一方向 CFRP 積層板の動的破壊靱性値の評価*

足立 忠 晴^{*1}, 荒井 政 大^{*1}
阪部 直 樹^{*2}, 松本 浩 之^{*1}

Evaluation of Dynamic Fracture Toughness of Unidirectional CFRP Laminates

Tadaharu ADACHI, Masahiro ARAI,
Naoki SAKABE and Hiroyuki MATSUMOTO

In the present paper, dynamic inter-laminar fracture toughness are estimated for carbon fiber reinforced plastics (CFRP). In the experiments, split Hopkinson's bar test was applied to dynamic end notched flexure (ENF) test. The dynamic deformation of the specimen is approximated by beam theory with Laplace transform. The mode II fracture toughness of unidirectional CFRP was estimated by the analyzed deflection of the specimen employing the scheme of $\tilde{J}$ -integral with the measured impulsive load and reactions at the supported points. Through some numerical calculations, validity of the $\tilde{J}$ -integral for the dynamic ENF test is confirmed. In addition, as a experimental result, dynamic inter-laminar fracture toughness of CF/EPOXY unidirectional specimens are estimated and it indicates dependency on deflection rate.

Key Words: Composite Materials, Fracture Mechanics, Dynamic Fracture Toughness, $\tilde{J}$ -integral, Impact Strength, ENF Test

1. 結 論

炭素繊維強化プラスチック (CFRP) は比強度・比剛性に優れていることから、構造の軽量化が求められる工学分野への適用が試みられている。通常、CFRP は板構造ないしは殻構造として用いられるが、特に圧縮強度が要求される構造物に対しては、一方向プリプレグからなる積層構造 (ないしは長繊維を用いたフィラメント・ワインディング) が採用される。

すなわち、異方性を有する CFRP 積層板は繊維方向に対して高い圧縮強度および引張強度が期待できる反面、それと直交する方向の引張強度およびせん断強度は著しく劣る。それゆえ、積層板が面外方向の負荷を受けた場合、内部に剥離が生じやすいことが知られている。特に、航空用構造材におけるバード・ショックの問題⁽¹⁾に代表されるように、衝撃的な負荷が作用する場合の内部損傷の評価が重要な課題とされている。

CFRP 積層板中に生ずる層間剥離の進展挙動を破

壊力学的に論ずる上で、破壊靱性値は重要なパラメータとなる。特に層間剥離の進展挙動においては Mode II が支配的であることが知られており⁽²⁾、その破壊靱性値の評価法については、静的問題のみならず、衝撃負荷を受ける場合についても多くの評価法が検討されている⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

Maikuma⁽⁸⁾らは動的破壊靱性値の評価に有限要素法 (FEM) を用いているが、動的試験の評価法として FEM は計算コストや労力などの面で簡便な方法とは言いがたい。他方、山内・日下⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾はスプリット・ホプキンソン棒法⁽¹²⁾⁽¹³⁾による動的 ENF 試験において、立上りの緩やかなランプ状の入力波を用いれば静的な計算式を用いて動的破壊靱性値を評価することが可能であることを示している。しかしながら、試験片寸法や積層数など諸元の異なる種々の試験片への適用を考慮すれば入力荷重を適切に制御することが困難である場合も少なくない。可能であれば、簡便でかつ試験片の動的変形を考慮した動的破壊靱性値の評価法を確立することが望ましい。

そこで本報では、衝撃負荷を受ける一方向 CFRP 積層板の Mode II 層間破壊靱性値を実験的に評価する方法として、スプリット・ホプキンソン棒法⁽¹²⁾⁽¹³⁾を

* 原稿受付 1997 年 2 月 20 日。

^{*1} 正員、東京工業大学工学部 (〒152 東京都目黒区大岡山 2-12-1)。^{*2} 豊田自動車 (株) (〒471-71 豊田市トヨタ町 1)。

用いた動的 ENF 試験について検討を行なった。

ENF 試験片に対して動的古典はり理論を用いた近似を適用し、 $\hat{J}$ 積分⁽¹⁴⁾を用いて動的破壊靱性値を評価する手法を採用した。代表的な CFRP 積層板について Mode II 動的層間破壊靱性値を求め、種々の考察を行なった。

2. 理 論

2.1 試験片の動的変形の解析法 本研究では、動的層間破壊靱性値の測定法として End Notch Flexure (ENF) 試験を採用した。すなわち、図 1 で示されるように層間剥離の導入された試験片に対し三点曲げ試験を行なうものである。まず、試験片中央部に衝撃荷重 $P(t)$ が作用する ENF 試験片を古典はり理論を用いて解析する方法について以下に述べる。

ENF 試験片を剥離の導入された部分とそれ以外の部分に分け、それぞれの区間に対し、古典はり理論による近似を適用する。層間剥離部は、厚さ h の同一のはりが重ねられているものとして考えれば、区間 1 ($0 \leq x \leq a$)、区間 2 ($a \leq x \leq L$) および区間 3 ($L \leq x \leq 2L$) の各部分 ($i = 1, 2, 3$) におけるたわみ w_i に関する方程式を以下のように得る。

$$D_i \frac{\partial^4 w_i}{\partial x^4} + 2\rho b H \frac{\partial^2 w_i}{\partial t^2} = 0 \quad (i = 1, 2, 3) \quad \dots\dots (1)$$

ただし、

$$D_i = \begin{cases} D_1 = bEH^3/6 & (0 \leq x \leq a) \\ D_2 = 2bEH^3/3 & (a \leq x \leq L) \\ D_3 = 2bEH^3/3 & (L \leq x \leq 2L) \end{cases} \quad \dots\dots (2)$$

であり、 ρ , b , E および t はそれぞれ密度、はりの幅、試験片の繊維方向のヤング率、および時間である。また、 H , L の定義は図 1 に示すとおりである。

式 (1) を Laplace 変換すれば次式を得る。

$$D_i \frac{\partial^4 \bar{w}_i}{\partial x^4} + 2\rho b H s^2 = 0 \quad \dots\dots (3)$$

ただし、 s は Laplace 変換パラメータであり、記号 ‘ $\bar{\cdot}$ ’

が付された諸量は、各物理量の Laplace 変換形を意味する。上式を満足するたわみ $\bar{w}_i$ の一般解は次式で与えられる。

$$\bar{w}_i = \sum_{j=1}^4 C_{ij} \exp(\eta_j x) \quad \dots\dots (4)$$

ただし η_j は 4 次方程式、

$$(\eta^2 - \alpha)(\eta^2 + \alpha) = 0 \quad \dots\dots (5)$$

の根であり、 $\alpha^4 = 2\rho b H s^2 / D_i$ である。

試験片が単純支持されているものとすれば、支持部における境界条件は、

$$x = 0 \begin{cases} \bar{w}_1 = 0 \\ -D_1 \frac{\partial^2 \bar{w}_1}{\partial x^2} = 0 \end{cases} \quad \dots\dots (6)$$

$$x = 2L \begin{cases} \bar{w}_3 = 0 \\ -D_3 \frac{\partial^2 \bar{w}_3}{\partial x^2} = 0 \end{cases} \quad \dots\dots (7)$$

さらに剥離先端部および荷重点における境界条件は以下ようになる。

$$x = a \begin{cases} \bar{w}_1 = \bar{w}_2 \\ \frac{\partial \bar{w}_1}{\partial x} = \frac{\partial \bar{w}_2}{\partial x} \\ -D_1 \frac{\partial^2 \bar{w}_1}{\partial x^2} = -D_2 \frac{\partial^2 \bar{w}_2}{\partial x^2} \\ -D_1 \frac{\partial^3 \bar{w}_1}{\partial x^3} = -D_2 \frac{\partial^3 \bar{w}_2}{\partial x^3} \end{cases} \quad \dots\dots (8)$$

$$x = L \begin{cases} \bar{w}_2 = \bar{w}_3 \\ \frac{\partial \bar{w}_2}{\partial x} = \frac{\partial \bar{w}_3}{\partial x} \\ -D_2 \frac{\partial^2 \bar{w}_2}{\partial x^2} = -D_3 \frac{\partial^2 \bar{w}_3}{\partial x^2} \\ -D_2 \frac{\partial^3 \bar{w}_2}{\partial x^3} + D_3 \frac{\partial^3 \bar{w}_3}{\partial x^3} = \bar{P} \end{cases} \quad \dots\dots (9)$$

実験により測定された衝撃荷重 $P(t)$ に数値 Laplace 変換を施したのち、式 (6)~(9) の境界条件を適用して式 (4) の未定係数 C_{ij} を決定すれば、区間 1, 2 および 3 の Laplace 変換領域におけるたわみ $\bar{w}_i$ が求められる。さらに $\bar{w}_i$ を数値 Laplace 逆変換することにより、実時間領域のたわみ $w_i(t)$ が算出される。

なお数値 Laplace 変換には、FFT を利用した Krings & Waller の方法を採用した。数値 Laplace 変換は次式により定義される。

$$\bar{f}(s_n) = \frac{T}{N} \sum_{k=0}^{N-1} f(t_k) \exp(-\gamma k \Delta t - \frac{j 2\pi n k}{N}) \quad \dots (10)$$

ただし、 f , $\bar{f}$ はそれぞれ離散点における実時間解、お

Fig.1 ENF Specimen

Fig.2 Contour of ENF specimen

よび像空間解である。ただし、

$$\Delta t = T/N, \quad \Delta \omega = 2\pi/T, \quad n = 0, 1, 2, \dots, N$$

$$\gamma = 6/T, \quad t_k = k\Delta t, \quad s_n = \gamma + jn\Delta\omega$$

であり、 T は解析の対象となる時間範囲、 N は時分割のサンプリング数である。また、数値 Laplace 逆変換の定義式は以下のとおりである。

$$f(t_k) = \frac{\exp(\gamma k \Delta t)}{T} \sum_{n=0}^{N-1} \bar{f}(s_n) \exp \frac{j2\pi n k}{N} \dots (11)$$

2.2 $\dot{J}$ 積分による動的破壊靱性値の評価 ENF

試験片の破壊靱性値を算出するために、図2の経路 Γ に沿った J 積分について考える。試験片内部の応力場を考慮すれば、Mode IIに関する J 積分は次式となる。

$$J = \int_{\Gamma} \left[W - \left(\sigma_x \frac{\partial u}{\partial x} + \tau_{xz} \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] dz + \tau_{xz} \frac{\partial w}{\partial x} dx \quad (12)$$

ただし、 u は試験片の x 軸方向変位、 W はひずみエネルギー密度である。古典はり理論に基づき経路 Γ に関する積分を計算すれば、 x 軸方向変位 u に関する項は消失し、最終的に次式に帰着する。

$$J = \frac{EH^3}{12} \left\{ \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 - \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} \frac{\partial w}{\partial x} \right\} \Big|_{x_1} - \frac{EH^3}{3} \left\{ \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 - \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} \frac{\partial w}{\partial x} \right\} \Big|_{x_2} \dots (13)$$

さらに積分路 Γ に囲まれる部分について試験片の慣性力を考慮することにより、動的 ENF 試験に対する $\dot{J}$ 積分⁽¹⁴⁾の評価式を得る。

$$\dot{J} = J + \rho \int_{x_1}^{x_2} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \frac{\partial w}{\partial x} 2H dx \dots (14)$$

上式に示されているとおり、慣性力に関する積分項は、古典はり理論を適用することにより線積分に帰着されることがわかる。なお、実際には区間 $[x_1, x_2]$ における被積分関数を階段関数として離散化し、次式に従って数値積分を用いて計算を行なった。

$$\dot{J} = J + 2H\rho \sum_{k=1}^N \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \frac{\partial w}{\partial x} \Big|_{x=x_1+k\Delta x} \Delta x \dots (15)$$

Table 1 Specification of ENF specimen

Support Span	(2L)	60	[mm]
Thickness	(2H)	2.5	[mm]
Young's Modulus	(E)	134	[GPa]
Delamination Length	(a)	15	[mm]
Width	(b)	10	[mm]
Density	(ρ)	1.6×10^3	[kg/m ³]

ただし、 $\Delta x = (x_2 - x_1)/N$ である。

よって、前節2.1の手順に従い ENF 試験片のたわみの時間変動を算出すれば、式(15)により $\dot{J}$ 積分が計算できることがわかる。

ところで、ENF 試験片に静的な荷重が作用する場合には、試験片のたわみは解析的に求められる。両端が単純支持された ENF 試験片の中央部に静的な荷重 P が作用する場合の $x = x_1$ 、 $x = x_2$ におけるたわみはそれぞれ以下ようになる。

$$w(x_1) = \frac{3P}{2bEH^3} \left(-\frac{x_1^3}{3} + \frac{L^3 + 3a^2L - a^3}{4L} x_1 \right) \quad (16)$$

$$w(x_2) = \frac{3P}{2bEH^3} \left(-\frac{x_2^3}{12} + \frac{L^3 - a^3}{4L} x_2 + \frac{a^3}{2} \right) \dots (17)$$

式(16)、式(17)を式(13)に代入することにより、静的 ENF 試験に対する J 積分の評価式は以下のように求められる。

$$J^S = \frac{9P^2a^2}{16Eb^2H^3} \dots (18)$$

上式は、Russel らがエネルギー解放率の定義を用い、古典はり理論によって求めた破壊靱性値の評価式⁽¹⁶⁾と一致する。

3. 数値実験

まず初めに数値実験を用いて衝撃荷重を受ける ENF 試験片の解析における $\dot{J}$ 積分の有効性について検証する。図1の解析モデルを用い、試験片寸法、物理量等の諸元は表1に示すとおりである。

ここでは以下の3通りの手法について、結果の比較を行なった。

- (1) $\dot{J}$ 積分の評価式(15)を用いた場合。
- (2) J 積分の評価式(13)を用い、積分経路内の慣性力を無視して計算を行なった場合。
- (3) J^S 積分の評価式(18)に荷重変動 $P(t)$ を代入して準静的な計算を行なった場合。

試験片中央に作用させる衝撃荷重 $P(t)$ は、次式に示す正弦波状の立上りを有するものを用いた。

$$P(t) = \begin{cases} \frac{P_0}{2} \left\{ 1 - \cos\left(\frac{\pi t}{T_c}\right) \right\} & (0 \leq t \leq T_c) \\ P_0 & (t \geq T_c) \end{cases} \quad (19)$$

ただし、以下の計算では $P_0 = 400\text{N}$ とし、積分経路は、

$$\left. \begin{aligned} x_1 &= a - \delta x \\ x_2 &= a + \delta x \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (20)$$

と定義するものとする。

3.1 経路独立性の検討 まずはじめに、 $\hat{J}$ 積分の経路独立性についての検討を行なった。 $T_c = 0.2\text{ms}$ とし、 $\delta x = 1.5\text{mm}$, 7.5mm の 2 通りの場合について、 J 積分の評価式 (13) による計算結果を図 3 に示す。慣性力の影響を無視した場合は積分経路の独立性が保たれないため、結果として破壊靱性値を過大評価する可能性があるといえる。

他方、同様の場合について $\hat{J}$ 積分の評価式 (15) を用いた場合の計算結果を図 4 に示した。2 通りの積分経路を用いて計算した結果はほぼ一致していることがわかる。

図 5 は荷重の立上り時間を $T_c = 0.2\text{ms}$ とし、積分経路を変化させた場合について、 J 積分および $\hat{J}$ 積分の最大振幅と δx との関係をプロットしたものである。このグラフからも、 $\hat{J}$ 積分を用いることにより、動的破壊靱性値を積分経路に依存せずに計算可能となることが確かめられる。なお、式 (15) における数値積分の項数 N は 10 程度とすれば十分に収束した解を得ることを確認した。

3.2 荷重の立上り時間 T_c の影響 次に、荷重の立上り時間 T_c を変化させた場合の結果について示す。ここでは $\hat{J}$ 積分の計算結果とともに、静的な J 積分の評価式 (18) に荷重変動 $P(t)$ を代入して得られた結果を併せて示す。

図 6 は $T_c = 0.2\text{ms}$ の場合について、 $\hat{J}$ 積分と J^S 積分の結果を比較したものであり、同様に $T_c = 0.6\text{ms}$ の場合の結果を図 7 に示した。荷重の立上り時間が長くなるにつれ、両解法の結果の差は小さくなる傾向が認められる。

次に、 $\hat{J}$ 積分および J^S 積分の履歴における振幅の最大値に着目して結果の整理を行なった。図 8 は横軸が荷重の立上り時間 T_c 、縦軸が $\hat{J}$ 積分と J^S 積分の最大振幅比である。グラフより荷重の立上り時間が 1ms 以下の場合、動的評価式による計算が必要になると判断できる。なお、数値計算に用いた ENF 試験片における 1 次の固有振動の周期は 0.37ms であるから、荷重の立上り時間について考える場合は、1 次の固有周期がおおよその目安になると考えられる。

Fig.3 Comparison J -integral histories on contours ($T_c = 0.2\text{ms}$)

Fig.4 Comparison $\hat{J}$ -integral histories on contours ($t_c = 0.2\text{ms}$)

Fig.5 Dependency of contours on J -integral and $\hat{J}$ -integral

4. 動的 ENF 試験

4.1 試験装置 動的 ENF 試験を実施するにあたり、スプリット・ホプキンソン棒法による試験装置を試作した。圧縮空気により加速された衝撃棒が入力棒に衝突することにより、ENF 試験片中央部に荷重を作用させるものである (図 8)。本試験装置では最大発射圧力 0.3MPa において、 6m/s 程度の発射速度が得られた。

入力棒には 2 枚の半導体ひずみゲージ (共和電業:KSP-2-120-E4) が貼られており、ブリッジボックス、動ひずみ計 (日本電気三栄:6M91) を経て波形解析装置、(オートニクス:APC-204) にとりこまれる。得られたひずみ変動より、一次元波動伝播理論を用いて衝

Table 2 Specification of strike, input and output bar

	Strike Bar	Input Bar	Output Bar
Length	750[mm]	1500[mm]	1500[mm]
Diameter (Height × Width)	10[mm]	10[mm]	3[mm] × 1500[mm]
Material	Mild Steel(SS400)		
Young's Modulus	207[GPa]		
Density	$7.86 \times 10^3[\text{kg/m}^3]$

Fig.6 Comparison between $\dot{J}$ -integral and J^S -integral ($T_c = 0.2\text{ms}$) Fig.7 Comparison between $\dot{J}$ -integral and J^S -integral ($T_c = 0.6\text{ms}$) Fig.8 Effect of rise time of load T_c on the ratio of max amplitudes $\dot{J}_{\max}/\dot{J}_{\max}^S$

撃荷重の算出を行なった。

なお、予備試験の結果から、ENF 試験片の支持点における変位が無視できないことが明らかになった。そのため、実験データの解析では両端を単純支持とせず、以下の境界条件を与えた。

Fig.9 Schematic of dynamic ENF test equipment

$$x = 0 \begin{cases} -D_1 \frac{\partial^2 \bar{w}_1}{\partial x^2} = 0 \\ -D_1 \frac{\partial^3 \bar{w}_1}{\partial x^3} = \bar{R}_1 \end{cases} \dots\dots\dots (21)$$

$$x = 2L \begin{cases} -D_3 \frac{\partial^2 \bar{w}_3}{\partial x^2} = 0 \\ -D_3 \frac{\partial^3 \bar{w}_3}{\partial x^3} = -\bar{R}_2 \end{cases} \dots\dots\dots (22)$$

すなわち、試験片を支持する 2 本の出力棒先端部の荷重 $R_1(t)$, $R_2(t)$ を測定し、境界条件として用いるものとした。支持反力の測定は入力荷重の場合と同様、2 枚のひずみゲージを貼り付けることにより行なった。また、衝撃試験時の荷重点、支持点における試験片のはね上がりを防ぐため、衝撃棒と入力棒の間にバッファとして鉛を挿入している。なお、衝撃棒、入力棒、出力棒の諸元は表 2 のとおりである。

4.2 試験片 試験片はエポキシ樹脂をマトリクスとする CFRP プリプレグ (東レ T300/#3631) を一方向に積層したものであり、積層数は 20 層である。なお、積層板の作成時にプリプレグ間にテフロンシートを挿入することにより人工的な剥離を生成させた。

幅 10mm、長さ 70mm の短冊状に切り出した後、剥離部をカッター刃によりわずかに進展させることにより供試材とした。その他の諸元は表 1 に示した通りである。剥離を進展させることによって剥離長さ a には若干のばらつきが生ずるため、超音波探傷機を用いて正確な長さの測定を行なった。

4.3 試験結果 発射圧力を 0.18MPa として動的 ENF 試験を行なった場合の試験片中央部に作用す

Fig.10 Impact load history in dynamic ENF test

Fig.11 Support load history in dynamic ENF test

Fig.12 $\tilde{J}$ -integral history in dynamic ENF test

Fig.13 Deflection rate history at the center of specimen in dynamic ENF test

る荷重 $P(t)$, および支持反力 $R_1(t)$ の測定結果を図 10, 図 11 にそれぞれ示す。荷重が急激に減少する時刻を t_c とし, 図中に▽印で示してある。この時刻を層間剥離が進展した時刻と判断する。

衝撃荷重, および支持反力の測定結果から計算された $\tilde{J}$ 積分の履歴を図 12 に示す。図 10 より求めた t_c の位置を図 12 中にも▽印で示した。この時刻における $\tilde{J}$

Fig.14 Relation between deflection rate and Mode II interlaminar fracture toughness estimated by $\tilde{J}$ -integral ($\dot{w} \geq 10^{-2}$ m/s) and J^S -integral ($\dot{w} \leq 10^{-2}$ m/s)

積分の値を動的層間破壊靱性値とする。

4.4 層間破壊靱性値に対する動的効果の検討

層間破壊靱性値に及ぼす動的効果の指標としては, 剥離が進展した時刻での剥離先端のせん断変形速度⁽⁴⁾や, 層間せん断ひずみ速度⁽¹⁰⁾⁽⁸⁾などが一般に用いられている。例えば剥離先端のせん断ひずみ速度をたわみ速度 $\dot{w}$ を用いて表せば, 以下ようになる。

$$\dot{\gamma} = \frac{3H^2}{2L^3 + 3a^3} \frac{E}{G} \dot{w} \dots\dots\dots (23)$$

ただし, G は $x-z$ 平面内における横弾性係数である。

上式に示されているように, せん断ひずみ速度 $\dot{\gamma}$ はたわみ速度 $\dot{w}$ と比例関係にある。そこで本解析では動的効果を表す指標として剥離進展時におけるたわみ速度を用いて結果の整理を行なった。例として, 図 10 の衝撃荷重が作用した場合について, ENF 試験片の荷重点におけるたわみ速度の解析結果を図 13 に示しておく。

11 本の ENF 試験片について得られた動的破壊靱性値の測定結果を図 14 に示す。なお, 図中の○印は 18 本の試験片について行なった準静的試験の結果であり, 変位速度を一定とした 3 点曲げにより島津万能試験機 (AG-100kNE) を用いて測定した結果である。これら準静的試験の結果については動的効果が極めて小さいことから, 静的な破壊靱性値 J^S の評価式 (18) を用いて計算を行なった。

図 14 より本試験に用いた炭素繊維/エポキシ樹脂積層板においては, ややばらつきが認められるものの, 荷重点の変位速度の増加に伴い, 層間破壊靱性値がわずかに増加する傾向が認められる。

参考までに, すべての破壊靱性値の算出に静的破壊靱性値の評価式 (18) を適用して計算を行なった結果

Fig.15 Relation between deflection rate and Mode II interlaminar fracture toughness estimated by J^S -integral

を図 15 に示しておく。試験片の動的変形を無視した場合、破壊靱性値がやや高めに見積もられること、さらには測定誤差が大きくなる傾向が示されている。

5. 結 論

本研究では、スプリット・ホプキンソン棒法を利用した動的 ENF 試験装置を試作し、炭素繊維/エポキシ樹脂の一方向積層板の動的層間破壊靱性値の評価法について検討を行なった。以下に本論文の結論を総括する。

- (1) ENF 試験片を動的な古典はり理論によりモデル化し、 $\hat{J}$ 積分による破壊靱性値の算出法を提案した。
- (2) 慣性力の影響を考慮した $\hat{J}$ 積分を用いることにより積分経路の独立性が保たれることを数値実験により確認した。

- (3) 入力荷重の立上り時間について、正弦波状の荷重を用いて数値実験を行なった。 $\hat{J}$ 積分が有効となる荷重の立上り時間は、ENF 試験片の 1 次の固有振動周期とほぼ等しいオーダーである。
- (4) 荷重点の変位速度をパラメータとして、層間破壊靱性値の動的効果について検討した。一方向積層板の層間破壊靱性値は、変位速度の増加とともにわずかに上昇する傾向が認められた。

文 献

- (1) 盛田・足立・松本, 機講論, [96-15], (1996), 345-346.
- (2) 影山, 材料, **39**-438, (1990), 325-330.
- (3) Smiley, A. J. and Pipes, R. B., *Journal of Composite Materials*, **21**(1987), 670-687.
- (4) Smiley, A. J. and Pipes, R. B., *Composite Science and Technology*, **29**, (1987), 1-15.
- (5) Mall, S., Law, G. E. and Katouzian, M., *Journal of Composite Materials*, **21**, (1987), 569-579.
- (6) Carlsson, L. A., Giliepie, J. W. and Pipes, R. B., *Journal of Composite Materials*, **20**, (1986), 594-604.
- (7) Kageyama, K., Yanagisawa, N. and Kikuchi, M., *Composite Materials: Fatigue and Fracture* (Third Volume), ASTM STP 1110, (1991), 210.
- (8) Maikuma, H., Gillespie, J. W. and Wilkins, D. J., *Journal of Composite Materials*, **24**, (1990), 124-149.
- (9) 山内・黒川・日下, 材料, **42**, (1993), 1445-1451.
- (10) 日下・黒川・山内, 材料, **43**, (1994), 445-450.
- (11) 日下・黒川・北條・落合, 機論, **63**-605, (1997), 158-164.
- (12) 岸田・中川, 材料, **32**-361, (1983), 1096-1101.
- (13) 東田・小川, 材料, **39**-445, (1990), 1462-1468.
- (14) 岸本・青木・坂田, 機論, **46**-410 A, (1980), 1049-1061.
- (15) Krings, W. and Waller, H., *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol.14, (1979), 1183-1196.
- (16) Russel, A.J. and Street, K.N., ASTM STP 876, (1985), 349-370.