プライ厚の異なる CFRP アングルプライ積層板の非線形力学挙動[†]

中谷隼人* 高木健児**
小池朝夫*** 荻原慎二*

Nonlinear Mechanical Behavior of Angle-Plied CFRP Laminates with Different Ply Thickness

by

Hayato NAKATANI*, Kenji TAKAGI**, Asao KOIKE*** and Shinji OGIHARA*

This paper evaluates effect of ply thickness on nonlinear mechanical behavior of angle-plied CFRP laminates. To begin with, stress-strain behavior of unidirectional laminates under off-axis tensile loading is obtained. The laminates have exhibited nonlinear mechanical behavior in all off-axis angles investigated. It has been also shown that this nonlinear behavior can be predicted well by the one-parameter plasticity model. Angle-plied CFRP laminates have been manufactured using 16 plies of 0.15 mm thick prepreg $[(+45)_4/(-45)_4]_S$ or 48 plies of 0.05 mm thick prepreg $[(\pm 45)_{12}]_S$. When neighboring plies in same fiber orientation are regarded as one blocked plies for 16-ply laminates, this ply thickness is 12 times thicker than that in 48-ply laminates. Tensile tests have been demonstrated that 48-ply laminates show complicated nonlinear behavior until maximum strain of about 20% and intense fiber-matrix debondings as with interlaminar delamination. An attempt has been made to predict the stress-strain behavior of the angle-plied laminates by the one-parameter plasticity model in conjunction with classical laminate plate theory. The predicted behavior of the 16-ply laminates has agreed well with the experimental results without any modification. As for the 48-ply laminates, the model has predicted comparable results of the nonlinear behavior in large strain region when changes in fiber orientation angle due to deformation of the plate has been also taken into account.

Key words : Carbon fiber/epoxy composites, Nonlinear behavior, Off-axis loading, Plasticity, One-parameter plasticity model, Classical laminate plate theory, Unidirectional laminates, Angle-plied laminates

1 緒 言

炭素繊維強化プラスチック (Carbon Fiber Reinforced Plastics : CFRP) に代表される繊維強化複合材料は、比強度や比剛性が優れることから様々な分野において幅広く適用されている。その中でも特に、軽量化への要求が厳しい航空宇宙分野への導入は著しい。また、近年では地球環境への負荷低減の観点から CO₂ 削減や省資源化が求められている。このことに対して、重量軽減が燃料消費効率向上に有効であるため、軽くて強い構造材料に対する要求がますます高くなっている自動車等の輸送用機器にも、繊維強化複合材料の適用が進みつつある。

一般的に CFRP は積層板として使用される。現実の構造では材料は様々な方向から負荷を受けるが、CFRP 積層板は異方性材料であるため、繊維の配向角を変えながら積層し、多方向積層板とすることによって、これらの負荷に対処している。これまで、繊維配向角を変化させることによる積層構成の最適化が主に実施されてきた。しかし積層構成としては、繊維配向角のみならず、各層の厚み (プライ厚) も挙げられる。最近では従来使用されてきたものよりも薄厚のプリプレグが容易に入手できるようになり、これを使用することで、同じ板厚の積層

板を成形する場合においても、積層数が増加するために積層構成の自由度が増す。

これまでプライ厚を扱った報告としては、これと積層板に発生する損傷の関係として、例えば Crossmann et al.¹⁾や Kim and Soni²⁾が、積層板の厚みと各繊維方向層の含有率が同じでも、ブロック層 (同じ配向角で隣り合う層をひとまとめにしたもの) の数が多いほど層間はく離やトランスバースクラックの発生が少ないことを明らかにしている。さらに、多方向複合材積層板の層内樹脂割れを扱う影山らの報告³⁾では、複合材積層板の初期破壊について、あるプライ厚以下では1層あたりの厚みが薄くなると初期破壊応力が増加することを示している。そして笹山ら⁴⁾はこの理論を、一般的に用いられるものよりも薄いプリプレグを使用した擬似等方性積層板を用いて実証した。また、Sihn et al.⁵⁾は同様の薄いプリプレグを使用した擬似等方性積層板と、さらにそれらが円孔を有する場合の、引張りあるいは疲労負荷における損傷を比較し、薄いプライ厚を有する積層板ではマイクロクラックや層間はく離が抑えられることを実験的に明らかにした。プライ厚と強度の関係については、プライ厚が薄くなると擬似等方性積層板の引張強度が増加すること

[†] 原稿受理 平成 23 年 7 月 7 日 Received July 7, 2011 ©2012 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 東京理科大学理工学部機械工学科 〒278-8510 野田市山崎, Dept. of Mech. Eng., Tokyo Univ. of Sci., Yamazaki, Noda, 278-8510

** 東京理科大学大学院理工学研究科機械工学専攻 〒278-8510 野田市山崎, Dept. of Mech. Eng., Tokyo Univ. of Sci., Yamazaki, Noda, 278-8510

*** (株)いすゞ中央研究所 〒252-0881 藤沢市土棚, Isuzu Central Research. Lab., Tsuchidana, Fujisawa, 252-0881

を Wisnom et al.⁶⁾が示している。ここでは [45/ 90/ -45/ 0]_{4s} と [45/90/-45/0]_{4s} の引張強度がそれぞれ 458MPa と 929MPa となっている。しかしながら積層板が円孔を有する場合にはこの関係が逆転し、プライ厚が薄い方が低い引張強度を示す。これはプライ厚が増加すると円孔縁においてはく離やスプリッティングが発生するが、これらの損傷が円孔縁における応力集中を緩和するためであると説明している。^{7), 8)}

これらの報告のほとんどは 0° 層を含む擬似等方性積層板を使用しているため、積層板の破断ひずみとしては約 1 ~ 2% 程度である。これに対し、アングルプライ積層板のような 0° 層を含まない積層板であれば、破断ひずみが 0° 層に支配されず、大きなひずみを示す材料となると考えられる。さらに、薄いプライ厚を適用したアングルプライ積層板は、上述のように損傷の発生が抑えられるために、より大ひずみを示すことによるエネルギー吸収材料としても期待できる。

ところで、アングルプライ積層板のような多方向積層板は繊維方向に対し off-axis な荷重を受けるために非線形力学挙動を示し、これは繊維方向や積層構成によっても異なる挙動を示す。また、樹脂の塑性変形だけでなく、繊維の非線形弾性変形などにも起因する。CFRP 構造の設計には有限要素法等による解析が不可欠であるが、非線形挙動の扱いが困難であるため、解析結果には不確定な要素が含まれてしまう。このため、実際の構造では大きな安全率のもとで使用されることにより、CFRP が有する軽量性を生かした設計ができない。したがって、CFRP 積層板の効率的な利用や、より大きな荷重やひずみを考慮した用途への適用などを考えるうえでは、この材料の非線形力学挙動の理解は重要となる。

CFRP 積層板の off-axis 負荷における応力-ひずみ関係の非線形挙動の理解のために、これまでいくつかの解析手法が提案されている。例えば Sun et al.^{9), 10)} による応力の 2 次式からなる塑性ポテンシャルから展開させた one-parameter 塑性モデル、Ogi et al.¹¹⁾ が提案した非線形弾性モデルと one-parameter 塑性モデルを組み合わせたモデルがある。また、Ogihara et al.¹²⁾ は Generalized Method of Cells (GMC)¹³⁾ と呼ばれるマイクロメカニクスもしくは one-parameter 塑性モデルと古典積層理論の組み合わせによりアングルプライ積層板の非線形挙動の予測を試みている。この他にも非線形挙動を扱う報告は数多くみられる。^{14) ~ 16)}

このように、CFRP 積層板の off-axis 負荷における非線形力学挙動のモデル化が進む一方、積層板のプライ厚が非線形力学挙動に及ぼす影響に焦点を当て、実験的に評価した報告はほとんどみられない。CFRP 構造の最適化に向けては、プライ厚を含めた積層構成の違いに起因する CFRP 積層板の非線形力学挙動の変化を把握しておくことが求められる。そこで本研究では、異なるプライ厚を有する CFRP アングルプライ積層板の非線形力学挙動を比較、評価することを目的とした。まず、一方向強化積層板の off-axis 材の引張試験結果に Sun et al.¹⁰⁾ の

one-parameter 塑性モデルを適用した、そして、得られたパラメータを用いて、アングルプライ積層板の応力-ひずみ関係の予測を行った。

2 材料および実験方法

本研究で使用する CFRP には、T700SC/2500 (東レ(株)) を用いた。一方向強化積層板には厚さ 0.15mm のプリプレグを使用し、0° 材 [0]₁₆ および、off-axis 材 [θ]₁₆ (θ = 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°) を作製した。また、アングルプライ積層板については、厚さ 0.15mm のプリプレグを 16 層使用した [(+45)₄/(-45)₄]_s および厚さ 0.05mm のプリプレグを 48 層使用した [(±45)₁₂]_s の 2 種類の積層構成の積層板を使用した。(以下では、各アングルプライ積層板を、16ply 積層板および 48ply 積層板と呼ぶ。) これら積層板の厚みはほぼ等しい。また、16ply 積層板において [45]₄ および [-45]₄ をひとまとまりの層とみなすと、この層の厚みは 0.6mm となり、48ply 積層板の各層の厚み (0.05mm) の 12 倍となっている。また、繊維方向が異なる層界面の数については、16ply 積層板では 2、48ply 積層板では 46 となる。これらの積層板を長さ 260mm、幅 10mm のクーポン型に切り出し、両端に GFRP 製のタブ (厚さ 1.0mm) を貼り付けたものを試験片とした。

引張試験にはテンシロン万能試験機 (RTF-1350, (株) R & D) を使用し、クロスヘッド速度は 1.0mm/min. とした。ひずみの測定には、試験片の中央に貼付したひずみゲージを使用した。

3 解 析

本研究では、one-parameter 塑性モデルを用いた一方向強化積層板の off-axis 負荷における非線形力学挙動のモデル化を試みる。次に、この one-parameter 塑性モデルより予測した一方向強化積層板の応力-ひずみ関係と積層理論を組み合わせることによって、アングルプライ積層板の応力-ひずみ関係を予測することを試みる。

3・1 one-parameter 塑性モデル

一般的な 3 次元での繊維強化複合材料の塑性ポテンシャル関数 $f(\sigma_{ij})$ は次式で表される。

$$2f(\sigma_{ij}) = a_{11}\sigma_{11}^2 + a_{22}\sigma_{22}^2 + a_{33}\sigma_{33}^2 + 2a_{12}\sigma_{11}\sigma_{22} + 2a_{13}\sigma_{11}\sigma_{33} + 2a_{23}\sigma_{22}\sigma_{33} + 2a_{44}\sigma_{23}^2 + 2a_{55}\sigma_{13}^2 + 2a_{66}\sigma_{12}^2 \quad (1)$$

ここで、 σ_{ij} は材料主方向の応力、 a_{ij} は実験により決定される塑性パラメータである。関連流動則を用いると塑性ひずみ増分は次式のように表される。

$$d\epsilon_{ij}^p = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\lambda \quad (2)$$

ここで p は塑性を意味し、 $d\lambda$ は比例定数である。一般的に式 (1) によって与えられた塑性ポテンシャルは、静水圧で塑性変形はなく、塑性ひずみが非圧縮であることを示す。単位体積あたりの塑性仕事増分 dW^p は次式で与えられる。

$$dW^p = \sigma_{ij} d\epsilon_{ij}^p = 2fd\lambda \quad (3)$$

また、 dW^p は相当塑性ひずみ増分 $d\bar{\epsilon}^p$ を用いると次式、

$$dW^p = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^p \quad (4)$$

でも表される。相当応力 $\bar{\sigma}$ は次式、

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3f} \quad (5)$$

で定義される。式 (2)～(5) より、

$$d\bar{\varepsilon}^p = \frac{2}{3}\bar{\sigma}d\lambda \quad (6)$$

および

$$d\lambda = \frac{3}{2}\left(\frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\sigma}}\right)\left(\frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}}\right) \quad (7)$$

の関係をj得る。

x_1 - x_2 面内の平面応力状態を考えた場合、式 (1) は

$$2f(\sigma_{ij}) = a_{11}\sigma_{11}^2 + a_{22}\sigma_{22}^2 + 2a_{12}\sigma_{11}\sigma_{22} + 2a_{66}\sigma_{12}^2 \quad (8)$$

となる。式 (2) および式 (8) から塑性ひずみ増分は次式、

$$\begin{Bmatrix} d\varepsilon_{11}^p \\ d\varepsilon_{22}^p \\ d\gamma_{12}^p \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & 0 \\ a_{12} & a_{22} & 0 \\ 0 & 0 & 2a_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} d\lambda \quad (9)$$

で表される。よって、塑性ひずみ増分は塑性パラメータ a_{11} , a_{22} , a_{12} , a_{66} と $d\lambda$ によって決定される。 $d\lambda$ は off-axis 試験片の相当応力-相当塑性ひずみ関係から決定することができる。ここで、繊維方向の塑性ひずみは発生しない、すなわち、

$$d\varepsilon_{11}^p = 0 \quad (10)$$

と仮定すると式 (9) より、

$$a_{11} = a_{12} = 0 \quad (11)$$

となる。さらに、 $a_{22} = 1$ としても一般性を失わないことから、式 (8) は

$$2f = \sigma_{22}^2 + 2a_{66}\sigma_{12}^2 \quad (12)$$

となり、 a_{66} を唯一のパラメータとする塑性ポテンシャルを得る。これが one-parameter 塑性モデルと呼ばれる所以である。この塑性ポテンシャルに式 (2) を適用すると、塑性ひずみ増分は次式で得られる。

$$\begin{Bmatrix} d\varepsilon_{11}^p \\ d\varepsilon_{22}^p \\ d\gamma_{12}^p \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ \sigma_{22} \\ 2a_{66}\sigma_{12} \end{Bmatrix} d\lambda \quad (13)$$

ここで γ_{12} は工学せん断ひずみである。対応する相当応力、相当ひずみ増分は次式となる。

$$\bar{\sigma} = \left[\frac{3}{2}(\sigma_{22}^2 + 2a_{66}\sigma_{12}^2) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (14)$$

$$d\bar{\varepsilon}^p = \left[\frac{3}{2}(\sigma_{22}^2 + 2a_{66}\sigma_{12}^2) \right]^{\frac{1}{2}} d\lambda \quad (15)$$

次に、off-axis 引張試験から相当応力-相当塑性ひずみ関係を得る方法を示す。繊維方向を x_1 方向とし、これと角度 θ をなす方向に単調引張荷重をかけるとする。この場合、材料主軸方向応力と一方向引張応力 σ_x とは次式の関係となる。

$$\begin{cases} \sigma_{11} = \sigma_x \cos^2 \theta \\ \sigma_{22} = \sigma_x \sin^2 \theta \\ \sigma_{12} = -\sigma_x \sin \theta \cos \theta \end{cases} \quad (16)$$

よって、式 (5)、式 (12)、式 (15) から、

$$\bar{\sigma} = h(\theta)\sigma_x \quad (17)$$

$$d\bar{\varepsilon}^p = \frac{2}{3}h(\theta)\sigma_x d\lambda \quad (18)$$

ここで $h(\theta)$ は、

$$h(\theta) = \left[\frac{3}{2}(\sin^4 \theta + 2a_{66} \sin^2 \theta \cos^2 \theta) \right]^{\frac{1}{2}} \quad (19)$$

となる。また、ひずみの座標変換則を用いて、負荷方向の塑性ひずみ増分は次式、

$$d\varepsilon_x^p = \cos^2 \theta d\varepsilon_{11}^p + \sin^2 \theta d\varepsilon_{22}^p - \sin \theta \cos \theta d\gamma_{12}^p \quad (20)$$

となる。よって、式 (9)、式 (16～20) より、

$$d\bar{\varepsilon}^p = d\varepsilon_x^p / h(\theta) \quad (21)$$

ここで式 (21) は単調負荷においては積分可能であるから、

$$\bar{\varepsilon}^p = \varepsilon_x^p / h(\theta) \quad (22)$$

となる。これより相当応力-相当塑性ひずみの関係は、off-axis 引張試験で得られた単軸応力と塑性ひずみによって表される。本研究では、ひずみを線形弾性部分と非線形部分に分割できると仮定し、その非線形部分を塑性ひずみとみなした、すなわち、

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x^e + \varepsilon_x^p \quad (23)$$

$$\varepsilon_x^e = \frac{\sigma_x}{E_x} \quad (24)$$

である。ここで、 ε_x は実験により測定される負荷方向ひずみ、 ε_x^e は線形弾性部分のひずみである。以上で得られた相当応力-相当塑性ひずみ曲線がすべての off-axis 角 θ で一致するように a_{66} を決定し、次式でフィッティングすることにより、一方向強化積層板の相当応力-相当塑性ひずみ関係を決定する。

$$\bar{\varepsilon}^p = A\bar{\sigma}^n \quad (25)$$

3・2 one-parameter 塑性モデルと積層理論の組み合わせによるアングルプライ積層板の応力-ひずみ関係予測

一方向強化積層板の全ひずみ増分は、弾性ひずみ増分と塑性ひずみ増分の和であるとする。one-parameter 塑性モデルを適用した塑性ひずみ増分を用いて次式のように記述することができる。

$$\begin{Bmatrix} d\varepsilon_{11} \\ d\varepsilon_{22} \\ d\gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{16} \\ S_{21} & S_{22} & S_{26} \\ S_{61} & S_{62} & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\sigma_{11} \\ d\sigma_{22} \\ d\sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (26)$$

ここで、コンプライアンス行列の成分 S_{ij} はそれぞれ、

$$\begin{aligned} S_{11} &= \frac{1}{E_1}, \quad S_{12} = S_{21} = -\frac{\nu_{12}}{E_2}, \quad S_{16} = S_{61} = 0 \\ S_{22} &= \frac{1}{E_2} + \sigma_{22}^2 \Omega, \quad S_{26} = S_{62} = 2a_{66}\sigma_{12}\sigma_{22}\Omega \\ S_{66} &= \frac{1}{G_{12}} + 4a_{66}^2\sigma_{12}^2\Omega, \quad \Omega = \frac{9}{4}An\bar{\sigma}^{n-3} \end{aligned}$$

である。この関係を k 番目の層の局所座標系の応力-ひずみ関係として次式のように書き直す。

$$\{d\varepsilon^k\} = [S(\sigma^k)]\{d\sigma^k\} \quad (27)$$

ここで上付き添字 k は k 層目のラミナを意味する。これを積層板の座標系に直すと、次式、

$$\{d\tilde{\varepsilon}^k\} = [\tilde{S}(\sigma^k)]\{d\tilde{\sigma}^k\} \quad (28)$$

となる。ここで、

$$\begin{cases} \{d\varepsilon^k\} = [T_\varepsilon]\{d\tilde{\varepsilon}^k\} \\ \{d\sigma^k\} = [T_\sigma]\{d\tilde{\sigma}^k\} \\ [\tilde{S}(\sigma^k)] = [T_\varepsilon]^{-1}[S(\sigma^k)][T_\sigma] \end{cases} \quad (29)$$

であり、 $[T_\sigma]$ と $[T_\varepsilon]$ はそれぞれ応力、ひずみの座標変換行列である。積層板全体と各層の応力およびひずみの関係はそれぞれ次式で表わされる。

$$\{\varepsilon^{LAM}\} = \{\varepsilon^k\} \quad (30)$$

$$\{\sigma^{LAM}\} = \frac{\sum t_k \{\tilde{\sigma}^k\}}{\sum t_k} \quad (31)$$

ここで、 LAM は積層板、 t_k は k 層の厚さである。

4 実験結果および考察

4・1 一方向強化積層板の非線形力学挙動

off-axis 材の引張試験より得られた応力-ひずみ曲線を Fig. 1 に示す。これより、すべての off-axis 角において、引張方向および横方向ともに明らかな非線形挙動を示すことが確認できた。とりわけ、 30° および 45° での非線形挙動が顕著にみられた。

次に、この結果に one-parameter 塑性モデルを適用することにより、一方向強化積層板の非線形力学挙動の予測を試みる。Fig. 2 に、実験で得られた一方向強化積層板の相当応力-相当塑性ひずみ関係に one-parameter 塑性モデルを適用することによって得られた相当応力-相当塑性ひずみ曲線を示す。Table 1 に、一方向強化積層板の off-axis 角によらない相当応力-相当塑性ひずみ曲線を描くために決定したパラメータ a_{66} 、およびその曲線にフィッティングするために使用した非線形パラメータ A および n について示す。 a_{66} は各 off-axis 角の相当応力-相当塑性ひずみ曲線に対して最小二乗法を適用し、各 off-axis 角でのばらつきが最も小さくなるように決定した。このパラメータと、実験で得られた一方向強化積層板の繊維方向および繊維直角方向のヤング率 E_1 , E_2 、せん断弾性係数 G_{12} 、およびポアソン比 ν_{12} (Table 2) を使用することで、一方向強化積層板 off-axis 材の応力-

Fig. 1 Stress-strain curves of the unidirectional laminates under off-axis tensile loading.

Fig. 2 Effective stress-effective plastic strain curves of unidirectional laminates.

Table 1 Parameters for one-parameter plasticity model and fitting curves obtained for unidirectional laminates.

a_{66}	A [MPa $^{-n}$]	n
1.4	6×10^{-4}	5.4

Table 2 Mechanical properties of the unidirectional laminates.

E_1 [GPa]	E_2 [GPa]	G_{12} [GPa]	ν_{12}
130.6	9.7	4.3	0.31

ひずみ曲線を予測することができる。Fig. 3 (a)と(b)に one-parameter 塑性モデルによる予測と実験結果の比較を、 15° , 30° , 45° および 60° , 75° , 90° についてそれぞれ示す。図より、予測と実験結果はよく一致していることがわかる。このことから、先に決定したパラメータは妥当であり、一方向強化積層板の応力-ひずみ関係に対しては、one-parameter 塑性モデルを用いて評価できることが確認できた。

4・2 アングルプライ積層板の非線形力学挙動

引張試験より得られた 16ply 積層板および 48ply 積層板の応力-ひずみ曲線を Fig. 4 に示す。図より、16ply 積層板の破断するひずみ約 1.5% までは、両者でよく似た挙動がみられたが、48ply 積層板においては破断ひずみが約 20% と大きく、破断に至るまでに複雑な非線形性を示した。さらに、引張強さは 16ply 積層板の約 2.5 倍もの値を示した。このことから、48ply 積層板のような薄いプライを多く積層した材料は、エネルギー吸収材料としての使用が見込めると考えられる。

破断後の試験片の様子を Fig. 5 に示す。16ply 積層板では層間はく離が主な損傷モードとなった。これに対し 48ply 積層板では、層間はく離に加え、繊維とマトリックス間の界面はく離が広範囲にわたり発生した。さらにこれらの損傷が各層で発生することによって、厚み方向へ毛羽立つように膨らんだ (Fig. 5 (b))。

積層板においては、繊維方向が変化する層間においてせん断応力が発生する。16ply 積層板ではひとまとまりのプライ厚が 0.6mm と比較的大きく、層間におけるせん

(a) 15°, 30° and 45°

(b) 60°, 75° and 90°

Fig. 3 Predictions of stress-strain curves of the unidirectional laminates under off-axis tensile loading (a) 15°, 30° and 45°, and (b) 60°, 75° and 90° obtained by one-parameter plasticity model.

断応力が大きくなるために、層間はく離が一気に進展すると思われる。これに対して 48ply 積層板では、プライ厚が 0.05mm と薄いために発生するせん断応力も小さく、このために層間はく離と繊維とマトリックスの界面はく離の発生が抑えられ、またこれらが発生しても、損傷が徐々に進展していく。そして、この損傷挙動が、48ply 積層板の複雑な非線形力学挙動を引き起こしていると思われる。以上の結果から、各繊維配向角層の割合が等しくても、各プライ厚が異なることによって、積層板の力学的特性や損傷挙動が変化することがわかった。

次に、one-parameter 塑性モデルと積層理論を組み合わせることによって得られた、アングルプライ積層板の応力-ひずみ関係の予測を実験結果と比較した。16ply 積層板および 48ply 積層板についての比較をそれぞれ Fig. 6 および Fig. 7 に示す。予測に使用したパラメータや一方向材の弾性特性は、前節において一方向強化積層板に対して one-parameter 塑性モデルを適用したときと同様の値を使用した。図より、16ply 積層板では、予測

Fig. 4 Stress-strain curves of angle-ply laminates.

Fig. 5 Photograph of angle-ply laminates after tensile fracture (a) front and (b) lateral view.

と実験結果がよく一致したが、48ply 積層板においては、大ひずみ領域における複雑な非線形挙動が予測されていない。この原因として、引張りによる積層板の変形による繊維の配向角の変化（減少）が考えられる。そこで、Fig. 8 に示すように繊維の配向角が θ から θ' に変化するとし、次式、

$$\tan \theta' = \frac{b'}{a'} = \frac{b(1 + \varepsilon_y)}{a(1 + \varepsilon_x)} = \frac{1 + \varepsilon_y}{1 + \varepsilon_x} \quad (32)$$

のもと、負荷方向と繊維方向の角度差を算出できるとして、繊維の配向角の変化を考慮に入れた解析¹⁷⁾を実施した。この解析では、式 (26) で表されるコンプライアンス行列を繊維の配向角の変化から算出し直している。つまり、式 (28) から算出された各層のひずみ 1 つ 1 つを、その都度式 (32) に代入し、そこで得た θ' を用いて新しいコンプライアンスを計算された各層の応力を算出する。この結

Fig. 6 Predictions of stress-strain curve of the angle-ply laminates (16-ply).

Fig. 7 Predictions of stress-strain curve of the angle-ply laminates (48-ply).

Fig. 8 Schematic of change in fiber orientation angle due to deformation.

果を Fig. 9 に示す. 繊維の配向角の変化を考慮することによって, 実験結果により近い予測曲線を得ることができたことがわかる. しかしながら, この解析においても大ひずみ領域での非線形挙動が一致したとはいえない. Fig. 10 に理論より得られた繊維の配向角の変化と実験値との比較を示す. 繊維の配向角変化の全体的な傾向については一致しているが, 応力が約 170MPa 以上の大ひずみ領域では, 差が大きくなっている. 以上より, 48ply

Fig. 9 Predictions of stress-strain curve of the angle-ply laminates (48-ply) in conjunction with the change in fiber orientation angle.

Fig. 10 Theoretical prediction of fiber orientation in the angle-ply laminates (48-ply) compared to the experimental results.

積層板の大ひずみ領域における非線形力学挙動は, 縦ひずみと横ひずみの関係により単純に算出した繊維の配向角の変化を考慮するだけでは説明できないことがわかった. このため, 大ひずみ領域での非線形力学挙動のさらなる評価には, Fig. 5 でみられたような積層板に発生する損傷を考慮する必要があると考えられる.

5 結 言

CFRP 一方向強化積層板 off-axis 材に対し one-parameter 塑性モデルを適用した. また, これより得られたパラメータを用いてアングルプライ積層板の応力-ひずみ関係の予測を行い, 積層構成の違いが応力-ひずみ曲線の非線形挙動に及ぼす影響を評価した. その結果, 以下の知見が得られた.

(1) 一方向強化積層板の off-axis 材は非線形力学挙動を示し, これは one-parameter 塑性モデルを使用することで予測することができる.

(2) アングルプライ積層板において, 強化材やマトリックス, 板厚および各配向角層の割合が同じでも, 各層が

薄くなることによって、最大 20% という大きなひずみまで複雑な非線形力学挙動を示す。さらに、層間はいく離とともに繊維マトリックス間の界面はいく離も広範囲にわたり発生する。

(3) one-parameter 塑性モデルに一方向強化積層板の off-axis 材より得られたパラメータを用い、さらに積層理論と変形による繊維の配向角の変化を組み込むことで、アングルプライ積層板の非線形力学挙動をある程度予測できる。

参 考 文 献

- 1) F. W. Crossman, W. J. Warren, A. S. D. Wang and G. E. Law Jr., "Initiation and growth of transverse cracks and edge delamination in composite laminates: Part 2. Experimental correlation", *Journal of Composite Materials*, Vol.14, pp.88-108 (1980).
- 2) R. Y. Kim and S. R. Soni, "Experimental and analytical studies on the onset of delamination in laminated composites", *Journal of Composite Materials*, Vol.18, pp.70-80 (1984).
- 3) K. Kageyama, T. Kato and S. Abe, "Proposal of a new analytical procedure for transverse lamina cracking in multidirectionally laminated composites", *Journal of the Japan Society for Composite Materials*, Vol.28, No.1, pp.11-20 (2002).
- 4) H. Sasayama, K. Kawabe, S. Tomoda, I. Ohsawa, K. Kageyama and N. Ogata, "Effect of lamina thickness on first ply failure in multidirectionally laminated composites", *Journal of the Japan Society for Composite Materials*, Vol.34, No.3, pp.142-148 (2004).
- 5) S. Sihn, R. Y. Kim, K. Kawabe and S. W. Tsai, "Experimental studies of thin-ply laminated composites", *Composites Science and Technology*, Vol.67, pp.996-1008 (2007).
- 6) M. R. Wisnom, B. Khan and S. R. Hallett, "Size effects in unnotched tensile strength of unidirectional and quasi-isotropic carbon/epoxy composites", *Composite Structures*, Vol.84, pp.21-28 (2008).
- 7) M. R. Wisnom and S. R. Hallett, "The role of delamination in strength, failure mechanism and hole size effect in open hole tensile tests on quasi-isotropic laminates", *Composites Part A*, Vol.40, pp.335-342 (2009).
- 8) S. R. Hallett, B. G. Green, W. G. Jiang and M. R. Wisnom, "An experimental and numerical investigation into the damage mechanisms in notched composites", *Composites Part A*, Vol.40, pp.613-624 (2009).
- 9) C. T. Sun and J. L. Chen, "A simple flow rule for characterizing nonlinear behavior of fiber composites", *Journal of Composite materials*, Vol.23, pp.1009-1020 (1989).
- 10) C. T. Sun and J. L. Chen, "A micromechanical model for plastic behavior of fibrous composites", *Composites Science and Technology*, Vol.40, pp.115-129 (1991).
- 11) K. Ogi and N. Takeda, "Effects of moisture content on nonlinear deformation behavior of CF/epoxy composites", *Journal of Composite Materials*, Vol.31, No.6, pp.530-551 (1997).
- 12) S. Ogiwara, S. Kobayashi and K. L. Reifsnider, "Characterization of nonlinear behavior of carbon/epoxy unidirectional and angle-ply laminates", *Advanced Composite Materials*, Vol.11, pp.239-254 (2003).
- 13) M. J. Pindera and B. A. Bednarczyk, "An efficient implementation of the generalized method of cells for unidirectional, multi-phased composites with complex microstructures", *Composites : Part B Engineering*, Vol.30, pp.87-105 (1999).
- 14) S. Ogiwara, "Nonlinear mechanical response of CFRP laminates under off-axis tensile loading", *Science and Engineering of Composite Materials*, Vol.17, No.2, pp.133-141 (2010).
- 15) V. Tamuzs, J. Andersons, E. Sparnins and J. Varna, "Response of cross-ply composite to off-axis loading", *Journal of Composite Materials*, Vol.36, No.18, pp.2125-2134 (2002).
- 16) T. Yokozeki, S. Ogiwara, S. Yoshida and T. Ogasawara, "Simple constitutive model for nonlinear response of fiber-reinforced composites with loading-directional dependence", *Composites Science and Technology*, Vol.67, pp.111-118 (2007).
- 17) C. T. Sun and C. M. Zhu, "The effect of deformation-induced change of fiber orientation on the non-linear behavior of polymeric composite laminates", *Composites Science and Technology*, Vol.60, pp.2337-2345 (2000).