

先進複合材料の損傷許容性評価に関する研究

(第1報, 層間破壊靱性試験方法に関する検討)

正員 影山和郎* 正員 金原 勲*
正員 大沢 勇* 北條 正樹**

Damage Tolerance Estimation of Advanced Composite Materials
(1st Report : Study on Interlaminar Fracture Toughness Test)

by Kazuro Kageyama, *Member* Isao Kimpara, *Member*
Isamu Ohsawa, *Member* Mansaki Hojo

Summary

Characterization of interlaminar fracture toughness will play an important role in the establishment of a damage-threshold/fail-safe approach to composite materials and structures. Double cantilever beam (DCB) and end notched flexure (ENF) tests are reviewed and revised methods are proposed for accurate and easy estimation of mode I and II interlaminar fracture toughness. Thickness normalized crack length versus cube root of compliance plots are used for data reduction of DCB test. CSD measurement technique is introduced to ENF test and stabilized ENF test is proposed. Mode II interlaminar fracture toughness can be estimated directly from load versus CSD diagram without measuring crack length. Applicability of proposed protocols are well confirmed by experiments of four kinds of carbon fiber composite systems, T300/2500, T800H/3631, APC-2 and Celion6000/PMR-15.

1. 緒 言

炭素繊維強化プラスチック (CFRP) を代表とする先進樹脂系複合材料は、強化繊維の高性能化によって面内の力学特性が飛躍的に向上しつつあり、超高速船や潜水船の圧力殻など高度の軽量化が要求される構造部材への展開が期待される。しかし、複合材料構造は、面内に比較して層間の力学特性が著しく劣るという欠点を有しており、破損の原因の多くが層間破壊に起因する結果となっている。層間はく離を有する複合材料構造の損傷許容性評価方法の確立が強く望まれるしだいである。

層間はく離を破壊の起点とする強度の評価およびはく離進展過程の解析に、近年線形破壊力学の適用が試みられるようになり^(1,2)、積層構成や積層順序が積層板の疲労強度に及ぼす影響の解析^(3,4)、層間はく離を有する積層板の圧縮強度の評価^(5,6)などにも応用されて、一定の成果を得ている。本論文は、複合材料に特有な層間破壊挙動に注目した損傷許容性評価方法の確立を目的として、その基礎となる層間

破壊靱性試験方法について実験と解析の両面から検討を加えたものである。

2. 層間破壊靱性試験に関する研究の概要

き裂の変形モードとしては、開口形のモード I、せん断方向がき裂前縁と直交するモード II、せん断方向がき裂前縁と平行なモード III の 3 つの基本モードがあることは良く知られている。モード I の試験としては、双片持ちはり (Double Cantilever Beam, DCB) 試験⁽¹⁾、モード II の試験としては、端面切欠き曲げ (End Notched Flexure, ENF) 試験⁽⁷⁾、混合モード試験では、切欠きラップせん断 (Cracked Lap Shear, CLS) 試験⁽¹⁾、端面はく離試験 (Edge Delamination Test, EDT)⁽⁸⁾などが提案されている。またモード III の試験としては、切欠きレールせん断 (Crack Rail Shear, CRS) 試験⁽⁹⁾、分割片持ちはり (Split Cantilever Beam, SCB) 試験⁽¹⁰⁾などが提案されており、負荷方法のバリエーションを加えると非常に多くの試験方法が試みられている。

標準的試験方法を策定する試みもなされており、米国試験材料学会 (ASTM) D30. 02. 02 委員会では 1981 年より、双片持ちはり試験、端面切欠き曲げ試験、切欠きラップセ

* 東京大学工学部

** 工業技術院製品科学研究所

ん断試験, 端面はく離試験および混合モード曲げ試験について標準化を目指した研究を行っている。また欧州破壊力学グループ (European Group on Fracture, EGF) では双片持ちはり試験と端面切欠き曲げ試験に関する研究を1985年から続けている。わが国でも通商産業省工業技術院の支援のもとに1989年より, 日本工業規格 (JIS) 制定を目的とした研究が進められている。

本論文では, これらの標準化研究に資することを目的として, 双片持ちはり試験と端面切欠き曲げ試験について, 従来の試験方法とデータ整理方法の問題点を検討するとともに, 簡便で高い精度が期待される試験評価方法を新たに提案して, その有効性を実験によって検証している。

3. 双片持ちはり試験片の解析

長さ a と幅 B のき裂を有する試験片に, 荷重 P が作用する場合を考える。 v を荷重線上の変位として荷重線コンプライアンス C を v/P で定義する。このとき線形破壊力学の考え方よりエネルギー解放率 G が次式で計算される⁽¹⁾。

$$G = \frac{P^2}{2B} \cdot \frac{dC}{da} \quad (1)$$

双片持ちはり試験片の変形様式は純粋なモードIであり, 荷重線上の変位として Fig. 1 に示すき裂開口変位 δ を取ることができる。また荷重線コンプライアンスを単にコンプライアンスと呼んでも混乱は生じないであろう。初等弾性はり理論によればコンプライアンスは次式で与えられる。

$$C = \frac{8a^3}{E_L B H^3} \quad (2)$$

ただし, $2H$ は Fig. 1 に示すように試験片の板厚, a は荷重線からき裂前縁までの距離として測ったき裂長さ, E_L は長手方向弾性率である。(1), (2)式より双片持ちはり試験片のエネルギー解放率が求められる。

$$G_{IC} = \frac{12P^2 a^2}{E_L B^2 H^3} = \frac{3P\delta}{2Ba} \quad (3)$$

さらに, き裂進展に対するエネルギー解放率の変化を調べる

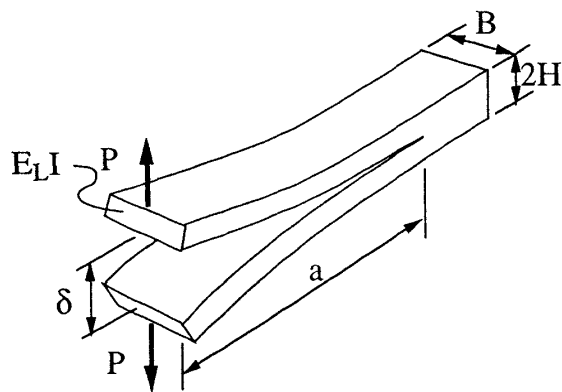


Fig. 1 Double cantilever beam (DCB) specimen

と, 荷重一定条件では

$$\left(\frac{dG_I}{da}\right)_P = \frac{24P^2 a}{E_L B^2 H^3} \quad (4)$$

となる。この値は常に正となり, 通常材料の破壊靱性の増加率 dG_{IC}/da より大きくなるので, 荷重制御の下ではき裂進展は不安定となる。一方, 変位一定条件では

$$\left(\frac{dG_I}{da}\right)_\delta = -\frac{3E_L H^3 \delta^2}{4a^5} \quad (5)$$

となり, 常に負である。したがって通常の変位制御試験においてはき裂進展は安定となる。

3.1 従来の研究

初等弾性はり理論の(3)式を出発点として, いくつかの計算式が提案されている。Wilkinsら⁽¹⁾は, き裂進展中は $G = G_{IC}$ (一定) であると仮定して, 半経験的な2パラメータ法を提案している。

$$C = A_1 a^3, P_c = A_2 a^{-1}, G_{IC} = 3A_1 A_2^2 / (2B) \quad (6)$$

係数 A_1 と A_2 はき裂長さとコンプライアンスの関係およびき裂長さと限界荷重の関係をそれぞれ両対数グラフにプロットすることによって求められる。

Berry⁽¹²⁾はコンプライアンスとき裂長さの関係を n 乗則で近似した計算式を提案している。

$$C = A_1 a^n \quad (7)$$

べき数 n はき裂長さとコンプライアンスの関係を両対数にプロットして求められる。そのようにして求めた n とき裂長さ a , 限界荷重 P_c とそのときの変位 δ_c を用いて次式よりモードI層間破壊靱性 G_{IC} が求められる。

$$G_{IC} = \frac{n P_c \delta_c}{2Ba} \quad (8)$$

影山ら^(13,14)は, 双片持ちはり試験片のせん断変形, き裂先端付近のひずみの集中, および荷重条件がコンプライアンスに及ぼす影響を有限要素法を用いて詳細に解析し, 精度の高い計算式を提案している。この方法では, 無次元化したき裂長さ a/H とコンプライアンスの立方根 $\gamma = (E_L B C)^{1/3}$ の関係を次式のような3次の多項式で近似する。

$$\frac{a}{H} = C_0 + C_1 \gamma + C_2 \gamma^2 + C_3 \gamma^3 \quad (9)$$

係数 C_i は数値的に求められる。係数が求められるとエネルギー解放率が次式で計算できる。

$$G_I = \frac{3}{2E_L H} \left(\frac{P}{B}\right)^2 \frac{\gamma^2}{C_1 + 2C_2 \gamma + 3C_3 \gamma^2} \quad (10)$$

荷重一き裂開口変位線図からき裂長さを用いることなく破壊靱性を計算できることが(10)式の利点である。

Williams⁽¹⁵⁾はせん断変形とき裂先端での回転を考慮したコンプライアンスの計算式を提案している。この式では, 初等弾性はり理論の(2)式のき裂長さ a の代わりに, 補正項 χH を加えた有効き裂長さを用いることによって解の精度を向上させている。

$$C = \frac{8(a + \chi H)^3}{E_L B H^3} \quad (11)$$

Williams は χ を閉じた式で求めており、異方性の著しい材料に対しては χ は次式で近似できることを示している。

$$\chi \approx 0.3 \left\{ \frac{E_L}{G_{LZ}} + 3.4 \sqrt{\frac{E_L}{E_z}} \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

ここで、 L 、 T 、 Z 軸をそれぞれ長手方向、横方向および板厚方向に定めるものとし、 E_L 、 E_z 、 G_{LZ} は長手方向および板厚方向弾性率、ならびにせん断弾性率である。 χ は等方性材料ではおよそ 0.7 であるが、一方向強化 CFRP では約 2.4 となり、より大きな影響を与える。(11)、(1) 式よりエネルギー解放率の限界値が計算される。

$$G_I = \frac{12P^2(a + \chi H)^2}{E_L B^2 H^3} = \frac{3P\delta}{2B(a + \chi H)} \quad (13)$$

以上、従来の研究で提案された計算方法を概説したが、Wilkins らの(6)式はき裂進展過程にしか適用できず、また初等弾性は理論にもとづくため、き裂長さが十分長い範囲(経験的には a/H がおよそ 30 以上)でなければ有効でないという問題点が指摘できる。CFRP の層間破壊靱性に関する初期の研究では、き裂成長開始から伝播過程までほぼ一定の破壊靱性を与える⁽¹³⁾一方向炭素繊維強化エポキシ複合材料が主に取り上げられていたため、定常的き裂伝播過程における破壊靱性の平均値を求める方法として Wilkins らの方法は有効であった。しかし最近では破壊抵抗増加挙動を示す複合材料が次々に開発され、き裂進展開始時における破壊靱性評価の重要性も指摘されるにいたり、この方法の問題点が明らかになっている。一方、Berry の(8)式は各々のき裂長さに対する破壊靱性が求められるため、ASTM の草案にも採用されているようであるが、指数 n がき裂進展過程で一定でなく、き裂進展と共に増加する傾向のあることが指摘できる。影山らの(10)式は、精度の高いものであるが、材料の弾性係数と試験片形状が変わると、そのつと係数 C_i を求めなければならない。Williams の(13)式は簡便であるが、この方法を用いて実験結果を整理した報告がほとんどなく、補正係数 χ の有効性が実験的に確認されるには至っていない。

3.2 提案する計算方法

本論文では、影山らの式と Williams の式に基礎をおく簡便計算式を提案する。有限要素解析結果⁽¹³⁾より、(9)式の 2 次以上の項の影響は小さいことがわかっているので、簡略化して 1 次の多項式で表現する。

$$\frac{a}{H} = A_0 + A_1 C^{1/3} \quad (14)$$

係数 A_1 は、コンプライアンスの 3 乗根 $C^{1/3}$ と無次元化き裂長さ a/H の関係を実験的あるいは数値的に求めることによって得られる。なお

$$A_0 = -\chi, \quad A_1 = 0.5(E_L B)^{\frac{1}{3}} \quad (15)$$

とすれば Williams の式と等価になる。しかし解析的に求めた係数 A_1 はその妥当性を実験的に検証することが推奨される。(1)、(14)式より、破壊靱性が次式で計算される。

$$G_{IC} = \frac{3P_c^2 C^{2/3}}{2A_1 B H} \quad (16)$$

測定誤差が入りやすいき裂長さの実測値を利用せずに、荷重とき裂開口変位の関係から破壊靱性を直接評価できることが、本計算式を用いる利点の一つである。

複合材料の板厚の調節は積層枚数と成形条件を制御することによってなされ、機械加工されることはまれである。破壊靱性試験片も、試験片長さとは幅は機械加工によって仕上げられるが、板厚 $2H$ は元厚のままで試験に供されるのが一般的である。その結果板厚が他の試験片寸法と比較して最大のばらつきを有することになるが、(2)式よりわかるようにコンプライアンスには板厚が 3 乗で関係しているので、板厚のばらつきがコンプライアンスの実験結果のばらつきに大きく影響することになる。本論文で提案する(16)式では、(15)式より明らかなように、き裂長さを板厚で無次元化してデータ整理に供することにより、板厚のばらつきが直接結果に影響を与えないように工夫されている。

4. 端面切欠き曲げ試験片の解析

Fig. 2 に模式的に示すように、端面に層間はく離を有する帯板に三点曲げ荷重を負荷することによって試験が行われる。端面切欠き曲げ試験片の変形は、ほぼ純粋なモード II となっていることが確かめられている⁽¹⁶⁾。荷重点の変位 v と荷重点の比として荷重線コンプライアンス $C(=v/P)$ を定義する。Fig. 2 に示すように、試験片の端面で測定したき裂上下面の相対的せん断変位 δ をき裂せん断変位 (CSD) と呼ぶことにする。き裂せん断変位と荷重点の比として CSD コンプライアンス $\lambda(=\delta/P)$ を定義する。

4.1 従来の研究

Russell と Street⁽⁷⁾は初等弾性は理論を用いて端面切欠き曲げ試験片の荷重線コンプライアンスを計算した。

$$C = \frac{2L^3 + 3a^3}{8E_L B H^3} \quad (17)$$

ただし、Fig. 2 に示すように、 L は荷重点と支点間のスパン、 B は試験片の幅、 a ははく離側の支点からき裂前縁まで

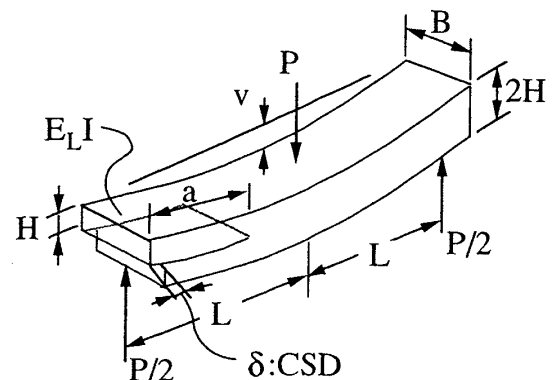


Fig. 2 End notched flexure (ENF) specimen

の距離として測ったき裂長さである。双片持ちはり試験片の場合と同様に、(1)、(17)式よりモードIIのエネルギー解放率が計算される。

$$G_{II} = \frac{9P^2Ca^2}{2B(2L^3 + 3a^3)} \quad (18)$$

Carlsson ら⁽¹⁶⁾は、端面切欠き曲げ試験片のせん断変形を考慮したエネルギー解放率の計算式を提案している。

$$G_{II} = \frac{9a^2P^2}{16E_LB^2H^3} \left[1 + 0.2 \frac{E_L}{G_{LZ}} \left(\frac{H}{a} \right)^2 \right] \quad (19)$$

ただし、 $2H$ は試験片の厚さ、 E_L 、 G_{LZ} は長手方向弾性率およびせん断弾性率である。

影山ら^(17,18)は荷重-CSD線図に着目した新しい計算式を提案している。初等弾性は理論を用いて、CSDコンプライアンスが次式で求められる。

$$\lambda = \frac{3a^2}{2E_LBH^2} \quad (20)$$

さらにせん断変形、き裂面の接触および荷重の集中等、端面切欠き曲げ試験片に特有な境界条件がCSDコンプライアンスに及ぼす影響を詳細に検討するため、有限要素法の解析を行い、次のような多項式近似を与えている⁽¹⁷⁾。ただし、 $\eta = (E_LB\lambda)^{1/2}$ である。

$$\frac{a}{H} = C_0 + C_1\eta + C_2\eta^2 + C_3\eta^3 \quad (21)$$

Kageyama ら⁽¹⁸⁾は、(1)、(17)、(20)式より、初等弾性は理論にもとづいて、エネルギー解放率が次式で計算されることを示している。

$$G_{II} = \frac{3P\delta}{8BH} = \frac{3P^2\lambda}{8BH} \quad (22)$$

さらに(22)式の有効性を検討するため、有限要素法の解析結果と比較したところ、両者の差は1%以内であった⁽¹⁸⁾。RussellとStreetの(17)式、Carlssonらの(18)式と提案する(22)式との差もわずかであることが確認されている⁽¹⁹⁾。

ここでき裂成長の安定性について、初等弾性は理論にもとづいて考察する。(18)式より明らかのように荷重一定条件下では dG_{II}/da は常に正となり、き裂進展は不安定である。荷重点変位一定条件では、

$$\left(\frac{dG_{II}}{da} \right)_v = \frac{9v^2a}{8E_LB^2H^3C^2} \left[1 - \frac{9a^3}{2L^3 + 3a^3} \right] \quad (23)$$

となる。き裂進展が安定となるのは dG_{II}/da が負となるき裂長さの範囲として求められ、 $a > 0.7L$ となる⁽²⁰⁾。しかし通常の試験では a はおよそ $0.5L$ なので、き裂進展は不安定となる。一方、CSD一定条件では(20)、(22)式より、

$$\left(\frac{dG_{II}}{da} \right)_\delta = -\frac{E_LH\delta^2}{2a^3} \quad (24)$$

となる。 dG_{II}/da は常に負となり、 a の範囲によらずき裂進展は安定となることがわかる⁽¹⁸⁾。

以上、今までに提案されている計算式から代表的なものについて概説した。その中でもRussellとStreetの(18)式が最も広く用いられており、ASTMの草案にも採用されているようである。Carlssonらの(19)式は弾性係数を求め

ておく必要があり、あまり用いられていない。影山らの(22)式は荷重-CSD線図から直接破壊靱性が求められ、計算にき裂長さを用いる必要がない点で、他の2つの方法より優れていると言える。

4.2 提案する計算方法

本論文では、(20)式を簡略化した次式によって、き裂長さとCSDコンプライアンスの関係を近似する。

$$\frac{a}{H} = A_0 + A_1\lambda^{1/2} \quad (25)$$

係数 A_i は無次元化き裂長さ a/H とCSDコンプライアンスの平方根 $\lambda^{1/2}$ の関係を実験的あるいは解析的にプロットすることによって求められる。実験的に求める方法としては、試験片を支点間で移動させてき裂長さを変えながらCSDコンプライアンスを測定する方法(コンプライアンス較正法⁽²¹⁾)、またはCSD制御試験によってき裂を安定に成長させながらき裂長さとCSDコンプライアンスの関係を記録する方法などが考えられる。また解析的には、係数 A_i を無次元化異方性パラメータ

$$\beta_1 = \frac{E_L}{E_T}, \quad \beta_2 = \frac{E_L}{G_{LZ}} - 2\nu_{LZ} \quad (26)$$

の関数として、有限要素法などを用いて計算する方法がある。文献(18)では(21)式で与えられる3次の多項式の係数を計算しているが、その解析結果をもとに本論文で提案する(25)式の係数 A_0 と A_1 を求めた結果をそれぞれFig. 3, 4に示す。 A_0 はほぼ β_2 の関数であり、 A_1 は β_1 、 β_2 によらずほぼ一定の値をとることがわかる。例えば、一方向炭素繊維強化エポキシ ($\beta_1 = 0.0690$, $\beta_2 = 26.9$) では $A_1 = -0.667$, $A_2 = 0.821 \times (BE_L)^{1/2}$ となる。解析的に求めた係数は実験によってその有効性を確認することが推奨される。モードII層間破壊靱性 G_{IIC} は荷重とCSDの限界値を用いて(22)式より計算する。

5. 供試材および試験片

本論文の試験に用いた材料は一方向炭素繊維を強化材とする4種類の樹脂系複合材料 T300/2500, T800H/3631,

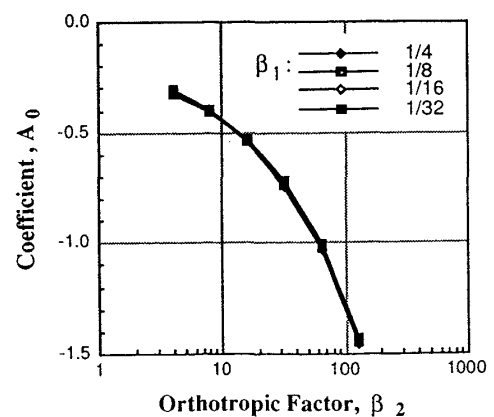


Fig. 3 Relation between coefficient, A_0 , and orthotropic factors, β_i

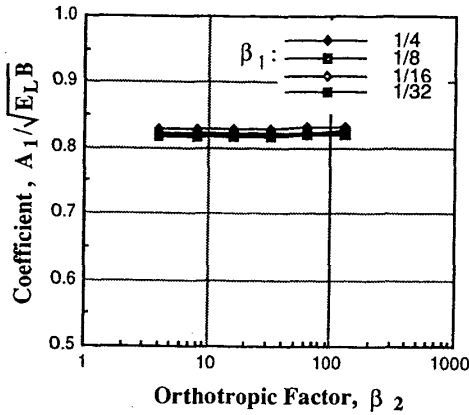


Fig. 4 Relation between coefficient, A_1 , and orthotropic factors, β_i

APC-2 および Celion6000/PMR-15 である。T300/2500 は引張り強さ 3.6 GPa 級の炭素繊維 (T300) と 120°C 硬化型のエポキシ樹脂を組み合わせた汎用 CFRP, T800H/3631 は引張り強さ 5.8 GPa 級の炭素繊維 (T800H) と 170°C 硬化型エポキシ樹脂からなる高強度 CFRP である。APC-2 はポリエーテルエーテルケトン (PEEK) と呼ばれる熱可塑性樹脂を炭素繊維 (AS4) で強化した先進 CFRP で高いモード I 層間破壊靱性が特徴である。また Celion6000/PMR-15 はポリイミド樹脂 PMR-15 を母材とする耐熱性先進 CFRP である。双片持ちはり試験では、上記 4 種類の材料すべてについて実験をおこなったが、端面切欠き曲げ試験では T300/2500 についてのみ CSD 制御による試験を実施した。

双片持ちはり試験片および端面切欠き曲げ試験片の形状を Figs. 5, 6 に、代表寸法を Table 1 に示す。双片持ちはり試験片には 1 対の負荷用ブロックを接着して試験に供している。PTFE フィルムまたは二つ折りしたカプトンフィルムを試験板の成形時に積層中央面に挿入して、初期はく離とした。試験に際しては、そのはく離をくさびで注意深く開いてき裂を 3~5 mm 進展させ、自然なはく離き裂を導入した。

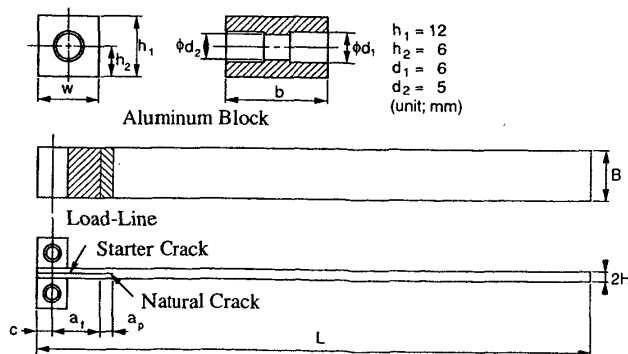


Fig. 5 Configuration of DCB specimen

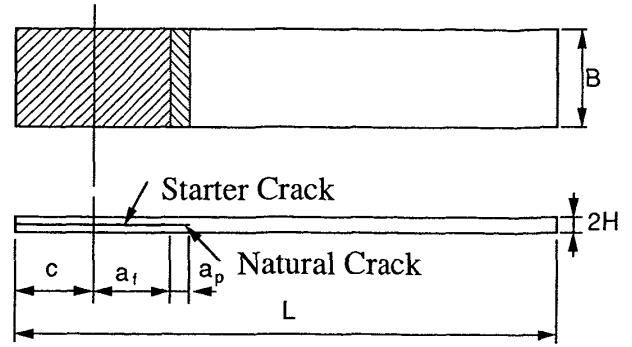


Fig. 6 Configuration of ENF specimen

Table 1 Dimensions of specimens

Materials	(unit: mm)			
	B	2H	L	a_p+a_f
T300/2500 DCB	20	3.1	225	30
	25	3.1	140	25
T800H/3631	20	8.82 - 8.86	150	20
APC-2	20	6.160 - 6.35	125	40
Celion6000/PMR-15	25	3.42 - 3.71	225	28

6. 実験方法

6.1 双片持ちはり試験

試験片にはピン負荷用治具を介してき裂を開く方向に負荷を与え、荷重-き裂開口変位線図を記録する。変位速度は 1~3 mm/min とする。クロスヘッドの移動量からき裂開口変位を換算する場合には、試験機と治具のコンプライアンスをあらかじめ測定しておき、その変形分をクロスヘッド変位から差し引くことによってき裂開口変位を求める。き裂 10~20 mm 程度進展したらき裂長さ a を読み取り顕微鏡を用いて測定するとともに除荷・再負荷を行ない、コンプライアンス C を測定する。ASTME399 規格に規定されている 5% less secant line 法に準拠した方法を用いてき裂成長開始荷重を決定する。すなわち、初期弾性線の勾配より 5% 小さい直線を原点から引き、荷重-き裂開口変位曲線との交点の荷重を求め、もしその交点が最大荷重前であればその交点の荷重をき裂成長開始荷重とし、そうでなければ最大荷重をもってき裂成長開始荷重とみなす。非対称な負荷は荷重-き裂開口変位線図の初期領域における非線形挙動の原因となることがあるため、試験片中央に正確に荷重が加わるように十分注意する必要がある。Fig. 5 の負荷用ブロックの穴に段が付けられているのはそのための工夫の一つである。またユニバーサルジョイント等の使用も推奨される。 a/H と $C^{1/3}$ の関係をプロットして最小二乗法により切片 A_0 と傾き A_1 を求め、き裂成長開始および進展中のモード I 層間破壊靱性 G_{Ic} を、(16) 式を用いて計算する。

6.2 端面切欠き曲げ試験

従来の端面切欠き曲げ試験は、ほとんど荷重点変位速度

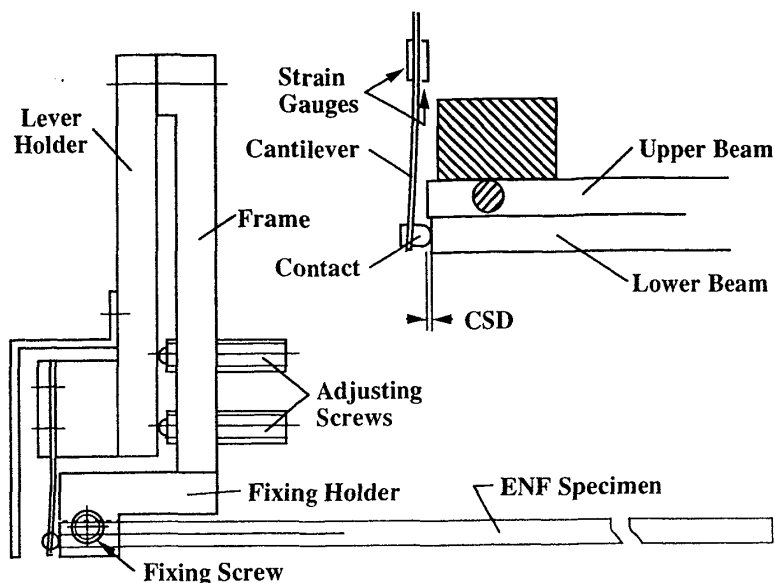


Fig. 7 An example of crack shear displacement (CSD) gauge

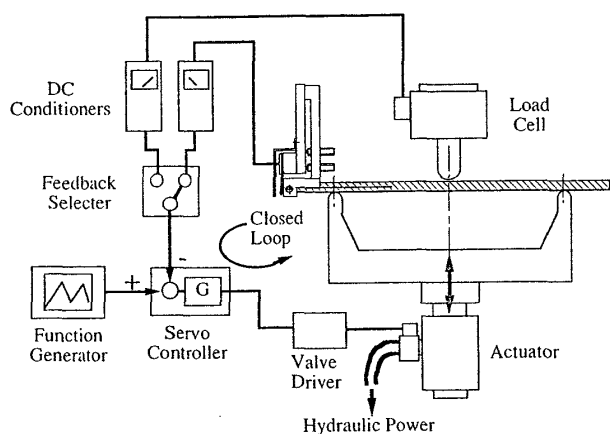


Fig. 8 Schematic figure of CSD controlled ENF test

一定のもとで試験が行われている。その結果、き裂は初期き裂から不安定に進展し、き裂進展過程の破壊靱性が求められないという問題があった。また荷重-荷重点変位線図をもとに破壊靱性の評価が行われているが、この線図はき裂進展に対してあまり敏感でなく、この線図を用いる従来の方法では、き裂成長開始点の検出精度が問題となることが少なくなかった。

本論文では、著者らによって開発された CSD 測定にもとづく破壊靱性試験を推奨する。その理由としては、CSD 制御のもとではき裂進展が安定となり、き裂進展過程の破壊靱性が評価できること、また荷重-CSD 線図の方が、荷重-荷重点変位線図によりき裂進展に対して敏感であり、き裂成長開始点をより明確に検出できることがあげられる。例えば初期き裂長さの 2.5% に相当するき裂進展に際して、荷重線コンプライアンス C は 1.2% しか変化しないのに対し、CSD コンプライアンス λ は 5% と約 4 倍も変化する。このように CSD 測定技術にもとづく試験を行え

ば、従来の試験方法の問題点を解決できる。

以下 CSD 制御による試験方法の概略を説明する。試験片に Fig. 7 の CSD 計を固定し、支点間距離 100 mm の三点曲げ治具に取り付ける。CSD 計のカンチレバーにはひずみゲージが貼られており、CSD の変化が電気信号に変換される。用いた CSD 計の測定範囲は 1 mm である。この CSD 計の出力は Fig. 8 に模式的に示すように、電気油圧サーボ材料試験機の制御変数として入力され、CSD 速度一定となるように試験機が制御される。CSD 速度は 0.03 mm/min とした。試験中の荷重、CSD および荷重点変位を記録する。CSD 速度一定条件ではき裂は安定に成長するので、双片持ちはり試験と同様に除荷・再負荷を行って CSD コンプライアンスを測定する。端面切欠き曲げ試験ではき裂は開かずに進展するので、き裂長さを読み取り顕微鏡で正確に測定するのは困難であった。そこで試験途中で除荷したものをくさびで割って破面よりき裂長さを測定した。モード II 層間破壊靱性 G_{IIC} は荷重と CSD より (22) 式を用いて計算した。き裂長さは解析的に得られた係数 A_i の妥当性を実験で確認した後、(25) 式を用いて計算により求めている。双片持ちはり試験と同様に、5% less secant line 法を用いてき裂成長開始の破壊靱性を計算した。

7. 実験結果

7.1 双片持ちはり試験

4 種類の供試材について、無次元化き裂長さ a/H とコンプライアンスの立方根 $C^{1/3}$ の関係を Figs. 9(a)-(d) に示す。各々の図には試験した全ての試験片の実験データが材料ごとに示されている。図中の直線は全ての実験点に対して最小二乗法による直線のあてはめを行った結果で、求められた係数 A_0 と A_1 を相関係数 R^2 の結果とともに図中に示してある。試験した全ての材料について、 a/H と

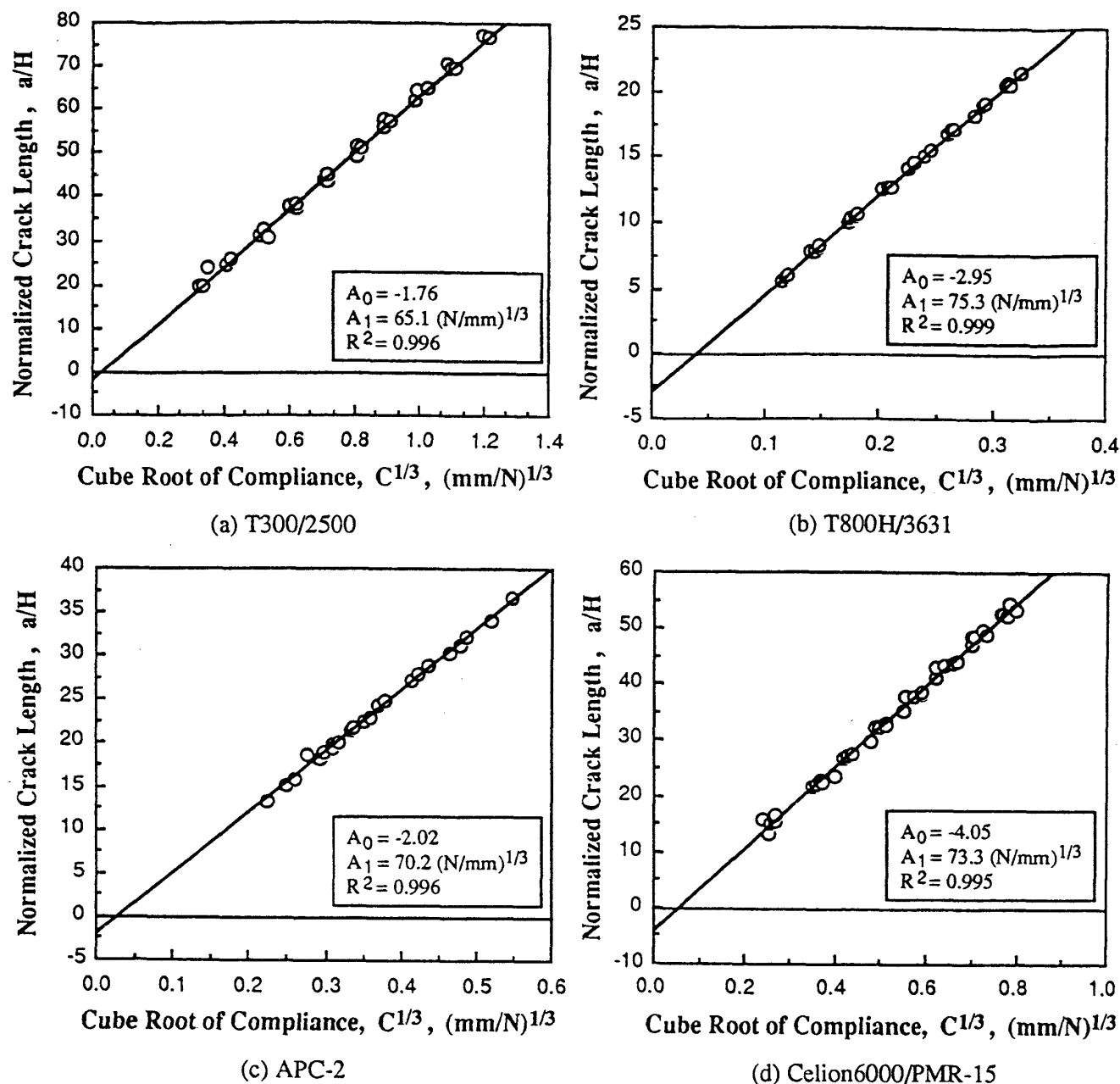


Fig. 9 Experimental relation between thickness normalized crack length, a/H , and cube root of compliance, $C^{1/3}$, of DCB specimens

$C^{1/3}$ の間に極めて良い直線関係があり、試験片ごとのばらつきも小さい。

Figs. 10(a)-(d)にモード I 層間破壊靱性 G_{IC} の結果を示す。縦軸との交点の値は 5% less secant line 法で求めたき裂進展開始時の破壊靱性であり、き裂進展中の破壊靱性の変化を、横軸にき裂進展量 Δa をとって示してある。図から明らかなように、T300/2500 はき裂成長開始から伝播までほぼ一定の G_{IC} を与え、その値はおよそ 0.16 kJ/m^2 と極めて脆性的である。一方、同じエポキシ樹脂を母材とする T800H/3631 では、進展開始時の G_{IC} は T300/2500 と比較してわずかに高いだけであるが、き裂進展とともに靱

性値は増加し、75 mm 程度進展したところでの平均値は進展開始の約 2 倍に達している。APC-2 は進展開始時に高い靱性値を示すばかりでなく、き裂進展の初期段階で靱性が約 50% 増加し、その後も高いレベルに靱性を保持している。Celion6000/PMR-15 はき裂進展開始時の靱性値はエポキシ系より多少大きいだけであるが、き裂進展とともに靱性は増加し、き裂進展量 $\Delta a = 60 \text{ mm}$ では G_{IC} は 0.6 kJ/m^2 に達している。この様なき裂進展に伴う破壊靱性の増加は主としてき裂上下面における繊維のブリッジングの結果である。き裂成長開始および伝播過程のモード I 層間破壊靱性の平均値を Table 2 に示す。

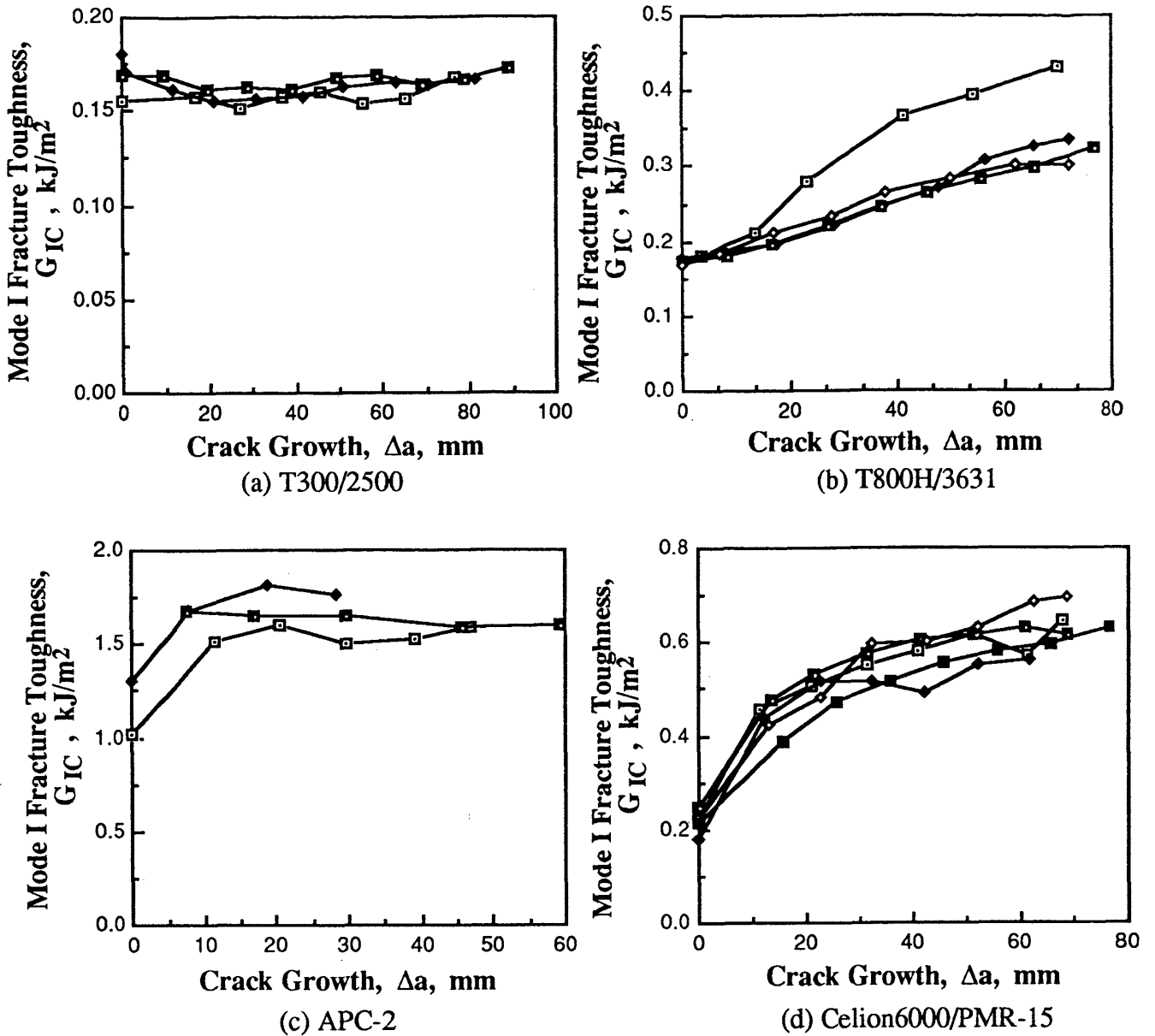


Fig.10 Change of mode I interlaminar fracture toughness, G_{IC} , with crack extension

評価式の違いが破壊靱性の結果に及ぼす影響について、本論文で提案する(16)式、Berryの(8)式、Williamsの(13)式を比較してTable 3に示す。比較に用いた材料はT300/2500である。成長開始点の G_{IC} に対してWilliamsの式がわずかに小さい評価を与えているが、き裂進展過程の G_{IC} の平均値で比較すると三者はほとんど同一の値を与える。

7.2 端面切欠き曲げ試験

荷重-CSD線図の例をFig. 11に示す。CSD制御とすることによってき裂が安定に進展していること、除荷・再負荷によってCSDコンプライアンスが測定できることがわかる。無次元き裂長さ a/H とCSDコンプライアンスの平方根 $\lambda^{1/2}$ の関係の実験結果を、本論文で求めた解析結果とともにFig. 12に示す。実験と解析の結果は良く一致し、

Table 2 Mode I interlaminar fracture toughness

Materials	(unit: kJ/m ²)		
	5% less secant	Max. load	Ave. propagation
T300/2500	—	0.168	0.162
T800H/3631	—	0.173	0.267
APC-2	1.110	1.387	1.675
Celion6000/PMR-15	0.218	0.331	0.556

Table 3 Comparison of estimation methods of DCB test

Material: T300/2500			
Method	Present	Berry[12]	Williams[15]
Parameter	$A_1 = 65.1 (n/mm)^{1/3}$	$n = 2.83$	$\chi = 1.76$
Initiation	0.168	0.168	0.154
Propagation	0.162	0.164	0.163

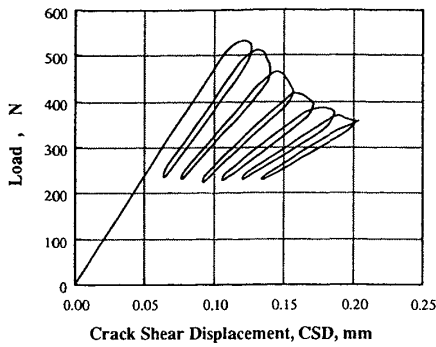
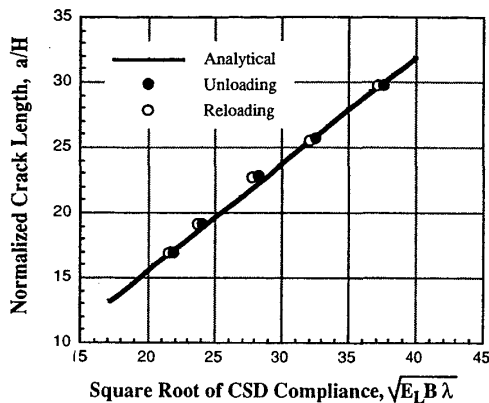
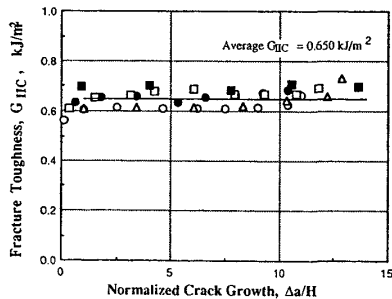


Fig. 11 An example of load versus CSD diagram

Fig. 12 Experimental and analytical relation between thickness normalized crack length, a/H , and square root of CSD compliance, $\lambda^{1/2}$ Fig. 13 Change of mode II Interlaminar fracture toughness, G_{IIc} , with crack extension

(25)式を用いてき裂長さを求めても実用上問題ないことがわかる。き裂進展過程におけるモードII層間破壊靱性 G_{IIc} の変化を Fig. 13 に示す。材料は T300/2500 であるが、モードIの場合と同様に、き裂進展中の破壊靱性値はほぼ一定であることがわかる。き裂進展過程でのモードII層間破壊靱性 G_{IIc} の平均値は 0.65 kJ/m^2 となったが、この値は双片持ちはり試験より求めたモードI層間破壊靱性 G_{Ic} の約4倍である。き裂進展開始時の破壊靱性 G_{IIci} は 0.56 kJ/m^2 となり、伝播過程の平均値より15%ほど小さい値となっている。

8. 結 論

双片持ちはり試験片および端面切欠き曲げ試験片を用いたモードIおよびII層間破壊靱性試験方法について、新しいデータ整理方法を提案するとともに、靱性値の異なる4種類のCFRPを用いて試験を行い、その有効性を検討した。本論文で得られた知見は以下のとおりである。

(1) 双片持ちはり試験に関して

無次元化き裂長さ a/H とコンプライアンスの立方根 $C^{1/3}$ の実験値からは、解析から予想されたとおり非常に良い相関関係が得られた。両者の直線関係は測定した全てのき裂長さ範囲で成立し、試験片によるばらつきも小さい。

上記の関係を利用してモードI層間破壊靱性を求める新しい評価方法を提案した。(14)、(16)式を利用すれば、き裂長さを実測することなく、荷重-き裂開口変位線図から破壊靱性とき裂長さを計算によって求めることが可能となる。

(2) 端面切欠き曲げ試験に関して

き裂せん断変位 (CSD) 測定にもとづく端面切欠き曲げ試験を提案し、モードII層間破壊靱性が荷重-CSD線図から、き裂長さを測定することなく評価できることを示した。

無次元化き裂長さ a/H と CSD コンプライアンスの平方根 $\lambda^{1/2}$ の間には良好な直線関係があることを、実験と解析によって確認した。

CSD 制御のもとで試験を行うことにより、き裂進展が安定となることを示した。さらに荷重-CSD線図に5%less secant line法を適用することにより、き裂進展開始から定常的き裂伝播過程にいたるモードII層間破壊靱性の評価が可能となった。

謝 辞

Celion6000/PMR-15 に関しては、石川島播磨重工業株式会社の張惟敦氏よりデータをご提供いただいた。ここに感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Wilkins, D. J., Eisenmann, J. R., Camin R. A., Margolis W. S. and Benson R. A.: Characterizing Delamination Growth in Graphite-Epoxy, Damage in Composite Materials, ASTM STP 775, (1982), 168-182.
- 2) 北條正樹ほか: CFRPのモードIおよび混合モードにおける層間はく離疲労き裂伝ば挙動, 材料, 第36巻, 第402号, (1987), 222-228.
- 3) O'Brien, T. K., Rigamonti, M. and Zanotti, C.: Tension Fatigue Analysis and Life Prediction for Composite Laminates, NASA Technical Memorandum 100549, 1988.
- 4) 青木隆平, 近藤恭平: 異方性複合材料積層板の層間はく離, 日本航空宇宙学会誌, 第37巻, 第420号,

- (1989), 29-38.
- 5) Whitcomb, J. D. : Three-Dimensional Analysis of a Postbuckled Embedded Delamination, *J. Compos. Mater.*, Vol. 23, (1989), 862-889.
 - 6) 影山和郎, 金原勲 : 圧縮荷重下の層間はく離進展開始に関する実験的考察, 日本複合材料学会 1990 年度研究発表講演会要旨集, (1990), 33-34.
 - 7) Russell, A. J. and Street, K. N. : Factors Affecting the Interlaminar Fracture Energy of Graphite/Epoxy Laminates, *Proc. 4th Int. Conf. Compos. Mater.*, (1982), 279-286.
 - 8) O'Brien, T. K. : Characterization of Delamination Onset and Growth in a Composite Laminates, *Damage in Composite Materials*, ASTM STP 775, (1982), 140.
 - 9) Becht, G. and Gillespie, J. W. : Design and Analysis of Crack Rail Shear Specimen for Mode III Interlaminar Fracture, *Compos. Sci. Tech.*, Vol. 31, (1988), 143-157.
 - 10) Donaldson, S. L. : Mode III Interlaminar Fracture Characterization of Composite Materials, ditto, Vol. 32, (1988), 225-249.
 - 11) 岡村弘之 : 線形破壊力学入門, 培風館, (1976), 53-57.
 - 12) Berry, J. P. : Determination of Fracture Surface Energy by the Cleavage Technique, *J. Appl. Phys.*, Vol. 34, No. 1, (1963), 62-68.
 - 13) 影山和郎, 小林孝行, 野中勝信 : 一方向カーボン/エポキシ積層板のモード I 層間破壊特性, 日本機械学会論文集(A), 第 53 巻, 第 494 号, (1987), 1898-1904.
 - 14) Kageyama, K. and Chou, T.-W., "Analytical Compliance Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness Testing of Composites", *Composites*, Vol. 18, No. 5, 1987, 393-399.
 - 15) Williams, J. G. : The Fracture Mechanics of Delamination Tests", *J. Strain Analy.*, Vol. 24, No. 4, (1989), 207-214.
 - 16) Carlsson, L. A., Gillespie, J. W. and Pipes, R. B., "On the Analysis and Design of the End Notched Flexure (ENF) Specimen for Mode II Testing", *J. Compos. Mater.*, Vol. 20, (1986), 594-604.
 - 17) 影山和郎, 柳澤昇 : 亀裂開口変位 (COD) 制御によるモード II 形層間破壊靱性試験, 日本複合材料学会誌, Vol. 15, No. 2, (1989), 71-77.
 - 18) Kageyama, K., Kikuchi, M. and Yanagisawa, N. : Stabilized End Notched Flexure Test-Characterization of Mode II Interlaminar Crack Growth, ASTM STP 1110 (to be published).
 - 19) 柳澤昇 : 複合材料の層間破壊特性に関する研究, 東京理科大学修士論文, (1988).
 - 20) Carlsson, L. A. and Pipes, R. B. : Experimental Characterization of Advanced Composite Materials, Prentice-Hall, (1987), (日本語訳, 高性能複合材料の実験的評価, 古今書院, (1990)).
 - 21) Carlsson, L. A., Gillespie, J. W. and Trethewey, B. R. : Mode II Interlaminar Fracture of Graphite/Epoxy and Graphite/PEEK, *J. Reinf. Plast. & Compos*, Vol. 5, (1986), 170.