研究論文

引張-圧縮二軸応力試験による 一方向 CFRP 積層板の強度評価

後藤 圭太^{*1}, 荒井 政大^{*2}, 西村 正臣^{*3}, 土肥 一生^{*4}

(2016 年 9 月 2 日受付)

Strength Evaluation of Unidirectional Carbon Fiber Reinforced Plastic Laminates Based on Tension-Compression Biaxial Stress Tests

Keita GOTO,^{*1} Masahiro ARAI,^{*2} Masaomi NISHIMURA^{*3} and Kazuki DOHI^{*4}

(Received September 2, 2016)

Abstract: Biaxial stress tests of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminates were performed to investigate a failure criterion under biaxial loading. Specimens of unidirectional CFRP prepreg sheets were subjected to a tensile load in the longitudinal fiber direction and a compressive load in the transverse fiber direction. A dedicated jig was used to perform biaxial stress tests with a commonly-used single-axis testing machine. Measurements were obtained by controlling the displacement ratio, the ratio between compressive and tensile displacements. The maximum tensile and compressive stresses were then calculated using a constitutive equation. Longitudinal tensile strength markedly dropped with increasing compressive stress in the transverse direction. The failure criterion of the biaxial stress tests was expressed as an ellipse, of which the major and minor axes were the longitudinal tensile strength and transverse compressive strength, respectively. Moreover, scanning electron microscopy (SEM) observations suggest that fiber/matrix interfacial debonding occurred due to compressive stress, and such debonding could decrease the tensile strength in the longitudinal fiber direction.

Key words: CFRP, Unidirectional laminate, Biaxial stress, Failure criterion

1. 緒 論

炭素繊維強化プラスチック (carbon fiber reinforced plastics: CFRP) は、強化材である炭素繊維に、母材となるマトリックス樹脂を含浸し製造される複合材料である。CFRP 積層板の破壊特性は、構成材料である炭素繊維とマトリックス樹脂の力学特性そのものが大きく異なる上に、炭素繊維とマトリックス樹脂の破壊が複合的に生じるため、非常に複雑である。実際の構造材料の運用時においては、単軸負荷における材料の挙動のみなら

ず、二軸あるいは三軸といった多軸応力下における材料の破壊・破損の基準を正確に把握する必要がある^{1~3)}。

CFRP に代表される異方性材料の多軸応力下における破壊基準としては、Tsai-Hill 則⁴⁾、Hoffman 則⁵⁾や Tsai-Wu 則⁶⁾などが知られている。これらの評価式は引張強度や圧縮強度など、単軸応力下での破壊基準をもとに多軸応力下でのクライテリオンを導いているが、実際の破壊・破損のメカニズムは極めて複雑であって、これらの評価式が適用できる範囲は限定的である。多軸応力下における破壊基準を数値解析的に求める研究が進めら

^{*1,*2} 名古屋大学大学院工学研究科航空宇宙工学専攻 (464-8603 愛知県名古屋市千種区不老町)

Department of Aerospace Engineering, Nagoya University

^{*1} 助教 Assistant Professor, ^{*2} 教授 Professor

^{*3,*4} 信州大学工学部機械システム工学科 (380-8553 長野県長野市若里 4-17-1)

Department of Mechanical Systems Engineering, Shinshu University

^{*3} 講師 Senior Assistant Professor, ^{*4} 大学院生 Graduate Student

れている⁷⁻¹⁰⁾ものの、多軸応力下における CFRP の破壊基準に関する実験的研究は今もって非常に少ないのが現状である。

一方で、多軸応力下における CFRP 積層板の破壊基準を材料試験により調査した例としては、静水圧が一方方向 CFRP 積層板の繊維方向引張強度に及ぼす影響について調査した研究^{11,12)}があり、静水圧の大きさに依存して引張強度や破壊モードが変化することが報告されている。他方、Welsh らは十字型の試験片と多軸負荷に対応した材料試験機を使用し、クロスプライおよび擬似等方 CFRP 積層板の面内二軸応力状態における破壊基準を提案した^{13,14)}。Kumazawa らは十字型試験片を用いて、多軸応力下におけるクロスプライ CFRP 積層板の損傷進展挙動を調査した¹⁵⁾。このような十字型試験片の形状については、有限要素法などにより妥当性の検証が進められている^{16,17)}。

面内-面外二軸負荷条件を考慮した試験として、Gan らは直交する 2 組のアクチュエーターを有する試験機を使用し、短冊形のクロスプライ CFRP 試験片に引張荷重を負荷しつつ、積層方向に半円形の圧子を押し当てることで圧縮荷重を負荷し、二軸応力状態で試験を実施した¹⁸⁾。試験の結果、積層方向に圧縮応力が負荷されることで、CFRP 積層板の繊維方向引張強度が大幅に低下することが示された。加えて、Cai らは VaRTM 法で製作したランダム配向積層板に対して、同様の試験を実施した¹⁹⁾。

しかしながら、依然として多軸応力下における CFRP 積層板の破壊基準に関しては、信頼性の高い試験結果がきわめて不足している状況にある。その要因としては、これらの試験方法では、専用の試験機や特殊な形状の試験片が必要であり、試験に要するコストが高いことが挙げられる。また、CFRP 積層板が強い異方性を有するため、試験条件の制御が複雑なことなども一因として考えられる。自動車や自転車、压力容器などといった、生産量の多い分野への CFRP の適用を図る上でも、より簡易かつ汎用性の高い手法により多軸応力下での試験を実施することが課題となる。特に、汎用の材料試験機により多軸応力下での材料試験が可能となれば、実験的な破壊基準の導出において非常に都合がよい。汎用の材料試験機を用いて二軸応力下における材料試験（二軸応力試験）を可能とする治具としては、引張-引張型治具が島津製作所より市販されている²⁰⁾が、引張-圧縮型治具については、著者らが知る限り市販されている治具は存在しない。

そこで本研究では、一軸引張型の汎用試験機を用いて引張-圧縮二軸応力試験を可能とする試験装置を新たに試作した。具体的にはくさび型の治具を用い、一軸方向の変位を与えることによって、試験片に引張と圧縮の二軸方向の荷重を同時に与えることができる試験装置を設計・製作してその性能評価を行うとともに、CFRP の二軸破壊クライテリオンについて考察を行った。

試験片にはオートクレープ法で作製した一方向 CFRP 積層板を使用し、試験片の繊維方向に引張荷重を負荷しつつ、繊維直交方向に圧縮荷重を負荷することで二軸応力状態での試験を行った。試験の際には、引張方向の変位に対する圧縮方向の変位比を制御し、それぞれの変位比について試験片破断時の繊維方向引張応力と繊維直交方向圧縮応力を算出した。得られた結果より、引張応力と圧縮応力の二軸応力平面における一方向 CFRP 積層板の破壊基準を提案し、繊維直交方向圧縮応力が繊維方向引張強度に与える影響について明らかにした。

2. CFRP 試験片

本研究では、一方向プリプレグシートであるトレカブリプレグ P3051S-22 (東レ) を 12 枚積層した $[0]_{12}$ 一方向 CFRP 積層板を試験材料として使用した。成形にはオートクレープ AA-1710-048-M (APC エアロスペシャリティー) を使用し、成形温度 130°C 、成形圧力 0.3 MPa で 3 時間の焼成を行った。成形した一方向 CFRP 積層板を、Fig. 1 (a) に示す寸法に加工し供試材とした。ここで、

Fig. 1 Carbon fiber reinforced plastic (CFRP) specimen for biaxial stress test; (a) dimensions of dumbbell specimen, (b) front side, and (c) back side.

Table 1 Elastic moduli of the unidirectional carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminate P3051S-22.

E_L	106.6	[GPa]
E_T	9.37	[GPa]
G_{LT}	3.37	[GPa]
ν_{LT}	0.30	
ν_{TT}	0.54	

L , T および Z 軸方向はそれぞれ繊維方向, 繊維直交方向および積層方向を表しており, 繊維方向は試験片長手方向に平行とした. 本研究で利用した P3051S-22 一方向 CFRP 積層板の弾性係数を Table 1 に示す. また, つかみ部には綾織炭素繊維トレカクロス CP6347B (東レ) を用いて VaRTM 法で作製した CFRP 積層板をタブとして貼り付けた. 加えて, 試験片に単軸ひずみゲージを試験片の長手方向と幅方向に各 3 枚ずつ貼付した (Fig. 1 (b), (c)).

3. 二軸応力試験方法

3.1 二軸応力試験用治具

本研究では, 一軸引張型の汎用試験機を用いて二軸応力試験を実施するため, Fig. 2 に示す専用の二軸応力試験用治具を新たに試作した. 試験機への治具の取り付けにはくさび式つかみ具を使用した. 治具の上下端のつかみ部はくさび状に加工してあり, つかみ具に付属のつかみ歯と入れ替えて材料試験機に取り付けることが可能である. これにより, 従来のくさび式つかみ具と同様に, タブを介して試験片を挟み込むことで試験機に固定した. なお, 治具のつかみ歯には, 試験片のすべりを防ぐためにローレット加工を施した. また, 引張方向に荷重を负荷すると同時に直交方向にも圧縮荷重を负荷するために, 治具の内部には Fig. 2 (c) に示すようなくさび型の圧子とガイドをそれぞれ取り付け付けた. 試験の際には, 試験機の引張方向の変位によって繊維方向引張荷重を负荷しつつ, 上下の二軸応力試験用治具がそれぞれ変位することで, 治具内部では圧子がガイドに沿ってスライドする. このとき, くさびの角度に応じて左右の圧子間距離が狭まることで, 繊維直交方向に圧縮荷重が负荷される. このくさびの角度を変化させることで, 引張方向の変位に対する直交方向の変位比を変化させることが可能である. なお, 試験の際には摩擦の影響を低減するため, 圧子と試験片および圧子とガイドの接触部にそれぞれテフロンテープを貼付した.

Fig. 2 Biaxial stress test jig; (a) full view, (b) half view, and (c) internal configuration.

3.2 試験条件

試験には, 万能材料試験機 AG-100kNE (島津製作所) を使用し, 前述の二軸応力試験用治具を試験機に取り付けることで, 一方向 CFRP 積層板試験片の繊維方向には引張荷重を, 繊維直交方向には圧縮荷重をそれぞれ负荷して二軸応力状態にて試験を行った. クロスヘッド速度は 1 mm/min とし, 二軸応力試験用治具の変位比 λ については, $\lambda=1/20, 1/15, 1/10$ の 3 種類で試験を実施した. また, それぞれの変位比で試験数を $n=2$ とした.

3.3 二軸応力の算出方法

本研究では, 試験片に貼付したひずみゲージの値から, 構成方程式を用いて繊維方向引張応力および繊維直交方向圧縮応力を算出する. 一般に CFRP 積層板は, 繊維方向と繊維直交方向とで異なる特性を示す異方性材料とみなすことができる. 引張方向 (L 軸方向) に対して直交する T - Z 面における弾性定数が等方性を示す横等方性材料について考えると, 応力 σ とひずみ ε の関係を表す構成方程式は, ヤング率 E , せん断弾性係数 G およびポアソン比 ν を用いて次式のように与えられる²¹⁾.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_Z \\ \gamma_{TZ} \\ \gamma_{ZL} \\ \gamma_{LT} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & -\frac{\nu_{ZL}}{E_Z} & 0 & 0 & 0 \\ & \frac{1}{E_T} & -\frac{\nu_{ZT}}{E_Z} & 0 & 0 & 0 \\ & & \frac{1}{E_Z} & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{G_{TZ}} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1}{G_{ZL}} & 0 \\ & \text{sym.} & & & & \frac{1}{G_{LT}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \\ \sigma_Z \\ \tau_{TZ} \\ \tau_{ZL} \\ \tau_{LT} \end{Bmatrix} \quad (1)$$

本研究では繊維方向と繊維直交方向に荷重を負荷する二次元平面応力問題と仮定し、さらにせん断応力 τ_{LT} も生じないとして、構成方程式(1)を次のように簡略化する。

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\nu_{TL}}{E_T} \\ -\frac{\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_T} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \end{Bmatrix} \quad (2)$$

式(2)の逆関係を求めると次式となる。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_T \end{Bmatrix} = \frac{E_L E_T^2}{E_T - \nu_{TL}^2 E_L} \begin{bmatrix} \frac{1}{E_T} & \frac{\nu_{TL}}{E_T} \\ \frac{\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_T \end{Bmatrix} \quad (3)$$

試験により得られたひずみを式(3)に代入することで、弾性域における各応力成分を算出することが可能である。

3.4 塑性変形を考慮した構成方程式の補正

前節の構成方程式は線形問題を対象としているが、一方向 CFRP 積層板の繊維直交方向においては、高応力域で塑性変形が生じる。したがって、塑性変形による繊維直交方向ヤング率 E_T の非線形性を考慮し、構成方程式の補正を行う。

まず、圧縮応力 σ_T の増加にともなう繊維直交方向ヤング率 E_T の変化を調査するため、一方向 CFRP 積層板から一辺が 10 mm の立方体形状の試験片を作製し、単軸圧縮試験を実施した。試験には万能材料試験機 AG-100kNE(島津製作所)を使用し、クロスヘッド速度は 0.5 mm/min に設定した。なお、試験数は $n=6$ とした。圧縮試験で得られた一方向 CFRP 積層板の繊維直交方向応力-ひずみ線図を Fig. 3 に示す。この結果より、圧縮応力が約 150 MPa 以上の領域で、応力-ひずみ線図が非線形挙動を示すことが確認できる。この応力-ひずみ線図のそれぞれの点における接線係数を、圧縮応力 σ_T による塑性変形を考慮した繊維直交方向ヤング率 E_T とみなし、算出されたヤング率 E_T と圧縮応力 σ_T の関係を Fig.

Fig. 3 Relation between compressive stress and strain.

Fig. 4 Relation between transverse Young's modulus and compressive stress.

4 に示す。この結果を、最小二乗法により二次関数で近似することで、塑性変形を考慮したヤング率 E_T と圧縮応力 σ_T の関係が次のように得られる。

$$E_T = -2.070 \times 10^{-4} \sigma_T^2 + 9.369 \quad (4)$$

式(4)を構成方程式(3)に適用することで、繊維直交方向の塑性変形を考慮した補正を行うことが可能となる。このとき、構成方程式は以下に示すように応力増分 $\Delta \sigma$ とひずみ増分 $\Delta \varepsilon$ の関係で表される。

$$\begin{Bmatrix} \Delta \sigma_L \\ \Delta \sigma_T \end{Bmatrix} = \frac{E_L E_T^2}{E_T - \nu_{TL}^2 E_L} \begin{bmatrix} \frac{1}{E_T} & \frac{\nu_{TL}}{E_T} \\ \frac{\nu_{TL}}{E_T} & \frac{1}{E_L} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \varepsilon_L \\ \Delta \varepsilon_T \end{Bmatrix} \quad (5)$$

式(5)に基づき逐次的に増分計算を行うことで、二軸応力試験で得られたひずみ ε の履歴から、塑性変形を考慮した応力 σ を算出することができる。本節で述べた補正は、繊維直交方向ヤング率 E_T のみが増分するとみなし

た簡易的な手法であるが、本手法の有効性については後述する。

4. 試験結果と考察

4.1 二軸応力試験結果

二軸応力試験で得られた一方向 CFRP 積層板のひずみ・荷重-変位線図について、変位比 $\lambda=1/20$, $1/15$ および $1/10$ の代表的な結果を Fig. 5-7 にそれぞれ示す。なお、引張ひずみ ε_L および圧縮ひずみ ε_T の計測位置は、Fig. 1 に示すひずみゲージの貼付位置と対応している。これらの結果より、すべての変位比 λ に関して、引張ひずみ ε_L および圧縮ひずみ ε_T が変位 δ とともに増加していることがわかる。さらに、変位比 λ が増加するにつれて破断時の圧縮ひずみ ε_T も増加していることから、本研究で用いた二軸応力試験用治具により、変位比 λ を変化させた二軸応力試験が可能であるといえる。一方で、引張ひずみ ε_L に対して圧縮ひずみ ε_T はばらつきが生じやすい傾向が見られる。これは、圧子中央部の圧縮ひずみ ε_{T2} が圧子上下部の ε_{T1} および ε_{T3} と比較してやや低いことから、圧子にたわみ変形が生じたものと考えられる。

つづいて、二軸応力試験で得られたひずみから、3.4 節で述べた繊維直交方向ヤング率 E_T の非線形性を考慮した構成方程式を用いて応力を算出した。算出された引張応力 σ_L および圧縮応力 σ_T と引張ひずみ ε_L の関係を Fig. 8-10 に示す。応力を算出する際のひずみは、それぞれ 3 点のひずみゲージで計測された値の平均値を用いた。これらの結果より、すべての変位比 λ で引張ひずみ ε_L の増加にともない、引張応力 σ_L と圧縮応力 σ_T がともに増加することがわかる。したがって、試験片は二軸応力状態で破断したと判断できる。さらに、変位比 λ が増加するにつれて破断時の圧縮応力 σ_T も増加していることから、変位比 λ を変更することで、二軸応力試験における引張応力 σ_L と圧縮応力 σ_T の比である応力比についても操作が可能であるといえる。また、引張ひずみ ε_L に対して引張応力 σ_L はほぼ線形的に増加しているが、一方で圧縮応力 σ_T の増加については、わずかではあるが非線形性が確認でき、圧縮応力 σ_T によって繊維直交方向には塑性変形が生じていると考えられる。

4.2 二軸応力状態の破壊基準

Fig. 8-10 より得られた、二軸応力試験における破壊発生時の応力 σ_L , σ_T を Fig. 11 にまとめた。なお Fig. 11 には、 E_T の非線形性を考慮せず線形な構成方程式より算出した結果についても合わせて示している。加えて、

Fig. 5 Relation between strain, load, and displacement ($\lambda=1/20$).

Fig. 6 Relation between strain, load, and displacement ($\lambda=1/15$).

Fig. 7 Relation between strain, load, and displacement ($\lambda=1/10$).

$\sigma_T=0$ の軸には短冊形試験片を用いた単軸引張試験による引張強度を、 $\sigma_L=0$ の軸には立方体形状の試験片を使用した単軸圧縮試験による圧縮強度をそれぞれ示した。この図より、変位比 λ が増加するにつれて、線形な構成方程式により評価した結果と、構成方程式の非線形性を

Fig. 8 Relation between stress and strain ($\lambda = 1/20$). Fig. 10 Relation between stress and strain ($\lambda = 1/10$). Fig. 9 Relation between stress and strain ($\lambda = 1/15$).

考慮した場合とで、破壊限界の応力に差が生じていることがわかる。特に、線形な構成方程式より算出した結果では、変位比 $\lambda = 1/10$ の結果において、繊維直交方向圧縮強度が単軸圧縮強度を上回ってしまい、やや妥当性を欠く結果となっている。

一方、非線形性を考慮した構成方程式による結果は、このような二軸応力状態における圧縮強度の不自然な上昇は見られない。さらに、繊維直交方向圧縮応力が増加するにつれて、繊維方向引張応力の限界値が低下する傾向を確認することができることから、得られた二軸応力下での破壊基準は妥当な結果を与えているといえる。また、 $\sigma_T = -180$ MPa を境界に破壊基準における σ_L と σ_T の割合が大きく変化しており、 $\sigma_T > -180$ MPa の領域では引張応力 σ_L が支配的な破壊となり、 $\sigma_T < -180$ MPa の領域では繊維直交方向の圧縮応力 σ_T が支配的に作用して破壊が生じていることが確かめられる。

Fig. 11 Corrected and uncorrected critical tensile and compressive stresses from the biaxial stress tests of the unidirectional carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminates.

Table 2 Tensile and compressive strengths of the unidirectional carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminate.

Longitudinal direction	Tensile	F_L^t	2460 [MPa]
	Compressive	F_L^c	1470 [MPa]
Transverse direction	Tensile	F_T^t	56.0 [MPa]
	Compressive	F_T^c	212 [MPa]

さらに、二軸応力試験によって得られた破壊限界の応力と、評価式に基づく破壊基準とを比較することで、結果の妥当性について検討する。ここでは、Table 2 に示す強度値を用いて、二軸応力状態における破壊基準を求めた。ここで、繊維方向引張強度 F_L^t 、繊維直交方向引張強度 F_T^t および圧縮強度 F_T^c は実験値であり、一方で繊維

方向圧縮強度 F_L^c は文献値²²⁾を用いた。

Fig. 11 より、二軸応力試験で得られた破壊基準として、以下に示すような繊維方向引張強度と繊維直交方向圧縮強度をそれぞれ長軸・短軸とする楕円により破壊限界を近似することを考える。

$$\left(\frac{\sigma_L}{F_L^t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_T}{F_T^c}\right)^2 = 1 \quad (6)$$

他方、広く用いられている破壊基準として、Hoffman 則および Tsai-Wu 則に基づく破壊基準についても考える。これらの破壊基準は、それぞれ次式のように表現される^{5,6)}。

$$C_1(\sigma_T - \sigma_Z)^2 + C_2(\sigma_Z - \sigma_L)^2 + C_3(\sigma_L - \sigma_T)^2 + C_4\sigma_L + C_5\sigma_T + C_6\sigma_Z + C_7\tau_{TZ} + C_8\tau_{ZL} + C_9\tau_{LT} = 1 \quad (7)$$

$$F_i\sigma_i + F_{ij}\sigma_i\sigma_j = 1 \quad (i, j = L, T, Z, TZ, ZL, LT) \quad (8)$$

ここで、 $C_1 \sim C_9$ 、および F_i 、 F_{ij} はそれぞれ Hoffman 則および Tsai-Wu 則で用いられる単軸引張、圧縮、せん断強度より算出されるパラメータである。今回の二軸応力試験では、試験片には σ_L および σ_T しか作用しないと考えると、上記の破壊基準(7)および(8)は、それぞれ次のように簡略化できる。

$$C_1\sigma_T^2 + C_2\sigma_L^2 + C_3(\sigma_L - \sigma_T)^2 + C_4\sigma_L + C_5\sigma_T = 1 \quad (9)$$

$$F_L\sigma_L + F_T\sigma_T + F_{LL}\sigma_L^2 + F_{TT}\sigma_T^2 + 2F_{LT}\sigma_L\sigma_T = 1 \quad (10)$$

ここで、

$$\begin{aligned} C_1 &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{F_L^t F_T^c} + \frac{1}{F_T^t F_L^c} - \frac{1}{F_L^t F_L^c} \right), \\ C_2 &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{F_T^t F_T^c} + \frac{1}{F_L^t F_L^c} - \frac{1}{F_T^t F_T^c} \right), \\ C_3 &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{F_L^t F_L^c} + \frac{1}{F_T^t F_T^c} - \frac{1}{F_L^t F_T^c} \right), \\ C_4 &= \frac{1}{F_L^t} - \frac{1}{F_L^c}, \quad C_5 = \frac{1}{F_T^t} - \frac{1}{F_T^c} \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} F_L &= \frac{1}{F_L^t} - \frac{1}{F_L^c}, \quad F_T = \frac{1}{F_T^t} - \frac{1}{F_T^c}, \quad F_{LL} = \frac{1}{F_L^t F_L^c}, \\ F_{TT} &= \frac{1}{F_T^t F_T^c}, \quad F_{LT} = -\frac{1}{2} \sqrt{F_{LL} F_{TT}} \end{aligned} \quad (12)$$

であり、積層方向強度 F_L^t 、 F_L^c については、繊維直交方向強度 F_T^t 、 F_T^c に等しいとして計算した。

楕円近似による破壊基準(6)と、Hoffman 則および Tsai-Wu 則に基づく破壊基準(9)、(10)を合わせて Fig. 12 に示す。Fig. 12 より、楕円近似による破壊基準(6)は、一方向 CFRP 積層板の繊維方向引張強度および繊維

Fig. 12 Bi-axial stress test failure criteria of the unidirectional carbon fiber reinforced plastic (CFRP) laminates.

直交方向圧縮強度のみをパラメータとして使用したにもかかわらず、二軸応力試験の結果とおおむね一致していることがわかる。また、Hoffman 則および Tsai-Wu 則に基づく破壊基準に着目すると、Hoffman 則に基づく破壊基準は変位比 $\lambda = 1/10$ の破壊限界の応力と、Tsai-Wu 則に基づく破壊基準は $\lambda = 1/20$ および $1/15$ の破壊限界の応力とそれぞれ一致する傾向が認められるが、Hoffman 則・Tsai-Wu 則ともに、前述の変位比と異なる領域では、二軸応力試験で得られた破壊限界の応力との差が大きくなっている。特に、Hoffman 則・Tsai-Wu 則ともに、引張-圧縮多軸応力下において、圧縮応力を受けることで引張強度が上昇する結果となるが、今回の二軸応力試験で得られた破壊限界の応力に着目すると、そのような引張強度の上昇は確認されなかった。楕円近似による破壊基準(6)では、破壊限界の応力に影響を及ぼすと考えられる材料強度 F_L^t と F_T^c のみが使用されているものの、おおむね実験の結果を適切に表現できていることがわかる。

以上の結果より、一方向 CFRP 積層板の引張-圧縮二軸応力下における破壊基準は、繊維方向引張強度と繊維直交方向圧縮強度を長軸・短軸とする楕円によりおおむね表現されることが示された。一方で Hoffman 則および Tsai-Wu 則に基づく破壊基準は、負荷状態によっては試験結果との差が大きくなることから、多軸応力下における CFRP 積層板の強度予測を行う際には、実際に使用される状況に応じた適切な条件の材料試験に基づいて破壊基準を評価する必要があるといえる。

4.3 破面観察

二軸応力試験により破断した試験片について、変位比

$\lambda=1/20$, $1/15$ および $1/10$ の場合の破面を Fig. 13-15 にそれぞれ示す。これらの写真より、いずれの変位比においても、圧縮負荷方向に沿って直線状の破面が生じていることがわかる。単軸引張負荷を受ける一方向 CFRP 積層板は一般的に筈状の破面となる²³⁾ことから、今回の結果と比較すると、引張-圧縮二軸応力を受けることで一方向 CFRP 積層板の破壊モードが変化することが確認された。

つづいて、走査型電子顕微鏡 (scanning electron microscope: SEM) を用いて詳細な破面観察を行った。変位比 $\lambda=1/20$, $1/15$ および $1/10$ の場合の破断面の SEM 画像をそれぞれ Fig. 16-18 に示す。まず、変位比 $\lambda=1/20$ および $1/15$ の結果に着目すると、Fig. 16-17 より、破面の荒れは少なく、繊維とマトリックスを明確に識別することができる。また、Fig. 16 より、変位比 $\lambda=1/20$ における繊維の破面には、繊維／マトリックス界面を起点とした縞模様が確認できる。この縞模様は、その起点からき裂が発生・進展したことを示しており、繊維にき裂が発生した後も、周辺のマトリックスによってき裂進展が抑制されていたものと考えられる。また、変位比 $\lambda=1/20$ の結果と比較すると、 $\lambda=1/15$ の繊維破面はより平滑であることがわかる (Fig. 17)。これは変位比 λ が大きくなることで繊維直交方向圧縮応力が増加し、マトリックスがより早い段階で損傷したことによって、繊維き裂が進展しやすくなったためであると思われる。

次に変位比 $\lambda=1/10$ の結果について見ると (Fig. 18)、破面は凹凸が大きい上に、繊維やマトリックスの破片が散乱しており、SEM 画像上では繊維とマトリックスを明確に識別することは難しい。また、繊維の破面も三次元的であり、き裂の起点を確認することはできない。これは、高い圧縮応力によってマトリックスが広範囲で損傷し、その範囲で繊維に多数の初期き裂が発生・結合したために、このような荒れた破面になったと考えられる。以上の結果より、二軸応力状態では、繊維直交方向の圧縮応力が繊維／マトリックス界面のはく離を引き起こすことで、繊維方向引張強度が低下すると推察される。加えて、繊維直交方向圧縮応力が高くなるにつれて繊維方向引張強度が低下したことから、二軸応力状態における引張強度の低下には、繊維／マトリックス界面強度とマトリックスの靱性が影響を及ぼすことが示唆される。

5. 結 論

本研究では、二軸応力下における CFRP 積層板の破壊基準を実験的に明らかにすることを目的として、一方向

(a)

(b)

Fig. 13 Fracture surfaces of the $\lambda=1/20$ specimen; (a) top surface and (b) side surface.

(a)

(b)

Fig. 14 Fracture surfaces of the $\lambda=1/15$ specimen; (a) top surface and (b) side surface.

(a)

(b)

Fig. 15 Fracture surfaces of the $\lambda=1/10$ specimen; (a) top surface and (b) side surface.

Fig. 16 Scanning electron microscopy (SEM) image of the fracture surface of the $\lambda = 1/20$ specimen.

Fig. 17 Scanning electron microscopy (SEM) image of the fracture surface of the $\lambda = 1/15$ specimen.

Fig. 18 Scanning electron microscopy (SEM) image of the fracture surface of the $\lambda = 1/10$ specimen.

CFRP 積層板の二軸応力試験用治具の試作を行うとともに、二軸応力試験を実施して一連の考察を行った。得られた結果を以下に総括する。

1. くさび型の治具を用い、一軸方向の変位を与えることによって、試験片に引張と圧縮の二軸方向の荷重を同時に与えることができる試験装置を設計・製作した。くさびの角度を適切に設定することにより、二軸方向の荷重を適切に制御することが可能であり、一軸引張試験機によって二軸応力試験が簡便に実施できることを示した。
2. 繊維方向に引張応力を、繊維直交方向に圧縮応力を負荷する二軸応力試験を実施した。応力値は二方向のひずみの計測値から算出される。その際、繊維直交方向の応力とひずみの非線形関係を考慮することにより、二軸応力試験における引張応力と圧縮応力の値が適切に算出できることが確かめられた。
3. 一方向 CFRP 積層板の繊維方向引張強度は、繊維直交方向圧縮応力を受けることで低下し、繊維直交方向圧縮応力の増加にともない引張強度が低下する傾向が確認された。
4. 二軸応力試験で得られた破壊基準と、Hoffman 則および Tsai-Wu 則に基づく破壊基準とを比較し、結果の妥当性を検討した。本実験結果は、引張応力と圧縮応力の二軸応力平面において、破壊の限界は単軸の繊維方向引張強度と繊維直交方向圧縮強度を長軸・短軸とする楕円によりおおむね表現されることが確かめられた。また、Hoffman 則および Tsai-Wu 則に基づく破壊基準は、本実験で得られた破壊基準と若干の差が認められた。
5. 二軸応力試験により破断した試験片は、圧縮負荷方向に沿って直線状の破面が生じていることから、引張-圧縮二軸応力を受けることで、一方向 CFRP 積層板の破壊モードが変化することが確認された。さらに SEM を用いた破面観察の結果より、繊維直交方向圧縮応力が繊維/マトリックス界面のはく離を発生させることで、繊維方向引張強度が低下することが示唆された。応力比が低い場合には比較的限定された範囲で裂が進展するのに対して、応力比が高い場合には広範囲で裂が発生・結合することにより、荒れた破面が観察された。したがって、繊維/マトリックス界面強度とマトリックスの靱性が、二軸応力状態における繊維方向引張強度に影響を及ぼすものと推察された。

参 考 文 献

- 1) M.J. Hinton, A.S. Kaddour & P.D. Soden : *Failure Criteria in Fibre Reinforced Polymer Composites: The World-Wide Failure Exercise*, Elsevier, Oxford (2004).
- 2) M.J. Hinton & A.S. Kaddour : *J. Compos. Mater.*, **46**, 19-20 (2012), 2283-2294.
- 3) A.S. Kaddour, M.J. Hinton, P.A. Smith & S. Li : *J. Compos. Mater.*, **47**, 20-21 (2013), 2417-2426.
- 4) V.D. Azzi & S.W. Tsai : *Exp. Mech.*, **5**, 9 (1965), 283-288.
- 5) O. Hoffman : *J. Compos. Mater.*, **1**, 2 (1967), 200-206.
- 6) S.W. Tsai & E.M. Wu : *J. Compos. Mater.*, **5**, 1 (1971), 58-80.
- 7) D. Zhang, J. Ye & D. Lam : *Compos. Struct.*, **75**, 1-4 (2006), 121-131.
- 8) P.P. Camanho, C.G. Dávila, S.T. Pinho, L. Iannucci & P. Robinson : *Compos. Part A-Appl. Sci. Manuf.*, **37**, 2 (2006), 165-176.
- 9) P.A. Carrano & M. Quaresimin : *Compos. Part A-Appl. Sci. Manuf.*, **61** (2014), 33-42.
- 10) J. Montesano & C.V. Singh : *Mater. Des.*, **91** (2016), 218-229.
- 11) T.V. Parry & A.S. Wronski : *J. Mater. Sci.*, **20**, 6 (1985), 2141-2147.
- 12) P.A. Zinoviev, S.V. Tsvetkov, G.G. Kulish, R.W. van den Berg & L.J.M.M. Van Schepdael : *Compos. Sci. Technol.*, **61**, 8 (2001), 1151-1161.
- 13) J.S. Welsh & D.F. Adams : *Compos. Part A-Appl. Sci. Manuf.*, **33**, 6 (2002), 829-839.
- 14) J.S. Welsh, J.S. Mayes & A.C. Biskner : *Compos. Struct.*, **75**, 1-4 (2006), 60-66.
- 15) H. Kumazawa, H. Hayashi, I. Susuki & T. Utsunomiya : *Compos. Struct.*, **76**, 1-2 (2006), 73-81.
- 16) A. Smits, D. Van Hemelrijck, T.P. Philippidis & A. Cardon : *Compos. Sci. Technol.*, **66**, 7-8 (2006), 964-975.
- 17) A. Makris, T. Vandenbergh, C. Ramault, D. Van Hemelrijck, E. Lamkanfi & W. Van Paepegem : *Polym. Test*, **29**, 2 (2010), 216-223.
- 18) K.W. Gan, M.R. Wisnom & S.R. Hallett : *Compos. Sci. Technol.*, **90** (2014), 1-8.
- 19) D. Cai, G. Zhou & V.V. Silberschmidt : *Polym. Test*, **49** (2016), 1-7.
- 20) 株式会社島津製作所：二軸引張試験システム, <http://www.an.shimadzu.co.jp/test/products/mtrl03/biaxial.htm>
- 21) 結城良治：界面の力学 (初版), 培風館, 東京 (1993), p. 206.
- 22) 竹村振一, 水田美能, A.S. Kobayashi : 日本機械学会論文集 (A 編), **70**, 699 (2004), 1658-1664.
- 23) Y. Ma, Y. Yang, T. Sugahara & H. Hamada : *Compos. Part B-Eng.*, **99** (2016), 162-172.