論文 CONTRIBUTED PAPERS

多重層間剝離による CFRP クロスプライ積層板の圧縮特性劣化^{*1} Compressive Properties of CFRP Cross-Ply Laminates with Multiple Delaminations

末 益 博 志^{*2}・竹 内 政 人^{*3}
Hiroshi SUEMASU, Masato TAKEUCHI
郷 津 勝 久^{*2}
and Katsuhisa GOZU

Key Words: Composite Laminate, Multiple Delaminations, Buckling, Postbuckling, Delamination Instability, Rayleigh-Ritz Method

Abstract

Significant reduction of compressive buckling and postbuckling properties of composite cross-ply laminate owing to multiple delaminations is studied experimentally and analytically. Through-width multiple delaminations with equal length are considered. In the analysis, Timoshenko type beam theory is adopted. An analytical method is formulated on the basis of the Rayleigh-Ritz approximation technique, where the deflection and rotation of the cross-section are developed with the use of global mode functions and local mode functions which are not zero only on the delaminated portion. In order to conduct the eigen-value problem, closed delamination is assumed. The agreement of the analytical results with the experimental ones is excellent. The degradation of the compressive properties of cross-ply laminate due to the multiple delaminations is more serious than the homogeneous materials such as woven-cloth laminate. The simple method of the estimation of energy release rate is proposed, which is consistent with the experimental results. The delamination instability point can be estimated with the value.

1. 序 論

複合材料積層パネルは、一般に層間破壊靱性が小さく衝撃荷重、疲労等により層間剝離が発生し易い材料である。層間剝離を生じると剝離部の曲げ剛性が大き

く低下するために圧縮強度の著しい低下を引き起こす (CAI, Compression After Impact)。この低下した圧縮強度が設計時にクリティカルになり、複合材料構造物の軽量化の大きな障害になっている。層間剝離による圧縮特性劣化に関する研究は少なからずなされている。例えば、Chai and Babcock¹⁾、Shimitses et al., Yin et al., Yin²⁻⁴⁾、Vizzini et al.⁵⁾ と Kardomateas⁶⁾ は、層間剝離が 1 層間に発生したモデルに関して圧縮特性の研究を行っている。Wang et al.^{7,8)} は、2 層間に層間剝離が発生した場合に関して対称モードの座屈を仮定して研究を行っている。しかしこれらの研究は、剝離部のローカル座屈等に関しては説明できるが、文献 9) で示されているような板構造物の大きな強度低下を説明するには不十分であった。著者の 1 人は、強度劣化のメカニズムを明らかにするために平織積層板に等間隔に複数の層間剝離が発生したモデルに関して実験および解析により圧縮強度劣化のメカニズムに関して研究し、剝離部のキンクしたモードにより非常に大きな座屈荷重の低下が生じることを示すことができた^{10,11)}。本研究は、クロスプライ積層パネルに関して、層間剝離発生による圧縮特性劣化のメカニズムを明らかにし、複合材料構造物の圧縮特性改良のための指針を与えることを目的とする。

2. 実 験

2.1 試験片 実験に用いた試験片は、クロスプライ CFRP 積層板 (東レ(株)製, T 300/# 2500, [0°/0°/90°/90°/0°/0°/90°/90°]_s, 16 層, 300 mm×300 mm) から、第 1 図に示したような試験片を製作した。

^{*1} 平成 4 年 3 月 16 日原稿受理

^{*2} 上智大学理工学部

^{*3} 三菱重工業(株)高砂製作所

第1図 試験片

第1表 試験片の剝離長ささと板厚

部材番号	剝離長さ (mm)	試験長さ (mm)	厚さ (mm)
D00C	0	160	2.33
A20C	20	250	2.37
B20C	20	200	2.35
B20N			2.36
D20C	20	160	2.30
D20N			2.36
D30C	30	160	2.38
D30N			2.31
D40C	40	160	2.39
D40N			2.35
D60C	60	160	2.39
D60N			2.37
D80C	80	160	2.35
D80N			2.33

ここで層間剝離は剝離フィルム (AFLEX 12 μm) をキュー前に 0° 層と 90° 層の層間にセットすることにより導入した。剝離長ささと板厚の関係を第1表に示した。試験片の試験領域の長さ L は 160 mm を標準としたが、より剝離の長さ比の小さい試料の実験を行うために試験長さ 200 mm および 240 mm の試験片も用いた。

2.2 実験方法 実験は、万能試験機（島津製オートグラフ 10-TB）内で変位制御により行った。座屈前後は非常にゆっくり圧縮し（クロスヘッドスピード 0.1 mm/min）、座屈後変位が大きくなると圧縮速度を大きくしながら実験を行った。実験装置の説明を第2図に示した。応答として、荷重、クロスヘッドの変位、剝離部中央点の表裏の2点の横方向変位と歪および両固定端から 10 mm の点の表裏の歪を測定した。横方向変位は非常に薄い剝離片の変位を拘束しないようにボールベアリングを介してセットした軟鋼製の円

第2図 実験装置スケッチ

(A) 座屈形状 (B) 最終破壊形状

第3図 変形状（剝離のない場合）

盤の変位を渦電流型の非接触変位計（新川電気、VC-8C）を用いて測定した。座屈荷重は Southwell の手法を用いて算出した。試験片両端間の縮み Δu は、クロスヘッドの変位から固定装置内の試験片の縮みを考慮して

$$\Delta u = (\text{クロスヘッドの変位}) - \frac{(\text{固定枠内の試験片長さ}) \times (\text{荷重})}{(\text{平均ヤング率}) \times (\text{断面積})} \quad (1)$$

として算出した。実験で観察された変形状及び最終

(A) 座屈形状 (B) 最終破壊形状
第4図 変形形状 (中央剥離, 剥離長さ 20 mm)

(A) 座屈形状 (B) 最終破壊形状
第6図 変形形状 (中央剥離, 剥離長さ 60 mm)

(A) 座屈形状 (B) 大変形を生じている状態 (C) 最終破壊形状
第5図 変形形状 (中央剥離, 剥離長さ 40 mm)

破壊形状の写真を第3～6図に示す。第3図は剥離のない場合で対称変形で座屈し、最終破壊形状は、剥離のない場合には固定端での曲げ破壊である。剥離を有する試験片では、中央の90°層は比較的早い段階にトランスバースクラックが発生し壊れていると考えられる。第4図(A)は剥離長さが20 mmの試験片で、剥離部がキンクした形状で座屈を起こしている。最終破壊は(B)図の様に剥離の伝播により引き起こされた。剥離長さが30 mm及び40 mmの試験片では剥離長さ

20 mmの試験片と同様剥離部がキンクした形状で座屈を起こしている(第5図(A))が、最終破壊に至るまでに(B)図のように非常に大きな変形を起こし、すべての90°層が破壊した後に剥離部での曲げ破壊または剥離の進展による破壊(第5図(C))が観察された。さらに剥離が大きくなった場合には第6図の様に剥離が大きく開口した形の座屈変形を示している。この場合、剥離の進展により最終破壊を引き起こしたと考えられる。

3. 理論解析

複数層間に層間剥離が発生した複合材料梁の圧縮挙動を求めるにあたって、Bernouli-Eulerの仮説を用いた梁理論では不十分と考えられる¹⁰⁾ので、剪断変形の影響を考慮したTimoshenko梁の仮定を用いて理論が展開された¹¹⁾。細長比、剪断剛性と面内剛性の関係等で異なるが、剪断変形を考慮することにより数%程度の精度の向上が得られることが報告されている。また断面内一様な梁の座屈荷重に関してはRayleigh-Ritz法による解析が有限要素法の結果と非常によく一致することが示されており、座屈等のグローバルな挙動を扱うにはRayleigh-Ritz法が非常に有効であると考えられる。本報告では、Rayleigh-Ritz法を用いてクロスプライ積層板の座屈挙動を推定することを試みる。第7図のように変位と断面の回転を考える。このとき境界条件は

$$w_0 = 0 \quad (2)$$

第7図 解析モデル

$$\phi_0 = 0 \quad (3)$$

$$u_0(L) - u_0(0) = \Delta u \quad (4)$$

と表される。また剝離先端部での変位の連続条件は

$$w_I = w_0 \quad (5)$$

$$\psi_I = \phi_0 \quad (6)$$

$$u_I = u_0 - z_I \phi_0 \quad (7)$$

ここで、添え字 $0, I (I=1, 2, \dots, N)$ はそれぞれ剝離のない領域および I 番目の剝離領域を示す。また z_I は、板の中央面から剝離部 I の中立面までの距離である。

(4)式を変位 w および回転 ψ で表すと

$$\begin{aligned} \Delta u = & \varepsilon_0 L + \bar{\varepsilon}_I (L_2 - L_1) + z_I [\phi_0] L_1^2 \\ & - \frac{1}{2} \int_0^L w_{0,x}^2 dx - \frac{1}{2} \int_{L_1}^{L_2} (w_{I,x}^2 - w_{0,x}^2) dx \end{aligned} \quad (8)$$

ここで

$$\bar{\varepsilon}_I = \varepsilon_I - \varepsilon_0 \quad (9)$$

軸方向の力の釣合より

$$A_0 \varepsilon_0 = \sum_{I=1}^N A_I \varepsilon_I$$

であるので、

$$\sum_{I=1}^N \bar{\varepsilon}_I = 0 \quad (10)$$

が成り立つ。

全歪エネルギーは

$$\begin{aligned} U = & \frac{1}{2} \int_0^{L_1} [A_0 \varepsilon_0^2 + D_0 \phi_{0,x}^2 + B_0 (\phi_0 - w_{0,x})^2] dx \\ & + \frac{1}{2} \int_{L_1}^L [A_0 \varepsilon_0^2 + D_0 \phi_{0,x}^2 + B_0 (\phi_0 - w_{0,x})^2] dx \end{aligned}$$

$$+ \frac{1}{2} \sum_{I=1}^N \int_{L_1}^{L_2} \{ A_I \varepsilon_I^2 + D_I \phi_{I,x}^2 + B_I (\phi_I - w_{I,x})^2 \} dx \quad (11)$$

ここで

$$A_0 = \sum_{I=1}^N A_I \quad A_I = E_I H_I$$

$$D_0 = \sum_{I=1}^N (E_I H_I z_I^2 + D_I) \quad D_I = \frac{1}{12} E_I H_I^3$$

$$B_0 = \sum_{I=1}^N B_I \quad B_I = G_I H_I$$

両端固定の境界条件と連続条件を満たすように変位及び回転角を全体モード関数と剝離部だけで値を有する局所モード関数で展開する。

$$w_0 = H \sum_{m=1}^{N_0} W_m \phi_m(\xi) \quad (12)$$

$$w_I = H \sum_{m=1}^{N_0} W_m \phi_m(\xi) + H \sum_{m=1}^{N_I} W_m^{(I)} \tilde{\phi}_m(\xi) \quad (13)$$

$$\phi_0 = \frac{H}{L} \sum_{m=1}^{N_0} q_m \varphi_m(\xi) \quad (14)$$

$$\phi_I = \frac{H}{L} \sum_{m=1}^{N_0} q_m \varphi_m(\xi) + \frac{H}{L} \sum_{m=1}^{N_I} q_m^{(I)} \tilde{\varphi}_m(\xi) \quad (15)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \phi_m(\xi) = & \begin{cases} \sin(m\pi\xi) \\ \cos\{(m-3)\pi\xi\} - \cos\{(m-1)\pi\xi\} \end{cases} \\ & m=1, 2 \\ & m>2 \end{aligned} \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \varphi_m(\xi) = & (m-1)\sin\{(m-1)\pi\xi\} \\ & - (m+1)\sin\{(m+1)\pi\xi\} \end{aligned} \quad (17)$$

$$\tilde{\phi}_m(\xi) = \begin{cases} \phi_m(\eta) & \alpha_1 < \xi < \alpha_2 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (18)$$

$$\tilde{\varphi}_m(\xi) = \begin{cases} \varphi_m(\eta) & \alpha_1 < \xi < \alpha_2 \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (19)$$

$$\xi = \frac{x}{L} \quad (20)$$

$$\eta = \frac{\xi - \alpha_1}{\alpha} \quad (21)$$

$$\alpha = \alpha_1 - \alpha_2 \quad (22)$$

$$\alpha_c = \frac{\alpha_1 + \alpha_2}{2} \quad (23)$$

$$\alpha_1 = \frac{L_1}{L} \quad \alpha_2 = \frac{L_2}{L}$$

$\phi_m(\xi)$, $\tilde{\phi}_m(\xi)$ の第1項及び第2項は、剪断変形による固定端の回転と剝離端での中立軸の傾きの不連続を考慮するための項である。ここで α , α_c は、それぞれ剝離長さ、剝離位置を表す無次元化したパラメタである。 $\alpha_c = 0.5$ は剝離が中央部に、 $\alpha_c = 0.25$ は、左固定端から梁長さの1/4の位置にあることを示す。無次元化した歪エネルギー $\bar{U}$ は、

$$\bar{U} = \frac{2L^3}{D_0 H^2} U$$

$$\begin{aligned}
&= \frac{A_0 H^2}{D_0} \left(S_0^2 + \alpha \sum_{l=1}^N a_l S_l^2 \right) \\
&+ \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{M_0} q_m q_n \left[\int_0^1 \phi'_m \phi'_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + \left(1 - \sum_{l=1}^N d_l \right) \int_{a_1}^{a_2} \phi'_m \phi'_n d\xi + b_0 \int_0^1 \phi_m \phi_n d\xi \right] \\
&+ \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{M_l} q_m^{(l)} q_n^{(l)} \left[d_l \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \bar{\phi}'_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + b_l \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \bar{\phi}_n d\xi \right] \\
&+ 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{M_0} q_m^{(l)} q_n \left[d_l \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \phi'_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + b_l \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \phi_n d\xi \right] \\
&- 2 \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{N_0} q_m W_n b_0 \int_0^1 \phi_m \phi'_n d\xi \\
&- 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{N_l} q_m^{(l)} W_n^{(l)} b_l \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \phi'_n d\xi \\
&- 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{N_0} q_m^{(l)} W_n b_l \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \phi'_n d\xi \\
&- 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{N_l} q_m W_n^{(l)} b_l \int_{a_1}^{a_2} \phi_m \phi'_n d\xi \\
&+ \sum_{m=1}^{N_0} \sum_{n=1}^{N_0} W_m W_n b_0 \int_0^1 \phi'_m \phi'_n d\xi \\
&+ 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_l} W_m^{(l)} W_n^{(l)} b_l \int_{a_1}^{a_2} \phi'_m \phi'_n d\xi \\
&+ \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_0} W_m^{(l)} W_n b_l \int_{a_1}^{a_2} \phi'_m \phi'_n d\xi \quad (24)
\end{aligned}$$

面内の歪項は一般座標を用いて、

$$\begin{aligned}
S_0 &= \frac{L^2 \varepsilon_0}{H^2} \\
&= -\frac{\pi^2}{3} \lambda - \left(\sum_{l=1}^N \gamma_l a_l \right) \sum_{m=1}^{M_0} q_m [\varphi_m(\alpha_2) - \varphi_m(\alpha_1)] \\
&\quad + \frac{1}{2} \sum_{m=1}^{N_0} \sum_{n=1}^{N_0} W_m W_n \int_0^1 \phi'_m \phi'_n d\xi \\
&\quad + \frac{1}{2} \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_l} W_m^{(l)} W_n^{(l)} \int_{a_1}^{a_2} \phi'_m \phi'_n d\xi \\
&\quad + \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_0} W_m^{(l)} W_n \int_{a_1}^{a_2} \phi'_m \phi'_n d\xi \quad (25)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
S_l &= \frac{L^2 \varepsilon_l}{H^2} \\
&= - \left(\sum_{l=1}^N \gamma_l a_l - \gamma_l \right) \sum_{m=1}^{M_0} q_m \frac{1}{\alpha} [\varphi_m(\alpha_2) - \varphi_m(\alpha_1)] \\
&\quad + \sum_{l=1}^N \left[(\delta_{ll} - a_l) \left(\sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_0} W_m^{(l)} W_n \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \phi'_n d\xi \right) \right. \\
&\quad \left. + \frac{1}{2} \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_l} W_m^{(l)} W_n^{(l)} \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \bar{\phi}'_n d\xi \right] \quad (26)
\end{aligned}$$

ここで () は、 ξ による微分を示す また

$$\lambda = \frac{3L}{\pi^2 H^2} \Delta u \quad (27)$$

$$\gamma_l = \frac{z_l}{H} \quad (28)$$

$$a_l = \frac{A_l}{A_0} \quad d_l = \frac{D_l}{D_0}$$

$$b_0 = \frac{B_0 L^2}{D_0} \quad b_l = \frac{B_l L^2}{D_0}$$

また対称積層の場合

$$\sum_{l=1}^N \gamma_l a_l = 0$$

の関係が成り立つ。

ところで本問題では剝離片すべての板厚及び材料定数は同じでなく、文献11)の様に一般的な形で剝離部の重ならない物理的に許容できる解は得られず、接触問題を考えなければならない。しかし実験で観察されたように剝離長さが非常に長い場合を除いて、座屈荷重を与える変形は開口が小さいほぼ剝離の閉じた形状になる。本論文では、簡単のため固有値解析が可能となる様に剝離が開かないと仮定して問題を取り扱う。

このとき局部座標は、

$$q_m^{(l)} = \bar{q}_m \quad (m=1, 2, \dots, \bar{M}) \quad (29)$$

$$W_n^{(l)} = \bar{W}_n \quad (n=1, 2, \dots, \bar{N}) \quad (30)$$

とおける。(25)および(26)式を(24)式に代入し、2次以上の項を無視すると、一般座標に関して線形で剝離が開かない場合の歪エネルギーの式が得られ、

$$\begin{aligned}
\bar{U} &= \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{M_0} q_m q_n \left[\int_0^1 \phi'_m \phi'_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + (1 - d_0) \int_{a_1}^{a_2} \phi'_m \phi'_n d\xi + b_0 \int_0^1 \phi_m \phi_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + \left(\frac{\alpha A_0 H^2}{D_0} \right) \sum_{l=1}^N a_l \gamma_l^2 \left\{ \frac{\varphi_m(\alpha_2) - \varphi_m(\alpha_1)}{\alpha} \right\} \right. \\
&\quad \left. \left\{ \frac{\varphi_n(\alpha_2) - \varphi_n(\alpha_1)}{\alpha} \right\} \right] \\
&\quad + \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{M_l} \bar{q}_m \bar{q}_n \left[d_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \bar{\phi}'_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + b_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \bar{\phi}_n d\xi \right] \\
&\quad + 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{M_0} \bar{q}_m q_n \left[d_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \phi'_n d\xi \right. \\
&\quad \left. + b_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \phi_n d\xi \right] \\
&\quad - 2 \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{N_0} q_m W_n b_0 \int_0^1 \phi_m \phi'_n d\xi \\
&\quad - 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{N_l} \bar{q}_m \bar{W}_n b_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \phi'_n d\xi \\
&\quad - 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_l} \sum_{n=1}^{N_0} \bar{q}_m W_n b_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}_m \phi'_n d\xi \\
&\quad - 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{N_l} q_m \bar{W}_n b_0 \int_{a_1}^{a_2} \phi_m \phi'_n d\xi \\
&\quad + \sum_{m=1}^{N_0} \sum_{n=1}^{N_0} W_m W_n b_0 \int_0^1 \phi'_m \phi'_n d\xi \\
&\quad + 2 \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_l} \bar{W}_m \bar{W}_n b_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \bar{\phi}'_n d\xi \\
&\quad + \sum_{l=1}^N \sum_{m=1}^{N_l} \sum_{n=1}^{N_0} \bar{W}_m W_n b_0 \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \phi'_n d\xi \\
&\quad - \frac{\pi^2 A_0 H^2}{3 D_0} \lambda \left\{ \sum_{m=1}^{M_0} \sum_{n=1}^{M_0} W_m W_n \int_0^1 \phi'_m \phi'_n d\xi \right.
\end{aligned}$$

$$+ \sum_{m=1}^{M_1} \sum_{n=1}^{M_1} \bar{W}_m \bar{W}_n \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \bar{\phi}'_n d\xi \\ + 2 \sum_{m=1}^{M_1} \sum_{n=1}^{M_0} \bar{W}_m W_n \int_{a_1}^{a_2} \bar{\phi}'_m \phi'_n d\xi \} \quad (31)$$

の様に書ける。ここで

$$d_D = \sum_{i=1}^N d_i$$

である。(31)式を各一般座標に関して微分し整理すると座屈方程式

$$[A_{11}]\{q\} + [A_{12}]\{W\} = \{0\} \\ [A_{12}]\{q\} + [A_{22}]\{W\} - \lambda[Q]\{W\} = \{0\} \quad (32)$$

が導かれる。ここで $\{W\}$, $\{q\}$ はそれぞれたわみ及び断面の回転に関する一般座標からなるベクトルである。(32)式を整理すると

$$[[A_{22}] - [A_{12}][A_{11}^{-1}][A_{12}]]\{W\} - \lambda[Q]\{W\} = 0 \quad (33)$$

(33)式を固有値解析することにより、座屈荷重及び座屈モードが求まる。無次元化した荷重

$$\beta = \frac{3}{\pi^2} S \quad (34)$$

を用いる。

座屈前の変形を無視しさらに座屈後に荷重増加が生じない理想的な場合を考えよう。すべての剝離が同じように伝播するとした場合の座屈後の剝離先端に生じる平均のエネルギー解放率 G は、剝離長さが α と $\alpha + \Delta\alpha$ の間の釣合状態での歪エネルギーの差から、

$$G = \frac{1}{N-1} \{\Delta u - u_{cr}(\alpha)\} \frac{1}{bL} \frac{\partial P_{cr}}{\partial \alpha}(\alpha) \\ = -\frac{\pi^4 A_0}{9(N-1)} \left(\frac{H}{L}\right)^4 \{\lambda - \beta_{cr}(\alpha)\} \frac{\partial \beta_{cr}}{\partial \alpha}(\alpha) \quad (35)$$

第8図 荷重と荷重片の変位の関係 (中央部に層間剝離のある場合, $\alpha_c = 0.5$)

により評価することができる¹¹⁾。

4. 結果及び考察

実験及び理論の比較により剝離を有する積層板の挙動及び層間剝離の安定問題に関して考察する。第8図に剝離が中央にある場合の実験で得られた試験片の両固定端間の縮み (以降、圧縮変位と呼ぶ) の無次元量 $\Delta u/L$ と剝離のない場合の座屈荷重で無次元化した荷重 P/P_{cr} の関係を示した。A 20 C, B 20 C の試験片は試験片長さが 200 mm 及び 240 mm の試験片の結果である。座屈後の荷重の増加はほとんど見られない。ま

第9図 荷重と荷重片の変位の関係 (層間剝離が中央にない場合, $\alpha_c = 0.375$)

第10図 荷重と剝離中央部のたわみ (層間剝離のない場合)

第11図 荷重と剝離中央部のたわみ(中央部に層間剝離のある場合, $\alpha_c=0.5$)

第12図 荷重と剝離中央部のたわみ(層間剝離が中央部がない場合, $\alpha_c=0.375$)

た剝離の短いほど座屈後早い段階で剝離の進展による荷重の低下が生じている。剝離が長くなると非常に大きな変形が生じるまで剝離の進展は生じないことが分かる。剝離長さ 60 mm と 80 mm の試験片に関しては熱応力のために剝離片が座屈したと考えられ、両表面の剝離片が大きく外側に開いた剝離開口形の初期変形が存在し、試験片としては不適当であるが、座屈後の最終荷重を知る目的で実験を行った。そのため、圧縮実験の初期の段階から大きな変位を伴い圧縮剛性の大きな低下となって現れている。第9図に剝離が中央にない場合 ($\alpha_c=0.375$) 両端間の縮みと荷重の関係をプロットした。この場合も中央にある場合と同様な曲

第13図 座屈荷重の比較(中央部に層間剝離のある場合, $\alpha_c=0.5$)

第14図 座屈荷重の比較(層間剝離が中央部がない場合, $\alpha_c=0.375$)

線が得られているが、剝離が同じ長さの場合には座屈荷重が若干小さくなっている。C=60 mm の試験片では一旦荷重が増加した後荷重が落下し再び増加に転じている。これは初期に剝離の一部がくっついて滑らない状態になっていたものがはずれたために生じた現象と考えられる。第10～12図に荷重Pと剝離部中央点変位の関係をプロットした。第10図は剝離のない場合で、座屈荷重に近づくとき急激に中央点のたわみ始める座屈現象がみられる。第11, 12図は、剝離長さが20 mm の試験片で剝離が中央部と下部固定端より存在する場合の結果である。剝離が中央部にある場合剝離の若干の開口がみられるが逆対称変形をするた

第15図 クロスプライ積層板と板厚方向に均質な複合材料板(平織りクロス積層板)の座屈荷重の比較(中央部に層間剝離がある場合, $\alpha_c=0.5$)

第16図 クロスプライ積層板と板厚方向に均質な複合材料板(平織りクロス積層板)の座屈荷重の比較(層間剝離が中央部でない場合, $\alpha_c=0.375$)

めに中央点の変位はほとんど増加しない。また剝離進展による荷重低下が生じている。剝離が中央にない場合には、試験片の対称性がなくなるので対称・逆対称変形の区別はなくなり剝離部中央で小さくない変位の増加が見られる。しかし、全体としては剝離部がキックした状態の変形をし、測定点での変位の増加は対称変形の場合ほどは大きくない。若干の剝離の開口が見られる。この場合、固定端に近い側の剝離先端が不安定になり、剝離は固定端に向かって進展した。

第13図及び第14図に本解析で得られた座屈荷重と実験結果の比較を行う。解析は、文献11)の結果を考慮して、 $M_0=N_0=60$ および $M_l=N_l=6$ とし、かなり高次のモードまで考慮して行った。すべての剝離長さに関して両者は非常によく一致している。剝離が短い場合には剝離開口変位が全体変形に比べて小さいので、剝離が開かないという仮定でも良い近似が得られると考えられる。剝離が長い場合には剝離開口形と剝離の閉じた形の座屈荷重が近いために、本仮定で得られた結果が実験結果に一致したものと考えられる^{11,12)}。

第15, 16図に板厚方向に材料特性が一様な場合の座屈荷重と本問題のクロスプライ積層板の座屈荷重の劣化の程度を比較した。座屈荷重の大きく低下し始める剝離サイズは、 $\alpha \approx 0.08$ から $\alpha \approx 0.06$ と小さくなっている。また劣化の程度もクロスプライ積層板の方が著しい。これはクロスプライ積層板の場合、最も外側に 0° 層があり、面内剛性が同じ場合、一様な板より曲げ剛性が高くなるように設計してあるためダメージ

第17図 圧縮変位とエネルギー解放率(中央剝離の場合, $\alpha_c=0.5$)

第18図 圧縮変位とエネルギー解放率(剝離が中央にない場合, $\alpha_c=0.375$)

の発生による性能劣化が著しくなると考えられる。

最後に(37)式により算出した圧縮変位と平均エネルギー解放率の関係を第17, 18図に示す。もちろん(37)式は近似式で、すべての剝離先端に生じるエネルギー解放率の平均値にすぎないので実際の剝離クラックの安定不安定を論じるには不十分であるが、剝離伝播の起こり易さ等を知る為の目安になると考えられる。図中の $\alpha=0.1$ の結果は試験片長さが200 mmの結果で他は160 mmの結果である。剝離の短い $\alpha=0.1, 0.125$ の場合には座屈後急激にエネルギー解放率が増加し、剝離長さが $\alpha=0.25$ 付近ではエネルギー解放率の増加は非常に小さくなっている。剝離がさらに長くなると座屈モードが実験結果と異なるので余り正確ではない。しかし、剝離の開いたモードと閉じたモードで座屈荷重低下の傾向は、ほぼ同じであると考えられるので、エネルギー解放率の増加が再び大きくなっていると言える。また開口モードであるためにモードIの破壊モードになっていること、開口している剝離のみにエネルギー解放率が集中することなどを考えると、剝離の伝播が生じ易いことになり、第2章で得られた破壊形状の考察結果と矛盾しないことが分かる。また $G_c \approx 200 \text{ Jm}^{-2}$ とすると、剝離の不安定は $\alpha=0.125$ のとき層間剝離のない場合の座屈変位の約2倍、 $\alpha=0.1875$ のときは、約8倍のときに生じることになり、第9図のそれぞれ最初の荷重低下が観察される時の変位が、座屈時の変位約 $\Delta u/L \approx 0.0015$ と比べてそれぞれ $0.0029/0.0015=1.9$ 倍及び $0.014/0.0015=9.3$ 倍とよく一致している。このことより座屈荷重と剝離長さの関係が得られれば、剝離先端でのエネルギー解放率が評価でき剝離の伝播の可能性を知ることが可能である。

5. 結 論

クロスプライCFRP積層板($[0^\circ/0^\circ/90^\circ/90^\circ/0^\circ/0^\circ/90^\circ/90^\circ]_s$)に関して実験及びRayleigh-Ritz近似解析法を用いた解析を行い、層間剝離発生に伴うCFRPクロスプライ積層板に生じる圧縮特性劣化および破壊形態に関して多くの知見が得られた。これらをまとめると、

1. 本解析手法により剝離が開かないという仮定で得られた座屈荷重は、実験結果と非常によく一致する。
2. クロスプライ積層板の場合、板厚方向に均質なパネルに比べて座屈荷重が急激に減少し始める層間剝離サイズが小さく、さらに層間剝離によ

る特性劣化が非常に大きい。

3. 座屈荷重が急激に減少する剝離長さのパネルでは層間剝離の伝播が生じ易く、座屈後比較的早い段階に剝離の伝播が生じ破壊する。
4. 層間剝離進展に関するエネルギー解放率の評価式によって推定したエネルギー解放率により、実験で発生した破壊形態をほぼ矛盾なく説明できた。また層間剝離クラックの不安定となる圧縮変位を推測できた。

著者等は本実験のために層間剝離を有する積層板を製作頂いた東レ(株)ACM技術部の野村晋氏に謝意を表す。本研究を進めるにあたって上智大学機械工学科林 邦夫教授には様々な便宜を語って頂いた。

参考文献

- 1) Chai, H. and Babcock, C. D.: One Dimensional Modeling of Failure in Laminated Plates by Delamination Buckling, Int. J. Solids and Structures, 17 (1981), pp. 1069-1083.
- 2) Simitses, G. J., Sallam, S. and Yin, W. L.: Effects of Delamination of Axially Loaded Homogeneous Laminated Plates, AIAA J., 23 (1985), pp. 1437-1444.
- 3) Yin, W. L., Sallam, S. N. and Simitses, G. J.: Ultimate Axial Load Capacity of Delaminated Beam-Plate, AIAA J., 24 (1986), pp. 123-128.
- 4) Yin, W. L.: The Effects of Laminated Structure on Delamination Buckling and Growth, J. Composite Mater., 22 (1988), pp. 502-517.
- 5) Vizzini, A. J. and Lagace, P. A.: The Buckling of Sublaminates on an Elastic Foundation, J. Composite Mater., 21 (1987), pp. 1106-1117.
- 6) Kardomateas, G. A.: End Fixity Effects on the Buckling and Postbuckling of Delaminated Composites, Composite Sci. Tech., 34 (1988), pp. 113-128.
- 7) Wang, S. S., Zahlan, N. M. and Suemasu, H.: Compressive Stability of Delaminated Random Short-Fiber Composite, Part I—Modeling and Methods of Analysis, J. Composite Mater., 19 (1985), pp. 296-316.
- 8) Wang, S. S., Zahlan, N. M. and Suemasu, H.: Compressive Stability of Delaminated Random Short-Fiber Composite, Part II—Experimental and Analytical Results, J. Composite Mater., 19 (1985), pp. 317-333.
- 9) Ishikawa, T., Matsushima, M., Hayashi, Y. and Noguchi, T.: Compression after Impact (CAI) Properties of CF/PEEK (APC-2) and Conventional CF/Epoxy Composite Structures, Proc. ICCM-8, Honolulu, 1991.
- 10) Suemasu, H.: Compressive Behavior of Delaminated Laminates, Proc. ICCM-8, Honolulu, 1991.
- 11) Suemasu, H.: Effects of Multiple Delaminations on Compressive Buckling Behaviors of Composite Panels, J. Composite Mater., (Submitted).
- 12) Suemasu, H.: Postbuckling Behaviors of Composite Panels with Multiple Delaminations, J. Composite Mater., (Submitted).