十分に確立されていない。以上のことから、精確な混合モード状態での衝撃層間破壊挙動の解析手法、そして損傷許容設計の体系化を行い、積層材料における信頼性を高めることは重大な課題である。

本研究では、6種類の積層構成の異なる3層の試験片を用いて落錘式衝撃3点曲げ試験を行い、ハイスピードビデオカメラとデジタル画像相関法^{7), 8)}を使用することで衝撃層間破壊挙動の解析を行う手法を提案した。そして、コースティックス法⁹⁾を用いてデジタル画像相関法による解析手法の妥当性を検討した。また、動的応力拡大係数を算出し、混合モード比、動的破壊じん性値とき裂進展方向を関連付けた。以上の三つの破壊パラメータにより、衝撃破壊の予測や制御を行う上で、重要な評価となる混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を導いた。この材料評価手法の有効性を提案し、衝撃負荷を受ける積層材料に対する損傷許容設計の体系化を図るための基礎研究を行った。

2 試 験 片

2・1 供試材

供試材は、エポキシ樹脂(EP)、ポリメタクリル酸メチル樹脂(PMMA)、ポリカーボネート樹脂(PC)の3種類を使用した。これらを組み合わせ、上下層材は同じ供試材とし、6種類の積層構成の異なる3層の試験片を製

[†] 原稿受理 平成 21 年 9 月 7 日 Received Sep. 7, 2009 © 2010 The Society of Materials Science, Japan

^{*} 富士重工業(株) 〒320-8564 宇都宮市陽南, Fuji Heavy Industries Ltd., Yonan, Utsunomiya, 320-8564

^{**} 芝浦工業大学工学部 〒135-8548 東京都江東区豊洲, Dept. Tech., Shibaura Inst. of Tech., Koto-ku, Tokyo, 135-8548

Table 1 Material characterization.

	Young's modulus E [MPa]	Poisson's ratio ν	Shear modulus μ [MPa]	Dynamic caustic constant c_{0D} [m ² /N]	Dynamic fracture toughness K_{ICD} [MPa·m ^{1/2}]
EP	3.0×10^3	0.36	1.10×10^3	-1.230×10^{-10}	0.69
PMMA	2.9×10^3	0.38	1.05×10^3	-0.571×10^{-10}	1.03
PC	2.3×10^3	0.36	0.84×10^3	-1.254×10^{-10}	2.61

Table 2 Combination of materials under tests.

Specimen type	Upper/Lower material	Middle material
Type A	EP	PC
Type B	PC	EP
Type C	PMMA	EP
Type D	EP	PMMA
Type E	PC	PMMA
Type F	PMMA	PC

作した。各供試材の材料特性を Table 1 に示す。そして、各試験片の供試材の組み合わせを Table 2 に示す。動的破壊じん性値 K_{ICD} は、予備実験により得られた本研究と同じ衝撃速度下での値である。

2・2 試験片形状

各供試材の寸法は、横 140mm、縦 10mm、厚さ 6mm とした。積層接着する際には、中層材と下層材の間に厚さ 0.05mm のポリプロピレンフィルムを試験片端から 40mm まで挟み、端面き裂となる非接着面を成型した。供試材の接着にはアクリル系接着剤（ハードロック：電気化学工業）を使用した。また、デジタル画像相関法は、画像の濃淡情報を基に解析を行う。このため、撮影範囲となる試験片のき裂先端近傍に、白と黒のスプレーで噴霧し、斑点状のランダムパターンを製作した。試験片形状寸法を Fig. 1 に示す。

3 実験方法

3・1 デジタル画像相関法を用いた実験方法

実験装置の構成を Fig. 2 に示す。ハイスピードビデオカメラ (FASTCAM-MAX120K/120KC : Photron)、落錘式衝撃荷重装置、解析用パーソナルコンピュータ、メタルハライドファイバー照明装置 (LS-M350 : 住田光学ガラス) を使用した。試験片の支持点間を 120mm とし、錘であるストライカーを落下させ、落錘式衝撃 3 点曲げ試験を行った。ストライカーの重量は 3.1N であり、高さ 600mm から自由落下させた。⁹⁾ ここで、落下速度は、 g を重力加速度、 H を落下高さとする、理論 $\sqrt{2gH}$ から本研究では約 3.4m/s となる。しかし、実際の実験下に

Fig. 1 Configuration of specimen.

おいてストライカーは、ガイドワイヤーなどの接触による抵抗を受けている。よって、理論的な落下速度よりも減少し、本研究では 3.1m/s で試験片に落下することを、予備実験より確認した。試験片のき裂先端を中心に縦 10mm × 横 5mm を撮影範囲とし、き裂が進展する瞬間をハイスピードビデオカメラで撮影した。シャッタースピードを 1/150,000sec、撮影コマ数を 30,000fps とした。解像度は 256 × 128 画素である。また、鮮明な画像を得るため、照明装置を用いて、撮影範囲を照射した。

3・2 コースティックス法を用いた実験方法

動的コースティックス実験の構成は、落錘式衝撃荷重装置、ハイスピードビデオカメラ、パーソナルコンピュータ、集光レンズ、スクリーン、オートコリメーター (6B : Nikon)、He-Ne ガスレーザー (PS-140 : 日本科学エンジニアリング) である。オートコリメーターを用いてレーザーを平行光にした後、集光レンズより収束され再び発散させた光を試験片のき裂先端近傍に当てる。本研究では、試験片とスクリーン間の距離 z_0 を 1.00m、点光源と試験片間の距離 z_1 を 0.25m とした。スクリーンに映る初期き裂進展直前までのコースティックス像を撮影した。

4 解析方法

4・1 デジタル画像相関法によるき裂開口変位の解析

デジタル画像相関法は、物体が変形する間の特定の時刻における画像と、一定時間経過した画像を比較する。その 2 枚のデジタル化された濃淡画像から、ある領域の変形前後の移動量を、輝度値分布の相関を用いて検出することにより、任意の測定箇所の変位やひずみを求められる。画像解析を行うために非接触で測定でき、測定対象となる材料、測定箇所や変位速度の制約がないことが特長である。本研究では、この利点を活かし、実験より得られた画像をデジタル画像相関法システム (Istra3D ver 1.0. 2.0 : Dantec Ettmeyer GmbH) を用いて、

Fig. 2 Experimental setup.

時間毎に初期き裂進展直前までのき裂前縁の開口変位 (δ_x, δ_y) を解析した. 開口変位は, き裂の上 0.1mm と下 -0.1mm の変位を測定することで求め, き裂先端から $r = 0.3, 0.6, 0.9, 1.2, 1.5\text{mm}$ の 5 点を解析した. 相関演算における計算領域 (サブセット) の大きさは 8×8 画素とした.

4・2 デジタル画像相関法による動的応力拡大係数の算出

本研究では, 異材界面き裂の応力拡大係数における Erdogan¹⁰⁾ の定義をもとに, 結城ら¹¹⁾ が提案した変位外挿法を適用し, デジタル画像相関法の解析結果より動的応力拡大係数 $K_1(t)$, $K_2(t)$ および $K_I(t)$ を算出した.

$$\left. \begin{aligned} K_1(t) &= \lim_{r \rightarrow 0} C \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \left[(\cos Q + 2\varepsilon \sin Q) \delta_y \right. \\ &\quad \left. + (\sin Q - 2\varepsilon \cos Q) \delta_x \right] \\ K_2(t) &= \lim_{r \rightarrow 0} C \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \left[(\cos Q + 2\varepsilon \sin Q) \delta_x \right. \\ &\quad \left. - (\sin Q - 2\varepsilon \cos Q) \delta_y \right] \\ K_I(t) &= \sqrt{K_1^2(t) + K_2^2(t)} = \lim_{r \rightarrow 0} C \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \sqrt{1 + 4\varepsilon^2} \sqrt{\delta_x^2 + \delta_y^2} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ただし,

$$\left. \begin{aligned} C &= \frac{2 \cosh(\varepsilon \pi)}{(\kappa_1 + 1)/\mu_1 + (\kappa_2 + 1)/\mu_2} \\ Q &= \varepsilon \ln\left(\frac{r}{L}\right) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

異材界面き裂先端近傍の変位場が得られれば, 式 (1) と Fig. 3 に示すように, 外挿式より, $K_1(t)$, $K_2(t)$ および $K_I(t)$ が振動特異性の影響の少ない外側のき裂先端近傍の開口変位を用いて, 最少二乗法によりき裂先端の応力拡大係数を算出することで精度良く求められる. デジタル画像相関法から解析した, 各測定点のき裂開口変位 (δ_x, δ_y) をもとに, 各測定点の動的応力拡大係数 $K_1(r)$, $K_2(r)$ および $K_I(r)$ を求め, 時間毎に $K_1(t)$, $K_2(t)$ および $K_I(t)$ の実験的算出を行った. また, バイマテリアル定数 ε と κ_j は次式で定義される.

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left[\left(\frac{\kappa_1 + 1}{\mu_1} \right) / \left(\frac{\kappa_2 + 1}{\mu_2} \right) \right] \quad (3)$$

$$\kappa_j = \begin{cases} 3 - 4\nu_j & \text{Plane strain} \\ (3 - \nu_j)/(1 + \nu_j) & \text{Plane stress} \end{cases}, \quad (j = 1, 2) \quad (4)$$

式 (3) と式 (4) に示す $\mu_1, \mu_2, \nu_1, \nu_2$ はそれぞれ, 材料 1, 2 の横弾性係数とポアソン比である. L は代表長

Fig. 3 Calculation of dynamic stress intensity factor.

さであり, 本研究では, き裂長さの 2 倍とした.

上記の変位外挿法を用いて動的応力拡大係数を算出する際, き裂先端 ($r \rightarrow 0$) では発散してしまい一定値に収束しないため, き裂先端からの距離 r が大きく依存する.

よって, 測定点となる r の範囲において, 振動域の影響を受けてしまうと, Fig. 3 の右側に示す各測定点の動的応力拡大係数のばらつきが大きくなる. これにより, 近似直線の傾きが大きくなり, 正確な動的応力拡大係数の算出ができない. 反対に, 振動域の影響を受けない範囲で外挿が行えている場合, 近似直線の傾きが非常に小さくなる. 本研究では, 最少二乗法によって求めた近似直線の傾きがほぼ 0 となるよう r の範囲を設定した.

4・3 コースティックス法による動的応力拡大係数の算出

き裂を有するアクリル板などの高分子材料に荷重を加え, 光を入射させると, き裂先端近傍の応力集中によって板の厚さと屈折率の変化が生じる. そのため, 入射した光路長が変化し, 光が透過しない領域が生じることで像が得られる. このコースティックス像と呼ばれる像の大きさや形状から動的応力拡大係数の値を算出できる. 発散光を用いた透過形コースティックス法の場合は, 試験片とスクリーンおよび点光源の位置でスクリーンに映るコースティックス像の倍率が変化する.

$$\lambda = \frac{(z_0 + z_i)}{z_i} \quad (5)$$

z_0 を試験片とスクリーン間の距離, z_i を点光源と試験片間の距離とすると, 倍率 λ は式 (5) となる. そして, 異材界面き裂を有する場合のスクリーン上における X_j, Y_j 軸のコースティックス像の形状は次式となる.¹²⁾ 添字 j は材料 1, 2 のそれぞれの位置での像の形状を示す.

$$\left. \begin{aligned} X_j &= r_j(\theta) \lambda \times \left[\cos \theta + \eta \sin \left\{ \frac{3\theta}{2} + \varepsilon \ln \left(\frac{r_j(\theta)}{a} \right) + \gamma + \alpha \right\} \right] \\ Y_j &= r_j(\theta) \lambda \times \left[\sin \theta - \eta \cos \left\{ \frac{3\theta}{2} + \varepsilon \ln \left(\frac{r_j(\theta)}{a} \right) + \gamma + \alpha \right\} \right] \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

ただし,

$$\left. \begin{aligned} r &= r_j(\theta) = \left(\frac{\xi_j W_j}{\lambda} \right)^{2/5} \\ \eta &= \frac{2}{\sqrt{4\varepsilon^2 + 9}} \\ \xi_j &= \frac{C_j \sqrt{4\varepsilon^2 + 9}}{2} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

$$\left. \begin{aligned} W_1 &= \exp\{-\varepsilon(\pi - \theta)\} \\ W_2 &= \exp\{\varepsilon(\pi + \theta)\} \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} C_j &= \frac{\sqrt{4\varepsilon^2 + 1}}{\sqrt{2\pi} \cosh(\pi\varepsilon)} z_0 |c_{0j}| t K_I(t) \\ \gamma &= \tan^{-1} \left(\frac{K_2(t)}{K_1(t)} \right) \\ \alpha &= \cos^{-1} \left\{ \frac{2\varepsilon}{\sqrt{4\varepsilon^2 + 1}} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Fig. 4 Caustic image on the screen.

c_0 は材料に依存するコースティック定数である。Fig. 4 に本研究の試験片 Type A において、応力拡大係数 $K_I(t) \doteq 2[\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}]$ ($K_I(t) = 0.1, K_2(t) = -1.0$) の時のコースティック像の理論形状を示す。

4・4 混合モード比, 動的破壊じん性値, き裂進展方向の算出

異材界面き裂の応力場は、モード I とモード II が作用する混合モード状態となる。この混合モード状態を表す複数の破壊パラメータで、衝撃破壊の条件や挙動を特性づける必要がある。これを混合モード破壊クライテリオン^{13)~16)}といい、衝撃破壊の予測や制御を行う上で、重要な評価となる。本研究では、算出した動的応力拡大係数から混合モード比 γ 、動的破壊じん性値 K_{ICD} そしてき裂進展方向 θ_0 を算出し、関連付けることで、衝撃破壊の条件や挙動を表す混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を導いた。

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{K_2(t)}{K_1(t)} \right) \quad (10)$$

γ の算出は、動的応力拡大係数 $K_1(t), K_2(t)$ の比をとり、式 (10) で与えられる。また、 K_{ICD} の算出は、初期き裂進展直前の動的応力拡大係数 $K_i(t)$ を用いて評価を行った。そして、 θ_0 の算出は、周方向応力最大モデル¹³⁾を適用した。次式に示すき裂先端を中心として、周方向の

引張の応力拡大係数 K_σ の分布を求めることで、 θ_0 を算出することができる。

$$K_\sigma = \frac{\sqrt{K_1^2 + K_2^2}}{2 \cosh(\pi \varepsilon)} [B(\theta, \varepsilon, \gamma) \cos Q - C(\theta, \varepsilon, \gamma) \sin Q] \quad (11)$$

材料の組み合わせによって変化するバイマテリアル定数 ε が十分小さい場合は、式 (11) の第二項を省略し、近似して評価することが可能である。しかし、 ε が大きい場合、振動域が異材界面き裂先端から広範囲に反映され、第二項の影響が残ることで近似が成立しない。したがって本研究では、振動域を考慮し、その外側の安定な解から $r \rightarrow 0$ となるき裂先端への外挿により、周方向の引張の動的応力拡大係数 $K_\sigma(t)$ の分布を算出した。4・2 節で得られた時間毎の各測定点の動的応力拡大係数 $K_1(r), K_2(r)$ から、次式を提案し、 $K_\sigma(t)$ の分布を算出した。本研究では、 ε の最も大きい試験片 Type E と Type F が $|\varepsilon| = 0.012$ であり、振動域の影響は比較的小さい。しかし、従来困難とされてきた ε の大きい多種多様な積層材料や実験方法、試験片形状にも本手法を用いることにより適用でき、同じように精度良く算出することが可能である。

$$K_\sigma(t) = \lim_{r \rightarrow 0} \frac{\sqrt{K_1^2(r) + K_2^2(r)}}{2 \cosh(\pi \varepsilon)} [B(\theta, \varepsilon, \gamma(r)) \cos Q - C(\theta, \varepsilon, \gamma(r)) \sin Q] \quad (12)$$

ただし、

$$\left. \begin{aligned} B(\theta, \varepsilon, \gamma(r)) &= W_j \left[2 \cos \left(\frac{\theta}{2} + \gamma(r) \right) - (\cos \theta + 2\varepsilon \sin \theta) \right. \\ &\quad \left. \times \cos \left(\frac{\theta}{2} - \gamma(r) \right) \right] + \frac{1}{W_j} \cos \left(\frac{3\theta}{2} + \gamma(r) \right) \\ C(\theta, \varepsilon, \gamma(r)) &= W_j \left[2 \sin \left(\frac{\theta}{2} + \gamma(r) \right) - (\cos \theta + 2\varepsilon \sin \theta) \right. \\ &\quad \left. \times \sin \left(\frac{\theta}{2} - \gamma(r) \right) \right] + \frac{1}{W_j} \sin \left(\frac{3\theta}{2} + \gamma(r) \right) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$\left. \begin{aligned} W_1 &= \exp\{-\varepsilon(\pi - \theta)\} \\ W_2 &= \exp\{\varepsilon(\pi + \theta)\} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

$$\gamma(r) = \tan^{-1} \left(\frac{K_2(r)}{K_1(r)} \right) \quad (15)$$

Fig. 5 Experimental result (Digital image correlation method / Caustics method).

$K_{\sigma}(t)$ が最大値となる $K_{\sigma \max}$ の方向が θ_0 となる。しかし, $\theta_0 = 0^\circ$ である界面へ進展する場合も考慮し, 総合的な判断が必要となる。本研究では, 初期き裂進展直前における, 上述の三つの破壊パラメータが, 衝撃破壊の条件や挙動を特定する一つの指標になるとして評価をした。 $K_{i \text{ CD}}$ と γ の関係から衝撃破壊の条件を特定し, θ_0 と γ から衝撃破壊の挙動の特定を行った。

5 実験結果および考察

Fig. 5 には, デジタル画像相関法で解析した, き裂先端近傍の変位挙動を左に, そして右にスクリーンに映るコースティック像の Type A の一例を示す。また, 各試験片十本ずつのデータをまとめ, それぞれの破壊パラメータを算出した。

5・1 衝撃破壊の条件の特定

Fig. 6 にデジタル画像相関法とコースティック法それぞれの各試験片の動的破壊じん性値 $K_{i \text{ CD}}$ と混合モード比 γ の平均値の関係を示す。誤差範囲は, 上限・下限値を表す。デジタル画像相関法による解析結果がコースティック法による解析結果と比べて, 極めて近い値を示していることが分かった。これより, デジタル画像相関法によるき裂開口変位から外挿法を用いた本手法の妥当性を確認できた。

また, 各試験片で破壊特性を比較すると, Type A と Type B は供試材に EP と PC を使用しており, 接着力(動的界面強度)は同値であるが, Type B のほうが $K_{i \text{ CD}}$ と γ は低い値となった。つまり, モード I が大きく作用していると, $K_{i \text{ CD}}$ が低くなることが示された。これは, Type C と Type D そして Type E と Type F を比較しても同じ傾向となった。一般的に, 静的負荷を受ける際の異材界面き裂は, モード II である面内せん断変形に強く, モード I である開口変形には弱いとされている。¹⁴⁾ 衝撃負荷を受ける本研究結果においても, 同様の傾向が得られた。よってモード I とモード II の関係を表す次式の楕円則¹⁵⁾を適用して, 動的界面強度 $K_{i \text{ CD}}$, $K_{2 \text{ CD}}$ の算出を行った。Type A と Type B, Type C と Type D および Type E と Type F それぞれの組み合わせにおいて, $K_{i \text{ CD}}$ のみの動的破壊じん性値 $K_{i \text{ CD}}$ と $K_{2 \text{ CD}}$ のみの動的破壊じん性値 $K_{2 \text{ CD}}$ といった動的界面強度を算出するこ

とで, 衝撃破壊の条件を特定した。Fig. 6 の共に示す曲線は, 楕円則によって描いたものである。

$$\left(\frac{K_{i \text{ CD}}}{K_{i \text{ CD}}^*}\right)^2 + \left(\frac{K_{2 \text{ CD}}}{K_{2 \text{ CD}}^*}\right)^2 = 1 \quad (16)$$

5・2 衝撃破壊の挙動の特定

Fig. 7 に各試験片のき裂進展方向 θ_0 と混合モード比 γ の平均値の関係を示す。共に示す曲線は, θ_0 の算出の際, 式 (12) のように γ が関連しており, 周方向応力最大モデルから描いたものである。 θ_0 は各試験片で $63^\circ \sim 69^\circ$ の範囲となり, き裂の上部へ進展する場合は, 約 65° の角度で進展することが分かった。しかし, き裂の上部へ進展せずに, $\theta_0 = 0^\circ$ である界面へ進展する場合も考慮して評価する必要がある。このき裂がどちらへ進展するかを判別する手段として, 次式のように, 各試験片の引張りの動的応力拡大係数 $K_{\sigma}(t)$ の最大値 $K_{\sigma \max}$ と進展方向の材料の動的破壊じん性値 $K_{i \text{ CD}}$ を比較評価を行った。¹⁶⁾ 以下, θ_0 は上述の評価を踏まえた, 実際のき裂進展方向 θ^* と記述する。

$$K_{\sigma \max} \geq K_{i \text{ CD}} \quad (17)$$

5・3 混合モードクライテリオン

5・3 節と 5・2 節で衝撃破壊の条件と挙動を特定した。これらをもとに Fig. 8 に示す, 混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を導いた。Fig. 8 の左側に動的破壊じん性値 $K_{i \text{ CD}}$ と混合モード比 γ の関係を示し, 楕円則によって衝撃破壊の条件を表した。右側は, $K_{i \text{ CD}}$ と実際のき裂進展方向 θ^* の関係を示し, 周方向応力最大モデルによって衝撃破壊の挙動を表した。混合モード破壊クライテリオンの評価曲線は, 積層材料の構成により変化するため, 各試験片で異なるが, 本研究結果の場合は, ほぼ同様の傾向であった。よって, 簡易的に判別できるように, 平均値の一本の曲線で示した。右側の衝撃破壊の挙動は, き裂の進展方向の材料が PC の場合, $K_{\sigma \max} = K_{i \text{ CD}}$ ($2.61 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$) を境に, き裂の上部 ($\theta^* \cong 69^\circ$) または界面 ($\theta^* = 0^\circ$) へ進展するのかが分かれることを表している。得られた各試験片の $K_{i \text{ CD}}$ と γ の実験値から, 衝撃破壊の挙動を推測した。Type A の場合, 中

Fig. 6 Relation between dynamic fracture toughness and mixed-mode ratio of each specimen.

Fig. 7 Relation between kinking angle and mixed-mode ratio of each specimen.

Fig. 8 Characteristic of mixed-mode fracture criterion.

層材にPCを使用しているため、 $K_{\sigma \max} < K_{ICD}$ となる。これより、 $\theta^*_0 = 0^\circ$ となる界面へとき裂が進展する。また、Type Bの場合は、中層材にEPを使用しているため、 $K_{\sigma \max} > K_{ICD}$ となり、中層材へと約63.5°でき裂が進展する。き裂が上部へ進展する場合は、Fleck¹⁷らが提唱しているように、き裂が界面中を若干進展した後に、き裂進展する方向が定まると考えられる。その後の中層材と上層材の2段目の界面に関しては、上層材にPCを使用しているため、 $K_{\sigma \max} < K_{ICD}$ となる。よって、上層材には進展せずに中層材と上層材の界面へとき裂が進展することが考えられる。これらの推測を踏まえ、実際の破壊形態と比較し検証を行った。Fig. 9には、上述の各試験片の推測とハイスピードビデオカメラで得られた実際の破壊形態を示す。各試験片で比較すると、大きく3種類に分かれた。Type AとType Fは、き裂が界面へと進展した後に止まった。Type BとType Eは、僅かに界面に進展した後に、中層材へとき裂が進展し、2段目の中層材と上層材の界面で止まった。Type CとType Dは、中層材へ進展した後に、2段目の界面に僅かに進展し、更に上層材へと約65°で進展した。この傾向は推測と良く一致しており、混合モード破壊クライテリオンを特性づけられていることが確認できた。そして、初期き裂を有する1段目の界面のみならず、その上の2段目の界面においても、推測できており、積層材料全体の評価を行っていることが確認できた。これより、動的界面強

度 K^*_{ICD} 、 K^*_{2CD} と被着材の材料特性（横弾性係数 μ 、ポアソン比 ν および動的破壊じん性値 K_{ICD} ）から、混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を導くことで、き裂の発生・進展の予測が可能となることが分かった。

5・4 損傷許容設計へのアプローチ

混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を用いて、損傷許容設計へとアプローチする手法を述べる。Fig. 10のように、動的界面強度と被着材の材料特性といった積層材料の構成を決定することで、その積層材料固有の混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を作成することができる。そして、部材となる積層材料の使用箇所にかかる荷重形式を決定することにより、部材の強度が特定でき、更に破壊形態の特定が可能となる。また、積層材料の決定の際には、混合モード破壊クライテリオンの評価曲線の均衡を考慮することで、使用部材に対して、理想的な強度と破壊形態をもたせる積極的な破壊制御を行うことができる。このように、部材の衝撃破壊の予測や制御に至るだけでなく、積層材料の決定へとフィードバックすることで、使用部材の最適な材料開発が可能となる。損傷許容設計の体系化を図るため、本研究で示すハイスピードビデオカメラとデジタル画像相関法を用いて衝撃層間破壊挙動の解析を行い、混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を作成する材料評価手法の有効性を提案した。

Fig. 9 Fracture morphology of each specimen.

Fig. 10 Approach to fracture control design.

6 結 言

本研究では、衝撃負荷を受ける積層材料に対する損傷許容設計の体系化を図るための基礎研究を行った。ハイスピードビデオカメラとデジタル画像相関法を使用することにより、衝撃層間破壊挙動の解析を行った。動的コースティックス実験を行い、デジタル画像相関法から得られた値の信頼性を確認した。そして、解析結果から衝撃破壊の条件や挙動を表す混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を導き、有用性を確認した。この積層材料固有の混合モード破壊クライテリオンの評価曲線を作成することで、衝撃破壊の予測や制御、更には使用部材の最適な材料開発が可能となる。理想的な破壊を実現させる損傷許容設計の体系化の一手段として、破壊力学に基づいた本研究で示す材料評価手法の有効性を提案した。

参 考 文 献

- 1) S. N. Wosu, D. Hui and P. K. Dutta, "Dynamic mixed-mode I/II delamination fracture and energy release rate of unidirectional graphite/epoxy composites", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.72, No.10, pp.1531-1558 (2005).
- 2) Y. Aoki, H. Suemasu and O. Majima, "Fracture Mechanical Study on Mechanism of Damage Accumulation in Composite Laminates", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.67, No.662, pp.1563-1568 (2001).
- 3) M. Masuda, T. Kusaka and N. Horikawa, "Effects of Strain Rate and Mode Ratio on Mixed Mode Interlaminar Fracture Behavior of Carbon-Fiber/Epoxy Composite Laminates", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.67, No.663, pp.1833-1839 (2001).
- 4) V. Boniface and L. Banks-Sills, "Stress Intensity Factors for Finite Interface Cracks Between a Special Pair of Transversely Isotropic Materials", *Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, Vol.69, No.3, pp.230-239 (2002).
- 5) M. Omiya, K. Kishimoto and T. Shibuya, "Finite Element Analysis of Interface Crack in Bimaterial Media using Cohesive Force Model", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.66, No.643, pp.532-539 (2000).
- 6) M. Nagai, T. Ikeda and N. Miyazaki, "Stress intensity factor analysis of a three-dimensional interface crack between dissimilar anisotropic materials", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.74, No.16, pp.2481-2497 (2007).
- 7) S. Yoneyama, Y. Kobayashi and T. Ogawa, "A Method for Evaluating Mixed-mode Stress Intensity Factors from Displacement Fields around a Crack Tip", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.72, No.719, pp.1025-1032 (2006).
- 8) B. Wan, M. A. Sutton, M. F. Petrou, K. A. Harries and N. Li, "Investigation of Bond between Fiber Reinforced Polymer and Concrete Undergoing Global Mixed Mode I/II Loading", *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.130, No.12, pp.1467-1475 (2004).
- 9) H. Ito, T. Ezumi, S. Takahashi and K. Sato, "Experimental Study on Impact Fracture Behavior of Bonded Dissimilar Materials by Caustics Method", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.66, No.644, pp.816-821 (2000).
- 10) F. Erdogan and B. H. Wu, "The Surface Crack Problem for a Plate With Functionally Graded Properties", *Transaction of the ASME, Journal of Applied Mechanics*, Vol.64, No.3, pp.449-456 (1997).
- 11) R. Yuuki and J. Q. Xu, "Stress Intensity Factors for the Interface Crack between Dissimilar Orthotropic Materials", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.57, No.539, pp.1542-1549 (1991).
- 12) K. Shimizu, O. Tsumagari, K. Kanamoto and S. Takahashi, "A Measurement Technique of the Stress Intensity Factor at the Bimaterial Interface and its Application on the Dynamic Problem", *Journal of the Japanese Society for Non-destructive Inspection*, Vol.43, No.12, pp.783-789 (1994).
- 13) R. Yuuki and J. Q. Xu, "Fracture Criteria on Kinking of a Crack out of The Interface in Dissimilar Materials", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.56, No.529, pp.1945-1951 (1990).
- 14) T. Ikeda, Y. Komohara, A. Nakamura and N. Miyazaki, "Criteria for Fracture and Kinking of Mixed Mode Interface Crack", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.66, No.644, pp.796-803 (2000).
- 15) R. Yuuki, J. Q. Liu, J. Q. Xu and Y. H. Kim, "Study on the Mixed Mode Fracture Criterion of Interface Crack", *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol.43, No.493, pp.1206-1210 (1994).
- 16) J. Chang, J. Q. Xu and Y. Mutoh, "A general mixed-mode brittle fracture criterion for cracked materials", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.73, No.9, pp.1249-1263 (2006).
- 17) N. A. Fleck, J. W. Hutchinson and Z. Suo, "Crack path selection in a brittle adhesive layer", *International Journal of Solids and Structures*, Vol.27, No.13, pp.1683-1703 (1991).