研究論文

クロスプライ CFRP 積層板の高温における
非主軸引張挙動の速度依存性とその解析竹内 ふみ^{*1}, 河井 昌道^{*2}, 張 釗 奇^{*1}, 松田 哲也^{*3}

(2005 年 12 月 20 日受付)

Rate-Dependence of Off-Axis Tensile Behavior of Cross-ply CFRP
Laminates at Elevated Temperature and Its SimulationFumi TAKEUCHI,^{*1} Masamichi KAWAI,^{*2} Jian-qi ZHANG^{*1}
and Tetsuya MATSUDA^{*3}

(Received December 20, 2005)

The present paper focuses on experimental verification of the ply-by-ply basis inelastic analysis of multidirectional laminates. First of all, rate-dependence of the tensile behavior of balanced symmetric cross-ply laminates of T800H/epoxy under off-axis loading conditions at 100°C is examined. Uniaxial tension tests are performed on plain coupon specimens with various fiber orientations ($\theta=0, 5, 15, 45$, and 90°) at two different strain rates (1.0%/min and 0.01%/min). The off-axis stress-strain curves exhibit marked nonlinearly for all off-axis fiber orientations except for the fiber directions $\theta=0$ and 90° , regardless of the strain rates. The strain rate has appreciable influences on the off-axis flow stress in the regime of nonlinear response as well as on the off-axis elastic modulus in the regime of linear response. The macromechanical model based on a ply viscoplasticity model and the classical laminated plate theory is applied to the rate-dependent off-axis nonlinear behavior of the cross-ply CFRP laminates. The material constants involved by the ply viscoplasticity model are identified on the basis of the experimental results on the unidirectional laminate of the same carbon/epoxy system. It is suggested that good agreements between the predicted and the observed results can be obtained by taking into account the fiber rotation induced by deformation and rate-dependence of the moduli.

1. 結 言

高分子系繊維強化複合材料 (PMC) の繊維方向から偏る方向への変形挙動は高分子マトリックスの変形特性に強く支配される。高分子材料の力学的特性は固有の微視機構によって本質的に変形・負荷の速度や時間に依存し、その傾向は高温になるほど一層顕著になる¹⁻⁴⁾。このため、PMC 全体の非主軸変形挙動も速度・時間依存性と温度依存性を示すことになる。これらのことから、PMC を用いた機器・構造物の性能を評価するために

は、PMC の変形と強度に与える時間、速度および温度の影響を実験によって定量的に明らかにし、さらにこれらを精密に予測する方法を確立することが不可欠の要件となる。

航空・宇宙分野においては、炭素繊維強化複合材料 (CFRP) の時間・速度依存性と温度依存性を考慮した精密な設計解析法を整備することが最も重要な課題の一つとなる⁵⁻⁷⁾。一方向強化 CFRP の応力-ひずみ関係の速度依存性を実験的に調べた研究には、次のような報告例がある。Gates と Sun⁸⁾ は、一方向強化 AS4/PEEK の非主軸試験片を用いて高温引張挙動のひずみ速度依存性を調べた。Kawai ら⁹⁾ は、一方向強化 T800/Epoxy の非主軸引張挙動に与える応力速度の影響を高温条件下について調べた。Sun と Yoon の研究¹⁰⁾ においては、一方向強化 AS4/PEEK の非主軸引張挙動について、ひずみ速度の影響だけでなく、ひずみ速度変動の影響と温度

^{*1-3)} 筑波大学大学院システム情報工学研究科 (305-8573 つくば市天王台 1-1-1)

Graduate School of Systems and Information Engineering, University of Tsukuba

^{*1} 大学院生 Graduate Student, ^{*2} 教授 Professor,

^{*3} 講師 Assistant Professor

依存性が詳細に調べられた。一方、一方向CFRPの変形速度に依存する非線形挙動を巨視力学的に定式化する試みには以下の例がある。GatesとSun⁸⁾は、超過応力の概念を用いて平面応力条件に対する粘塑性モデルを定式化した。SunとYoon¹⁰⁾は、Sun-Chen¹¹⁾の相当応力と相当塑性ひずみを用いて等方性材料に対するBodner-Partomの粘塑性モデル¹²⁾を拡張し、一方向強化CFRPの非主軸速度依存挙動の記述に適用した。WangとSun¹³⁾は、Gates-Sunモデルの内部変数の取り扱い方法を修正し、理論的により精密な形式を与えた。また、河井^{14~17)}は、より複雑な負荷条件にも対応できる一般的な定式化を試みた。Gates-Sunモデル、Yoon-Sunモデル、Wang-Sunモデルおよび河井モデルは一方向強化CFRPの非主軸条件下における単調変形挙動の速度依存性を適度に記述できることが実験結果との比較に基づいて明らかにされている。

構造物用CFRPは一方向CFRPを異なる方位に積層させた積層板の形態で用いられることが多い。一方向CFRPの粘塑性モデルを用いて多方向CFRP積層板の速度・時間依存挙動を解析する手法を開発・整備することも重要と考えられるが、そのような試みはこれまであまり多くは報告されていなかった。このことを考慮して、先の研究¹⁸⁾においては、対称アングルプライ積層板の高温におけるクリープ挙動と応力緩和挙動を予測する問題に適用し、プライベースの解析によって複合材料全体の時間依存非弾性挙動を予測することができるとを示した。

本研究においては、対称クロスプライCFRP積層板の非主軸引張挙動の速度依存性を予測する問題を取り上げ、プライベース解析の有効性についてさらに検討することを目的とする。まず、対称クロスプライCFRP積層板の非主軸平滑試験片を用いて2種類の一定変位速度(1.0%/min, 0.01%/min)による静的引張試験を高温で行う。次に、一方向積層板に対する現象論的な粘塑性モデルと古典積層理論^{19,20)}を組み合わせ対称クロスプライ積層板の速度依存引張変形挙動を解析し、実験結果との比較に基づいて採用した粘塑性解析法の妥当性を評価する。本研究のプライベース解析においては、構成プライの変形による相対回転の影響だけでなく剛性の速度依存性についても考慮している。

2. 試験片および試験方法

2.1 供試材

供試材は、炭素繊維 T800H (東レ) と熱硬化性樹脂

Fig. 1 Specimen geometry (dimensions in mm).

Epoxy#2500 (130°C 硬化型) を用いたプリプレグテープ P2053F-20 (東レ) を 12 枚積層した対称クロスプライ積層板 $[0/90]_{3s}$ (以下、クロスプライ材) である。

クロスプライ材の表面プライの繊維方向と負荷方向(試験片長手方向)の偏り角 θ (以下、繊維配向角) が $\theta=0, 5, 15, 45$ および 90° となる 5 種類の短冊形平滑試験片 (略記: $[0/90]$, $[5/-85]$, $[15/-75]$, $[45/-45]$, $[90/0]$) を用意した。試験片は、クロスプライ材の板 (400×400 mm, 厚さ約 2 mm) から、Fig. 1 に示す寸法 (長さ 200 mm, 幅 20 mm) に切り出した。試験片の両端には、掴み部を保護するため、アルミニウム合金製タブ (長さ 50 mm, 厚さ 1 mm) を貼付した。この結果、試験片の標線長さは 100 mm となる。なお、タブの十分な接着強度 (せん断強度 6 MPa) を得るため、 90°C で 1 時間の加熱処理を施した。加熱接着には GRAVITY OVEN LG-112 (ESPEC) を用いた。

2.2 試験方法

引張試験は 100°C においてストローク変位制御で行う。(公称) ひずみ速度は 1.0%/min および 0.01%/min とする。引張試験における試験片の縦ひずみと横ひずみは、標線中央部の表裏に位置が対応するように貼付した 2 軸ロゼットひずみゲージを用いて測定する。

試験には油圧サーボ式材料試験システム (MTS 810 Test Star) を用いた。試験片の加熱には、室温から約 350°C までの範囲で任意の温度にデジタル設定することのできる環境槽を利用した。環境槽は試験片と油圧グリップの全体を覆うように装着されている。引張試験は、環境槽内の温度を 100°C に昇温し、1 時間の加熱保持によって槽内温度が安定化した後に開始した。

3. 試験結果および検討

試験片の長手方向とこれに垂直な方向に (面内) 外部座標系 (x, y) を、また試験片表面プライの繊維方向とこれに垂直な方向に異方性主軸座標系 $(1, 2)$ をとる。

Fig. 2 Off-axis stress-strain curves for cross-ply T800H/2500 at 100°C.

3.1 非主軸引張挙動

2種類の一定ひずみ速度 1.0%/min, 0.01%/min による非主軸応力-ひずみ関係をそれぞれ Fig. 2 (a), (b) に示す。Fig. 2 に見られるように、ひずみ速度に関わらず、繊維配向角に依存した異方性を明瞭に観察することができる。いずれの速度条件下においても $\theta = 5^\circ \sim 45^\circ$ (非主軸試験片) の場合、初期線形領域を過ぎると接線係数が次第に低下し、顕著な非線形性が現れる。また、[45/-45] 材の破断ひずみは他の繊維配向角の場合と比べて格段に大きい。この傾向は対称アングルプライ積層板 ([± 45]) の実験結果¹⁸⁾ においても同様に確認することができる。

[15/-75] 材および [45/-45] 材の非主軸応力-ひずみ関係を詳細に観察すると、非線形域において接線係数のわずかに増加する傾向が認められる。これは、変形によって誘発されるプライ回転²²⁾ によって荷重方向の剛

Table 1 Engineering elastic constants for unidirectional T800H/2500 laminate at 100°C.

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	G_{12} (GPa)	ν_{12}	ν_{21}
163.8	6.09	2.82	0.369	0.011

Table 2 Off-axis Young's moduli for cross-ply T800H/2500 laminate at 100°C.

θ (degree)	E_x (GPa)	
	Experimental	Predicted
0	82.6	85.3
5	69.8	70.4
15	29.2	30.9
45	11.2	10.6
90	81.6	85.3

性が増加するためと解釈することができる。

繊維方向 ([0/90] 材および [90/0] 材) の応力-ひずみ関係はほとんど一致しており、いずれの場合も破壊まではほぼ線形であるが、炭素繊維の特徴から勾配がわずかに増加する傾向も認められる。

クロスプライ材の荷重方向の弾性係数 E_x は古典積層理論を用いて精度よく予測することができる。古典積層理論解析に用いた一方向強化 CFRP の異方性主軸に関する弾性係数 (1.0%/min, 100°C) を Table 1 に示す。また、クロスプライ材の荷重方向の弾性係数 (1.0%/min, 100°C) について実験結果と計算結果の比較を Table 2 に示す。

3.2 非主軸引張挙動のひずみ速度依存性

まず、非主軸非線形挙動に与えるひずみ速度の影響を観察する。非主軸試験片 [5/-85], [15/-75], [45/-45] の 100°C における応力-ひずみ関係をそれぞれ Fig. 3 (a)~(c) に示す。各図には 2 種類の一定ひずみ速度 (1.0%/min, 0.01%/min) による結果を重ねて示している。低ひずみ速度による変形応力は、高ひずみ速度によるそれよりも小さくなり、ひずみ速度の違いによる影響が明瞭に現れる。具体的には、縦ひずみ 1.0% において、低ひずみ速度下の変形応力が高ひずみ速度下のそれよりも 19% ([5/-85] 材), 32% ([15/-75] 材), 50% ([45/-45] 材) 小さくなる。したがって、クロスプライ材の 100°C における非主軸応力-ひずみ関係は、顕著な非線形を呈するだけでなく、明瞭なひずみ速度依存性

Fig. 3 Rate-dependent stress-strain curves for cross-plyed T800H/2500 at 100°C under constant strain-rate conditions.

を伴うことが分かる。また、[45/-45]材の応力-ひずみ関係に見られる顕著な非線形性とひずみ速度依存性は、マトリックス材料のせん断変形の非線形性とそのひ

ずみ速度依存性が複合材料全体の非主軸変形挙動のそれらを特徴付けていることを明瞭に示している。なお、繊維が材料挙動を支配する繊維方向（[0/90]、[90/0]材）について、応力-ひずみ関係に与えるひずみ速度の影響は観察されなかった。

次に、非主軸応力-ひずみ関係の初期接線勾配について検討する。Fig. 3 (a)～(c)を観察すると、低ひずみ速度の場合の初期線形域の傾きが小さくなる傾向が認められる。具体的な低下の割合は、約22%（[5/-85]材）、約34%（[15/-75]材）、約37%（[45/-45]材）である。[45/-45]材から求めたひずみ速度0.01%/min、1.0%/minに対するせん断弾性係数 G_{12} はそれぞれ1.55 GPa、2.25 GPaであり、低ひずみ速度下の値が約45%小さくなっている。応力-ひずみ関係の初期勾配のひずみ速度依存性については、類似の傾向が方向材についても観察されている⁹⁾。一般に、粘弾性体の応力-ひずみ関係の初期勾配はひずみ速度が小さくなるほど低下する²³⁾。このことから、クロスプライ材の非主軸応力-ひずみ関係に見られる初期勾配のひずみ速度依存性はマトリックス樹脂の粘弾性に起因するものと推察される。

以上の観察結果と既報の結果¹⁸⁾は、クロスプライ材の非主軸応力-ひずみ関係を精密に予測する目的に対して、非線形域（高応力域）における変形応力のひずみ速度依存性と線形域（低応力域）の剛性のひずみ速度依存性の両方を考慮することが重要であることを示唆している。

4. モデル化

古典積層理論^{19,20)}とプライの時間依存非弾性モデル¹⁸⁾を組み合わせることでクロスプライ材のひずみ速度に依存する引張挙動を解析し、実験結果との比較に基づいて採用したプライベース解析法の妥当性を評価する。この章では、使用する構成モデルの概要を記述する。

4.1 積層板の粘塑性モデル

面内負荷を受ける対称積層板の粘塑性構成関係は、プライの粘塑性モデルと古典積層理論を組み合わせることによって、

$$\sigma^0 = A^* (\dot{\epsilon}^0 - \dot{\epsilon}^p) \quad (1)$$

と表現することができる。ここで、 σ^0 と ϵ^0 は積層板の平均的な応力と全ひずみを、 A^* は積層板の面内剛性を積層板の厚さで除した平均スティフネスを表す。また、 $\dot{\epsilon}^p$ は積層板の平均的な粘塑性ひずみ速度を表しており、

$$\dot{\epsilon}^p = A^{-1} \sum_k t_k \overline{Q^{(k)}} \overline{\epsilon^{(k)}} \quad (2)$$

によって与えられる。ここで、 t_k はプライの厚さを表す。上式の $\overline{Q^{(k)}}$ 、 $\overline{\epsilon^{(k)}}$ は k 番目のプライの試験片座標系に関する換算スティフネスと非弾性ひずみ速度を表す。

4.2 一方向材の粘塑性モデル

粘塑性挙動の現象論的な定式化においては、有効粘塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p$ が有効超過応力 H のべき関数を用いて

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p = \left\langle \frac{H}{K} \right\rangle^{1/m} \quad (3)$$

と表されることが多い²⁴⁾。ここで、記号 $\langle \rangle$ は演算 $\langle x \rangle = x (x \geq 0)$ 、 $\langle x \rangle = 0 (x < 0)$ を表し、係数 K 、 m は材料定数である。有効超過応力は、各瞬間において粘塑性応答を引き起こす正味の応力を表す。有効超過応力の最も簡単な表現は、

$$H = \sigma_{\text{eff}} - r \quad (4)$$

によって与えられる。ここで、 σ_{eff} と r は、それぞれ、有効応力とスカラー硬化変数を表す。

平面応力下におけるプライの粘塑性モデルを具体化するため、本研究においては、Sun と Chen¹¹⁾ による有効応力と有効粘塑性ひずみ速度

$$\sigma_{\text{eff}} = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\sigma_{22}^2 + 2a_{66}\sigma_{12}^2 \right)} \quad (5)$$

$$\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\dot{\epsilon}_{22}^p{}^2 + \frac{1}{2a_{66}} \dot{\gamma}_{12}^p{}^2 \right)} \quad (6)$$

を採用する。これらの定義式に含まれる応力成分とひずみ成分は異方性主軸座標系に関するものであり、係数 a_{66} は材料定数を表す。なお、上記の有効応力と有効非弾性ひずみ速度はプライの繊維方向に粘塑性ひずみが生じないことを仮定している。

繊維方向に粘塑性ひずみが生じないことを仮定すれば、一方向材の粘塑性ひずみ速度は、異方性主軸座標系に関して、

$$\begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_{11}^p \\ \dot{\epsilon}_{22}^p \\ \dot{\gamma}_{12}^p \end{Bmatrix} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p}{\sigma_{\text{eff}}} \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 2a_{66} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} \quad (7)$$

と表現することができる。式 (2) の $\overline{\epsilon^{(k)}}$ は異方性主軸座標系に関する式 (7) を座標変換することによって求められる。

スカラー内部変数の発展式には、粘塑性挙動の記述精

度を高めるために、異なる非線形性を有する複数の等方硬化変数²⁵⁾

$$\dot{r} = \sum_i \dot{r}_i = \sum_i b_i (Q_i - r_i) \dot{\epsilon}_{\text{eff}}^p \quad (8)$$

を仮定する。この発展式に含まれる Q_i は内部変数 r_i の飽和値を、また b_i は飽和値に近づく速さを規定する材料定数である。

4.3 剛性のひずみ速度依存性

上記の粘塑性モデルは応力-ひずみ関係の初期勾配がひずみ速度に依存する現象を記述することができない。本研究では、剛性のひずみ速度依存性を簡易的に考慮するため、次のようなモデルを考える。すなわち、コンプライアンスの時間依存性を仮定し、異方性主軸座標系に関するプライの速度形 Hooke 則を次のように修正する。

$$\begin{Bmatrix} \dot{\epsilon}_{11}^e \\ \dot{\epsilon}_{22}^e \\ \dot{\gamma}_{12}^e \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22}(t) & 0 \\ 0 & 0 & S_{66}(t) \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{\sigma}_{11} \\ \dot{\sigma}_{12} \\ \dot{\tau}_{12} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & \dot{S}_{22}(t) & 0 \\ 0 & 0 & \dot{S}_{66}(t) \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{12} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (9)$$

ここで、コンプライアンス成分 S_{11} 、 S_{12} については時間に依存しないことを仮定している。

5. シミュレーション

5.1 材料定数の同定

本研究では、クロスプライ材の非主軸非線形挙動およびひずみ速度依存性を一方向材の特性に基づいて予測することを考える。したがって、プライの構成モデルに含まれる材料定数は一方向材のひずみ速度依存挙動⁹⁾に基づいて同定される。

粘塑性モデルに含まれるスカラー内部変数 r を3つの変数 $r_i (i=1, 2, 3)$ の重ね合わせによって表現する。この結果、粘塑性モデルに関して同定しなければならない材料定数は、 K 、 m 、 Q_1 、 Q_2 、 Q_3 、 b_1 、 b_2 、 b_3 および a_{66} となる。これらの定数の同定方法は前報¹⁸⁾に詳述している。この手順に従って求めた材料定数を Table 3 に示す。

剛性の速度依存性を記述するために導入したコンプライアンスの時間関数は、

$$S_{22}(t) = A_2 - B_2 e^{-C_2 t} \quad (10)$$

$$S_{66}(t) = A_6 - B_6 e^{-C_6 t} \quad (11)$$

Table 3 Material parameters of T800H/2500 laminate for the viscoplasticity model at 100°C.

α_{66}	Q_1 (MPa)	Q_2 (MPa)	Q_3 (MPa)	b_1	b_2	b_3	K (MPa ^m ·min ^m)	m
2.0	18	110	13	400	20	10000	46.4	0.29

Table 4 Material parameters of T800H/2500 laminate for the viscoelasticity model at 100°C.

A_2 (MPa ⁻¹)	B_2 (MPa ⁻¹)	C_2 (min ⁻¹)	A_6 (MPa ⁻¹)	B_6 (MPa ⁻¹)	C_6 (min ⁻¹)
2.0E-04	5.7E-05	10	6.45E-04	3.11E-04	10

Fig. 4 Predicted off-axis stress-strain curves for unidirectional T800H/2500 at 1.0%/min.

Fig. 5 Predicted rate-dependent shear stress-shear strain curves for $\theta = 45^\circ$ under constant stress-rate conditions.

とおいた。ここで、係数 A_2 , B_2 , C_2 は一方向材 $\theta = 90^\circ$ の軸応力-軸ひずみ関係における初期勾配のひずみ速度依存性、また係数 A_6 , B_6 , C_6 については一方向材 $\theta = 45^\circ$ から求めたせん断応力-せん断ひずみ関係における初期勾配のひずみ速度依存性に基づいて評価した。このように同定した係数の値を Table 4 にまとめて示す。

このように求めた材料定数を用いて計算した一方向材の非主軸応力-ひずみ関係を Fig. 4 に示す。各繊維配向角に対する計算結果は非線形域と線形域のいずれについても実験結果とよく一致している。 $\theta = 45^\circ$ の非主軸試験片から求めた 3 種類の一定応力速度に対するせん断応力-せん断ひずみ関係について、計算結果（実線）と実験結果（○, ◇, □）の比較を Fig. 5 に示す。全範囲について計算結果と実験結果が良好に一致している。なお、Fig. 5 の破線は初期剛性の時間依存性を考慮しない計算結果を示している。

5.2 計算結果と実験結果の比較

まず、クロスプライ材の予測した非主軸応力-ひずみ関係（ひずみ速度 1.0%/min）と実験結果の比較を [5/-85], [15/-75], [45/-45] 材について重ねて Fig. 6

Fig. 6 Predicted off-axis stress-strain curves for cross-ply T800H/2500 at 1.0%/min.

に破線で示す。この図から、ひずみが相対的に小さい範囲について両者はよく一致していることが分かる。しかし、いずれの繊維配向角についても、ひずみ ϵ_x の増加に伴って予測した変形応力 σ_x は実験結果より小さくなる傾向を示す。

Fig. 7 Predicted rate-dependent off-axis stress-strain curves for cross-ply T800H/2500 under constant strain-rate conditions.

ひずみが相対的に大きい範囲において応力-ひずみ関係の予測精度が低下するのは、非主軸試験片のせん断カップリングとポアソン効果の重畳による繊維回転の影響が作用するためと考えられる²²⁾。変形に伴う繊維配向角

の低下は、試験片長手方向の面内剛性の増加をもたらす。結果として負荷方向の変形応力の増加を引き起こす。非主軸試験片のせん断カップリング現象と Poisson 収縮を考慮した新しい繊維配向角 θ' は、

$$\theta' = \tan^{-1} \left\{ \alpha \frac{1 + \varepsilon_y^0}{(1 + \varepsilon_x^0) / \tan \theta + (1 + \varepsilon_y^0) / \tan \gamma_{xy}^0} \right\} \quad (12)$$

と表現できる。ここで、 θ は初期繊維配向角を表す。係数 α は標線間の Poisson 収縮の不均質性を補正するために導入されている。変形による繊維回転を考慮して解析した応力-ひずみ関係を Fig. 6 に実線で示す。繊維配向角に関わらず、繊維回転を考慮することによって非主軸応力-ひずみ関係の非線形性を良好に予測することができる。この計算において、補正係数 α の値を $\alpha = 1$ ([5/-85], [15/-75] 材), $\alpha = 1.03$ ([45/-45] 材) とおいた。なお、補正係数 α は、解析的に議論するために便宜的に導入したもので、有限要素法などの数値解法を用いる場合には幾何学的な変化が自動的に考慮されるので $\alpha = 1$ とおけばよい。

続いて、クロスプライ材の非主軸応力-ひずみ関係のひずみ速度依存性 (1.0%/min と 0.01%/min) について、予測結果と実験結果の比較を Fig. 7 (a)~(c) に実線で示す。図中の破線は剛性の時間依存性を考慮しない計算結果を表している。これらの計算には繊維回転が考慮されている。これらの比較から、試験に対応する全ひずみ範囲について良好な予測の得られていることがわかる。初期線形応答についても、剛性の時間依存性を考慮することで僅かにではあるが改善された予測が得られている。

6. 結 言

炭素繊維強化複合材料 T800H/2500 の対称クロスプライ積層板について、高温における非主軸引張変形挙動とそのひずみ速度依存性を実験的に調べた。また、一方向複合材料の粘弾塑性モデルと古典積層理論を組み合わせた粘弾塑性積層板モデルを用いてクロスプライ積層板のひずみ速度に依存する非主軸引張挙動をシミュレーションし、実験結果との比較に基づいてプライベース非弾性解析法の妥当性を評価した。得られた主な結果をまとめると以下ようになる。

- (1) 非主軸試験片 ([5/-85], [15/-75], [45/-45]) の 100°C における応力-ひずみ関係は、顕著な非線形を呈し、変形応力はひずみ速度が小さいほど低下する。
- (2) 非主軸試験片 ([5/-85], [15/-75], [45/-45])

の応力-ひずみ関係における初期勾配はひずみ速度が低いほど小さくなる傾向を示す。

(3) 一方向積層板の粘塑性モデルを用いた積層板解析に構成プライの変形による繊維方向変化と剛性のひずみ速度依存性を考慮することによって、クロスプライ積層板の非主軸応力-ひずみ関係の非線形性とそのひずみ速度依存性を精度よく記述することができる。

最後に、実験と定数同定にご協力頂いた益子誉一氏(大学院博士後期課程 2004 年度修了)に謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) L.H.V. Vlack : *Materials Science for Engineers* Addison-Wesley (1970), pp. 126-230.
- 2) C.R. Barrett, W.D. Nix & A.S. Tetelman : *The Principles of Engineering Materials*, Prentice-Hall (1973), pp. 328-348.
- 3) T.H. Courtney : *Mechanical Behavior of Materials*, McGraw-Hill (1990), pp. 325-379.
- 4) S. Matsuoka (市原祥次訳) : 高分子の緩和現象 (1995), 講談社サイエンティフィック, pp. 32-108.
- 5) W.H. Morita & S.R. Graves : 14th National SAMPE Technical Conference, Oct. 12-14, 1982, pp. 387-401.
- 6) J.S. Jones : 14th National SAMPE Technical Conference, Oct. 12-14, 1982, pp. 402-417.
- 7) 先進複合材料評価技術開発ワークショップ予稿集 (2001), 航空宇宙技術研究所.
- 8) T.S. Gates & C.T. Sun : *AIAA Journal*, **29**, 3 (1991), 457-463.
- 9) M. Kawai, Y. Masuko & M. Kohashi : Japanese International SAMPE Symposium (2001), pp. 849-852.
- 10) C.T. Sun & K.J. Yoon : *J. Composite Materials*, **25** (1991), 1297-1313.
- 11) C.T. Sun & J.L. Chen : *J. Composite Materials*, **23** (1989), 1009-1020.
- 12) S.R. Bodner & Y. Partom : *ASME J. Applied Mechanics*, **42** (1975), 385-389.
- 13) C. Wang & C.T. Sun : *J. Composite Materials*, **31**, 15 (1997), 1480-1506.
- 14) M. Kawai : Proc. of IMMM '93 (1993), pp. 599-606.
- 15) M. Kawai : *Advances in Engineering Plasticity and Its Applications*, ed. by X. Bingye & Y. Wei, International Academic Publishers (1994), pp. 95-100.
- 16) 河井昌道 : 日本機械学会論文集 A, **60**, 578 (1994), 2334-2341.
- 17) 河井昌道, 益子誉一 : 日本機械学会論文集 A, **68**, 672 (2002), 1228-1235.
- 18) 河井昌道, 益子誉一 : 日本機械学会論文集 A, **69**, 686 (2003), 1473-1481.
- 19) S.W. Tsai & H.T. Hahn (藤井太一監訳) : 複合材料の強度解析と設計入門, 日本工業新聞社 (1986), pp. 297-337.
- 20) D. Hull (宮入裕夫, 池上皓三, 金原 勲共訳) : 複合材料入門, 培風館 (1984), p. 95.
- 21) JIS K7073, 炭素繊維強化プラスチックの引張試験方法 (1988), 日本標準調査会.
- 22) C.T. Herakovich, R.D. Schroedter III, A. Gasser & L. Guitard : *Composites Science and Technology*, **60** (2000), 2781-2789.
- 23) L.E. Nielsen (小野木重治訳) : 高分子と複合材料の力学的性質, 化学同人 (1976), pp. 43-86.
- 24) P. Perzyna : *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 9, ed. by G. Kuerti, Academic Press (1966), pp. 243-377.
- 25) J.L. Chaboche : *Bull. Acad. Polon. Sci., Ser. Sci. Tech.*, **25**, 1 (1977), 33-42.