研究論文

熱可塑性 CFRP の繊維方向圧縮破壊メカニズムに関する一考察

松尾 剛^{*1}, 影山 和郎^{*2}

(2014 年 2 月 11 日受付)

Investigation about Unidirectional Compressive Failure Mechanism
for Carbon Fiber Reinforced Thermoplastic CompositesTsuyoshi MATSUO^{*1} and Kazuro KAGEYAMA^{*2}

(Received February 11, 2014)

Abstract: The unidirectional compressive failure of fiber reinforced plastics is dominantly influenced by plastic kinking process which starts from any initial local fiber misalignment. Compressive strength in the fiber direction is much less than tensile strength and plays a significant role for designing a robust structural member. In case of the unidirectional composite laminate, particularly compressive molded and using versatile thermoplastic resin, its compressive strength depends a great deal on initial fiber misalignment in the out-of-plane direction and the elastic-plastic behavior of the matrix. By using a compressive test specimen with a shape of hourglass, the dependence of kinking and shear property caused by initial fiber misalignment in the out-of-plane direction has been verified theoretically.

Key words: Unidirectional compressive strength, Thermoplastic CFRP, Kink band, Fiber misalignment, Plastic shear property

1. 緒 言

熱可塑性樹脂をマトリックスとする炭素繊維強化複合材料(熱可塑性 CFRP)は、炭素繊維の繊維方向の強度・弾性率が非常に高いという特徴を持つだけでなく、熱可塑性樹脂の特性を活かした基材製造技術と成形技術の発展に伴う優れた加工性、さらには、損傷エネルギーが高いことによる優れた耐衝撃性のため、軽量かつ高い生産性と信頼性が要求される構造部材にもその適用範囲が広がっている¹⁾。特に、ポリプロピレン(PP)やポリアミド(PA)を母材とする熱可塑性 CFRP は、プレス成形技術の高度化によって複雑な形状を有する部材を高速に製造することができるため、量産型の構造部材用軽量材料として有望視されており、生産性の向上が要求される自動車製造部門で注目を浴びている^{2,3)}。

ところが、ポリプロピレンは他の樹脂と比べてそれ自体の弾性率が低く、かつ、比較的低い応力で塑性挙動を示すため、炭素繊維との界面接着強度を向上させて含浸性を高めた基材化技術を実施したとしても^{2,4)}、繊維方向圧縮強度の大幅な改善にはつながらないことが懸念される。さらに、連続繊維プリプレグを用いた一方向積層材をプレス成形すると、積層方向に決して小さくないプレス圧力が掛かり、圧縮成形時の樹脂流動によって繊維の直進性が損なわれる可能性がある。このようなことが原因となり、繊維方向圧縮強度が引張強度より著しく低い特性を示すとすれば、構造材の予想外の破壊の起点となり得る。したがって、熱可塑性 CFRP を用いた一方向積層材の繊維方向圧縮強度を適切に評価し、理論的に検証することによって、圧縮強度に影響を与える要因を明らかにする必要がある。

一方向積層材の繊維方向圧縮破壊には様々なパターンが存在するが⁵⁾、中でもキンクバンドの形成によって生じるせん断破壊モードが支配的であることが広く知られている。Rosen⁶⁾は、圧縮強度が繊維方向のせん断剛性の不安定性から生ずる局所的な繊維座屈に因るものであ

^{*1,*2} 東京大学大学院工学系研究科(113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)

School of Engineering, The University of Tokyo

^{*1} 特任研究員 Projective Researcher, ^{*2} 教授 Professor

ると指摘し、線形弾性モデルを用いて、圧縮強度がマトリックス樹脂のせん断弾性率を樹脂の体積含有率で除した値と等価であることを論じた。その後、Argon⁷⁾ は、圧縮荷重方向に対する繊維の初期不整配向が、せん断降伏応力に依存する圧縮強度を低下させることを見出した。Budiansky⁸⁾ は、キンクバンドの形成過程において完全弾塑性体を仮定して、Argon が導いた関係式をより一般化した形式に拡張した。これによると、繊維方向のせん断降伏ひずみが与えられると、圧縮強度は繊維の初期不整配向と複合材料のせん断弾性率の関係式として導かれている。さらに、Budiansky と Fleck⁹⁾ は、キンクバンド形成時の局所繊維座屈によるせん断変形は、大局的に塑性挙動が占めることを利用し、キンクバンド形成に伴う圧縮強度の発現理論を、より汎用性の高い構成則に拡張して実験的に検証した。

しかし、Budiansky らが導出した構成式を用いる際には、母材のせん断降伏ひずみをあらかじめ定義する必要があるが⁹⁾、せん断弾塑性挙動はマトリックス樹脂の依存度が高いため、特に熱可塑性樹脂の場合においては、明確なせん断降伏ひずみを実験的に検出することが困難である。

そこで筆者らは、Budiansky と Fleck による拡張構成則の導出過程において、繊維方向せん断特性を Ramberg-Osgood 則を用いて表現した点に着目し、それを実験により得られたせん断応力ひずみ曲線に適用することによって、せん断降伏ひずみを用いずに、一方向積層材の繊維方向圧縮強度に対する塑性せん断特性および面外方向の繊維初期不整配向の依存性を記述する新しい方法を提案する。特に、この関係式が、ポリプロピレンをマトリックス樹脂とする熱可塑性 CFRP に対して適用可能かどうかを実験的に検証する。

また、圧縮強度を適切に評価するため、規格化されているいくつかの圧縮試験法を実施して、熱可塑性 CFRP ならではの試験法に関する問題点を指摘する。そして、それらの問題点を解決するために、熱可塑性 CFRP に適した新たな簡易圧縮試験法を考案した¹⁰⁾ のでそれについても説明を加える。

2. 繊維方向圧縮強度理論式の導出

2.1 キンクバンドモデル

Fig. 1 に示すキンクバンド形成時の幾何学形状モデルを定義すると、キンクバンド内の力のつり合いから以下の関係式が導かれる⁹⁾。

Fig. 1 Kink band model.

$$\sigma^\infty \cdot \cos \beta \cdot \sin(\phi_0 + \phi) = \tau \cdot \cos(\beta - \phi_0 - \phi) + \sigma_T \cdot \sin(\beta - \phi_0 - \phi) \quad (1)$$

ϕ_0 は繊維の初期不整配向角、 ϕ はキンクバンドの回転角、 β はキンクバンド角を表し、 σ_T および τ はそれぞれキンクバンド内の繊維直角方向の引張応力とせん断応力を示す。 σ^∞ は外力によって与えられる繊維方向圧縮応力を示す。

ここで、 ϕ_0 および ϕ は十分小さい値とすると、式(1)は以下の近似式に書き換えられ、

$$(\phi_0 + \phi) \cdot \sigma^\infty \cdot \cos \beta = \tau \cdot \{\cos \beta (\phi_0 + \phi) \cdot \sin \beta\} + \sigma_T \cdot \{\sin \beta - (\phi_0 + \phi) \cdot \cos \beta\} \quad (2)$$

軸方向に与えられた圧縮応力 σ^∞ は、キンクバンド内の応力 σ_T および τ と、繊維の初期不整配向角および回転角によって、以下の関係式で表される。

$$\sigma^\infty = \frac{\tau + \sigma_T \cdot \tan \beta}{\phi + \phi_0} \quad (3)$$

ここで、 $\beta=0$ とした場合、せん断降伏するまでは弾性体であるとした関係式、 $\phi = \gamma$ 、 $\gamma_Y = \tau_Y / G$ を用いて以下の式が導かれる。

$$\frac{\sigma^\infty}{G} = \frac{\tau / \tau_Y}{\gamma / \gamma_Y + \phi_0 / \gamma_Y} \quad (4)$$

Budiansky ら⁹⁾ が用いたように、せん断応力ひずみの塑性変形を表現するために、以下の Ramberg-Osgood 式、

$$\gamma = \frac{\tau}{G} \cdot \left[1 + k \cdot \left(\frac{\tau}{\tau_Y} \right)^{n-1} \right] \quad (5)$$

k, n : ひずみ硬化定数

を変形して無次元化した式、

$$\frac{\gamma}{\gamma_Y} = \frac{\tau}{\tau_Y} + k \cdot \left(\frac{\tau}{\tau_Y} \right)^n \quad (6)$$

を式(4)の右辺に代入すると、

$$\frac{\sigma^\infty}{G} = \frac{\tau / \tau_Y}{\tau / \tau_Y + k \cdot (\tau / \tau_Y)^n + \phi_0 / \gamma_Y} \quad (7)$$

が得られる。この式は、 τ/τ_Y の値が、

$$\tau/\tau_Y = \left\{ \frac{\phi_0/\gamma_Y}{k \cdot (n-1)} \right\}^{1/n} \quad (8)$$

となる場合に最大値を示すことから、圧縮強度 σ_c は、式(8)を式(7)に代入して、

$$\frac{\sigma_c}{G} = \frac{1}{1 + n \cdot k^{1/n} \cdot \left(\frac{\phi_0/\gamma_Y}{n-1} \right)^{(n-1)/n}} \quad (9)$$

から求められる。

次に、 $\beta > 0$ とした場合、Budiansky ら⁹⁾ は、キンクバンド内の組合せ応力下における降伏条件として、以下の構成式を導入した。

$$\left(\frac{\tau}{\tau_Y} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_T}{\sigma_{TY}} \right)^2 = 1 \quad (10)$$

すなわち、 τ_Y , σ_{TY} はそれぞれ純せん断降伏応力と繊維直角方向の純引張降伏応力を表し、 τ と σ_T が式(10)を満たすときキンクバンドは降伏する。この条件式を満たす相当せん断応力 τ_e 、また、それに関わる相当せん断ひずみ γ_e を、それぞれ以下の式で示す。

$$\tau_e = \sqrt{\tau^2 + \sigma_T^2} / R^2 \quad (11)$$

$$\gamma_e = \phi \cdot \sqrt{1 + R^2 \cdot \tan^2 \beta} \quad (12)$$

$$\text{ただし、} \frac{E_T}{G} = R^2 = \left(\frac{\sigma_{TY}}{\tau_Y} \right)^2 \quad (13)$$

これらと式(3)から、以下の関係式が導かれる。

$$\sigma^\infty = \frac{\tau_e \cdot \alpha}{\gamma_e / \alpha + \phi_0} \quad (14)$$

$$\text{ただし、} \alpha = \sqrt{1 + R^2 \cdot \tan^2 \beta} \quad (15)$$

詳細は文献9)を参照されたい。式(14)を式(4)と同様に変形して、

$$\frac{\sigma^\infty}{\alpha^2 \cdot G} = \frac{\tau_e / \tau_Y}{\gamma_e / \gamma_Y + \phi_0 / (\gamma_Y / \alpha)} \quad (16)$$

なる式が得られる。式(4)と比較してみると同様のプロセスでRamberg-Osgood式を適用することによって、以下に示す圧縮強度の算出式が得られる。

$$\frac{\sigma_c}{G} = \frac{\alpha^2}{1 + n \cdot k^{1/n} \cdot \left(\alpha \cdot \frac{\phi_0/\gamma_Y}{n-1} \right)^{(n-1)/n}} \quad (17)$$

この式より、一方向材の繊維方向圧縮強度 σ_c は、せん断弾性率 G 、繊維直角方向の引張弾性率 E_T 、繊維初期不整合向角 ϕ_0 、せん断弾塑性におけるひずみ硬化定数 k および n 、キンクバンド角 β 、降伏せん断ひずみ γ_Y が分かれ

ば求めることができる。

2.2 弾塑性応力ひずみ線図を利用した圧縮強度の算出式

一方、繊維方向せん断弾塑性挙動は、明確な線形/非線形の遷移点が存在しないため、せん断降伏ひずみ γ_Y を一意に決定付けることができない。そこで、本研究では、実験的に検出したせん断特性にRamberg-Osgood式を適用し、せん断応力ひずみ線図上の任意の点から k , n , G の関係を導き出し、 γ_Y に依存しない圧縮強度の算出式を考案する。

実験的に得られたせん断応力ひずみ線図上の任意の2点を (γ_1, τ_1) , (γ_2, τ_2) とおくと、この2点は式(5)を満たすことから、

$$\log \left(\frac{G \cdot \gamma_1}{\tau_1} - 1 \right) = \log k + (n-1) \cdot \log \left(\frac{\tau_1}{\tau_Y} \right) \quad (18)$$

$$\log \left(\frac{G \cdot \gamma_2}{\tau_2} - 1 \right) = \log k + (n-1) \cdot \log \left(\frac{\tau_2}{\tau_Y} \right) \quad (19)$$

が成立する。ここで、これらの式を (γ, τ) を変数とする、

$$g_i(\gamma_i, \tau_i) = \log \left(\frac{G \cdot \gamma_i}{\tau_i} - 1 \right) \quad (20)$$

なる関数で表して、連立方程式を解くと、

$$n = \frac{g_1 - g_2}{\log(\tau_1/\tau_2)} + 1 \quad (21)$$

となり、ひずみ硬化定数 n が一意に求まる。さらに、式(17)に $\gamma_Y = \tau_Y / G$ を代入して変形した式、

$$\sigma_c = \frac{G \cdot \alpha^2}{1 + n \cdot \left(\alpha \cdot \frac{G \cdot \phi_0}{n-1} \right)^{(n-1)/n} \cdot \left[k \cdot \left(\frac{1}{\tau_Y} \right)^{n-1} \right]^{1/n}} \quad (22)$$

に、式(18)を変形して得られた式、

$$k \cdot \left(\frac{1}{\tau_Y} \right)^{n-1} = \frac{G \cdot \gamma_1 - \tau_1}{\tau_1^n} \quad (23)$$

を代入して、以下に示す圧縮強度を求める式が導かれる。

$$\sigma_c = \frac{G \cdot \alpha^2}{1 + n \cdot \left(\alpha \cdot \frac{G \cdot \phi_0}{n-1} \right)^{(n-1)/n} \cdot \frac{(G \cdot \gamma_1 - \tau_1)^{1/n}}{\tau_1}} \quad (24)$$

これより、せん断試験により応力ひずみ線図が得られれば、ひずみ硬化定数 n と共に、線上の任意の点 (γ, τ) のひずみ計測値および応力計測値を用いて、圧縮強度 σ_c を導くことができる。

Fig. 2 Molding process of unidirectional CF/PP laminate.

3. 試験片および試験方法

3.1 試験片の成形方法

炭素繊維 TR50S (三菱レイヨン製) に酸変性したポリプロピレン (東洋紡製) を含浸させて作製した連続繊維 CF/PP プリプレグテープ²⁾ を、試験片の形状にかたどられた金型内に 25 枚積層し、温度とプレス荷重を経過時間に対してプログラム制御可能なホットプレス機 (PINETTE EMIDCAU INDUSTRIES 社製) にセットして、金型内で加熱・プレス・冷却を施して、厚さ約 2.2 mm の一方向 CF/PP 積層板を製作する。製作工程を模式的に Fig. 2 に示す。

3.2 三次元 X 線 CT 計測装置による内部観察

試験前の繊維初期不整配向角を検出するため、さらには、圧縮試験後キンクバンド形成後のキンクバンド角や破損状態を観察するため、三次元計測 X 線 CT 装置 (ヤマト科学製, TDM1000-IS/S) を用いて非破壊内部撮像を実施する。これによって、任意の切断面における繊維の配向角やキンクバンド角などを幾何学的に定量化できる。

3.3 繊維方向せん断試験

JIS K 7019¹¹⁾ に従って、先述の連続繊維 CF/PP の繊維方向せん断特性を求める。試験片は、CF/PP プリプレグテープを引張軸に対して $\pm 45^\circ$ 方向に隙間なく配向、積層し、一方向積層板と同様にプレス成形して作製される。せん断ひずみは、引張軸に対して平行方向と垂直方向にそれぞれ貼りつけたひずみゲージの計測値から求められ、せん断応力は引張荷重を試験片断面積で除した応力の半分として得られる。これにより、一方向 CF/PP 積層材の繊維方向せん断特性が応力ひずみ曲線として検出される。この時、一方向積層材は繊維直角断面において断面等方性を示すことから、本試験によって得られた面内せん断特性は、面外せん断特性として用いることができる。

Table 1 Standard compressive test methods and results.

	Test method		
	SRM 1R-94	JIS K7018 (method 1)	JIS K7018 (method 3)
Number of specimens	3	3	3
Tab	With tabs	Without tabs	With tabs
Loading type	Edge loading	Edge loading	Edge & shear loading
Failure mode	Tab debonding	Edge failure	Failure in tabs

Fig. 3 Failure patterns of 3 test methods.

3.4 標準圧縮試験の問題点

FRP の圧縮特性を評価する試験法は様々規定されているが、特定の試験法が効率的かつ効果的に材料の圧縮強度を評価していると必ずしも言えない状況である。いくつかの新しい試験法が提案されていることも、圧縮試験の難しさを表していると言えよう^{12,13)}。そのような中、CF/PP に関連して標準試験法の問題点を探究するため、Table 1 に示す規格化された 3 通りの試験法^{14,15)} を選出した。先述の成形法により製作された一方向 CF/PP 積層板を、それぞれの規格に準じた寸法に試験片を切出し、必要に応じてタブ接着などを施して圧縮試験を実施した。それぞれの試験法の特徴と結果を Table 1 に示す。また、破損時の試験片の様子を Fig. 3 に示す。

試験結果より、いずれの試験法においても評定部内の破損が発生せず、正確な圧縮破壊強度を検出できないことが分かった。そこで、CF/PP 試験片を使用した際の圧縮試験法の問題点について考察を行った。すなわち、

- 母材がポリプロピレンであるためタブ接着強度が低く、低負荷荷重でタブ剥がれが生じる、

Fig. 4 Test specimen geometry.

Fig. 5 Test specimen.

- b) 端部負荷方式では端部の圧壊が起きやすい,
- c) タブ接着におけるせん断負荷方式では, タブ部厚さの精度の低さの影響により, 評定部とタブ部の境界で応力集中が起きやすくタブ内部での破損が生じやすい,

といった問題点が示唆される。

3.5 簡易圧縮試験法の提案

以上の問題点を回避するため, 新しい負荷方式と試験片形状を考案する。つまり,

- a) タブをつけない,
- b) 純粋なせん断負荷方式を用いる,
- c) 評定部で試験片が破壊するように, せん断負荷を与える把持部の幅より評定部の幅を狭くしたアウーグラス型の試験片を用いる,

といった工夫を施す。ここで, タブを付けずにせん断負荷方式を実現するため, 引張試験等で用いるグリップ方式で試験片両端部を挟んで把持し, 圧縮方向に負荷する方法を用いる。その際, 軸芯調整機構(MTS社製, モデル609.10)によって両グリップ間の軸を高い精度で保証する。試験機には油圧サーボ試験システム(同社製, 100 kN Landmark)を, 試験片を把持する治具には油圧ウェッジグリップ(同社製, モデル647.10A-32)を使用する。また, 試験片の座屈や軸ずれが確認できるように, 評定部の両面にひずみゲージを貼り付け, それぞれの応力-ひずみ特性を試験片が破損するまで計測する。試験機の制御システムによって試験片に圧縮方向に一定の変位速度

Fig. 6 Proposed compressive test method.

(0.5 mm/min) を与え, 油圧グリップに連結したロードセルによる荷重値とひずみゲージが計測したひずみ値を同期集録する。ここで, 試験片評定部の断面積と荷重から圧縮応力を算出する。

試験片の寸法形状を Fig. 4 に, 一方向 CF/PP 積層材から実際に切り出した試験片を Fig. 5 にそれぞれ示す。また, ひずみゲージを評定部に貼りつけた試験片を油圧グリップで把持している様子を Fig. 6 に示す。

4. 試験結果と考察

4.1 繊維不整配向の観察

圧縮試験を実施する前に, 試験片の内部の状態を三次元計測 X 線 CT 計測装置により観察した結果を Fig. 7 に示す。ここで, 試験片内部の面内断面と面外断面の繊維配向の様子を比較したところ, 面内には比較的繊維が均等に分散しており繊維の顕著な蛇行が見られないのに対し, 面外には繊維の蛇行が所々に観察された。これは, Fig. 2 に示すように, プリプレグテープを積層して成形する際, 面外方向にはプレス圧力がかかるため, 成形中に少なからず繊維のうねりが生じてしまったことが原因と推測される。そこで, 面外の断面において繊維が大きく蛇行している箇所を画像上で拡大し, CT 装置に付属している幾何寸法計測機能を使って繊維の配向角度を調べたところ, Fig. 8 に示すように, 引張軸に対する繊維の局所的な配向角が検出できた。繊維蛇行の大きい箇所ではおおよそ 3° 前後傾いていることが確認できた。

4.2 せん断特性の試験結果

ひずみゲージによって計測されたせん断ひずみを横軸, 試験機によって計測された荷重値から割り出したせん断応力を縦軸として表した応力ひずみ曲線を Fig. 9

Fig. 7 Comparison of fiber alignment in-plane and out-of-plane by 3D X-ray CT.

Fig. 8 Fiber waviness angle in out-of-plane direction.

に示す。グラフから分かるように、せん断特性には明確な降伏点が存在しない。したがって、曲線上の任意の2点を抽出し、前章で述べたように Ramberg-Osgood 式を適用してひずみ硬化定数を決定する。Fig. 9 に示すように、曲線上の点から $(\gamma_1, \tau_1) = (2\%, 16.5 \text{ MPa})$ 、 $(\gamma_2, \tau_2) = (7\%, 26.5 \text{ MPa})$ となる任意の2点を抜き出す。これらを式 (20)、(21) に代入すると、 $n = 3.68$ と求められる。さらに、計測された応力ひずみ曲線の初期の傾きから、せん断ひずみ γ が 0.1% から 0.3% の範囲においてせん断弾性率 $G = 1.53 \text{ GPa}$ と求められる。

4.3 圧縮試験結果

新しく提案した試験法によって圧縮試験を実施したところ、試験片は Fig. 10 に示すように評定部において面外方向にせん断破壊が生じた。また、圧縮負荷時の応力ひずみ関係は、Fig. 11 に示すように試験片の両面に貼り付けた2つのひずみゲージにおいてその傾向がほぼ重なっていることから、上下グリップ間の軸ずれなどによる

Fig. 9 Shear property test result.

Fig. 10 Failure appearance after compressive test.

Fig. 11 Shear strain-stress curves—both sides of strain gauges.

試験片の座屈が生じていないことが分かった。また、破壊時の最大圧縮応力値から、この試験片の圧縮強度は約 419 MPa と評価された。試験本数を5つに増やして同様の試験を実施したところ、いずれも評定部で面外方向のせん断破壊を起こし、破壊時圧縮応力の平均値は 430 MPa となった。つまり、本試験法を用いれば試験片の圧

Fig. 12 Kink band failure by 3D X-ray CT.

縮強度を精度良く検出できることが示された。

次に、破壊状態からキンクバンド角を検出するために、圧縮試験後の試験片を三次元計測 X 線 CT 装置によって内部観察を行った。Fig. 12 にその結果を示す。

キンクバンド角を計測するために、y 軸（試験片幅方向）に垂直な任意のいくつかの xz 断面画像を抽出した。Fig. 12 に示すようにキンクバンド幅が異なる箇所が存在するものの、いずれもキンクが発生して面外方向にせん断破壊が生じており、せん断破壊は y 方向にほぼ平行に進んでいることが分かった。また、その時の破壊状態と繊維の傾きからキンクバンド角は 26~30° 前後に分布していることが確認できた。

4.4 圧縮強度のせん断特性による影響

ここでは、圧縮破壊メカニズムを明らかにするために、式(24)において提案した、圧縮強度の繊維初期不整配向角や繊維方向せん断特性などの依存性を説明する関係式の妥当性を検証する。

式(24)中、せん断弾性率 G およびひずみ硬化定数 n は 4.2 節の試験結果より $G=1.53$ GPa, $n=3.68$ と求められる。また、任意のせん断ひずみ γ_1 およびせん断応力 τ_1 は、曲線上の任意の点、例えば、 $(\gamma_1, \tau_1) = (2\%, 16.5$ MPa)を読み取って得られる。一方、係数 α は式(13)および(15)より、キンクバンド角 β やせん断弾性率 G と繊維直角方向の引張弾性率 E_T の比から求められる。繊維直角弾性率 E_T は、JIS K7165 に準拠した試験¹⁶⁾によって、 $E_T=4.8$ GPa と得られた。

以上より式(24)から、横軸をキンクバンド角 β 、縦軸を圧縮強度 σ_c とし、繊維初期不整配向角 ϕ_0 をパラメータとした際の実験結果を Fig. 13 に示す曲線群が得られる。試験前後の X 線 CT 計測結果より、初期不整配向角 ϕ_0 はおよそ 3° 前後に、キンクバンド角 β は 26~30° 前後に分布していることから、この関係図上において、それら幾何形状の影響を受けた理論的な圧縮強度を予測する領域を示せる。すなわち、圧縮強度 σ_c は 400 MPa 近傍に位置づけられる (Fig. 13 中の丸印)。こ

Fig. 13 Relationship between compressive strength and geometry factors.

Fig. 14 Relationship between compressive strength and strain-hardening effect.

の理論値は、前節の圧縮試験において強度が 400~450 MPa として計測された結果 (平均は 430 MPa) にも整合する。したがって、式(24)で導出した圧縮強度の理論式は、実現象に対して説明可能なモデルであると言える。これより、繊維方向圧縮強度は、面外方向の繊維初期不整配向や破壊時の面外方向のキンクバンド角に依存することが証明できた。例えば、繊維の初期不整配向角が 1° 改善されれば、圧縮強度は 2 割以上高くなることが予測できる。

次に、式(24)の妥当性が確認できたので、一方向 CF/PP 積層材のせん断特性の塑性挙動が圧縮強度に及ぼす影響を考察する。せん断弾性率 G や繊維直角方向引張弾性率 E_T を今回使用した一方向 CF/PP 積層材と同等とし、初期不整配向角 ϕ_0 も同等の 3° として、ひずみ硬化定数 n をパラメータとした関係を図示すると Fig. 14 に示す曲線群が得られる。この関係図によると、せん断特性が完全弾塑性体 ($n \rightarrow \infty$) に近づくと圧縮強度は大きく下

がって 200 MPa に近づくほど低くもなり得る。逆に塑性ひずみが比較的小さい ($n \rightarrow 1$) 場合には圧縮強度は大幅に向上することが予測できる。

5. 結 言

本研究では、熱可塑性 CFRP、特に一方向 CF/PP 積層材に注目し、繊維方向の圧縮強度を適切に評価できる試験法を提案するとともに、その圧縮破壊メカニズムを検証し、圧縮強度に影響を与える材料パラメータおよび繊維の初期不整配向やキंकの依存性を理論的に説明することを試みた。それによって以下に示す結果が得られた。

- 1) アワーグラス型の試験片をグリップ式の治具で両端を把持して負荷をかけるというせん断負荷方式の圧縮試験法を考案したところ、評定部で適切に圧縮破壊を生じさせることができた。
- 2) 上記により、圧縮破壊モードは面外せん断により生じ、主に面外方向にのみキंकバンドが発生していることが確認できた。
- 3) 一方向積層材の繊維方向せん断特性を評価し、その弾塑性応力ひずみ線図から圧縮強度を求めるのに必要なパラメータを新たに定義付けることによって、一意に決定付けるのが難しいせん断降伏ひずみを用いずに、繊維の初期不整配向とせん断特性の圧縮強度に対する依存性を記述する理論式を導いた。
- 4) 実際の圧縮試験結果における一方向 CF/PP 積層材の圧縮強度およびキंकバンド角、面外方向の繊維初期不整配向角、せん断特性におけるひずみ硬化定数などから、上記理論式の妥当性を確認することができた。

以上のことから、繊維方向圧縮強度を主要な設計指標の一つとする繊維強化複合材料を構造部材に適用する際には、成形後の繊維の不整配向、材料のせん断特性、特に CF/PP の場合にはその顕著な塑性挙動が、構造信頼性を決定づけるのに大きな影響を及ぼすと言えよう。

本研究は、独立行政法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）の委託研究の一環として行われたものです。

参 考 文 献

- 1) U.K. Vaidya & K.K. Chawla : *Int. Mater. Rev.*, **53** (2008), 185-218.
- 2) NEDO : サステナブルハイパーコンポジット技術の開発, http://www.nedo.go.jp/library/database_index.html
- 3) J. Takahashi, K. Uzawa, T. Matsuo & M. Yamane : *Proceedings of ITHEC 2012* (2012), pp. 18-21.
- 4) 平野啓之, 村松秀隆, 井上 隆 : 日本複合材料学会誌, **39**, 3 (2013), 113-119.
- 5) R.G. Gibson : *Principles of Composite Material Mechanics*, 2nd edition, CRC Press (2007).
- 6) B.W. Rosen : *Fiber Composite Materials*, American Society of Metals (1965), pp. 37-75.
- 7) A.S. Argon : *Treatise on Material Science and Technology*, Volume 1, Academic Press (1972), pp. 79-114.
- 8) B. Budiansky : *Comput. Struct.*, **16** (1983), 3-12.
- 9) B. Budiansky & N.A. Fleck : *J. Mech. Phys. Solids*, **41** (1992), 183-211.
- 10) 松尾 剛, 影山和郎 : 第 38 回日本複合材料シンポジウム予稿, 日本複合材料学会 (2013), pp. 119-120.
- 11) JIS K7019 : 繊維強化プラスチック $\pm 45^\circ$ 引張試験による面内せん断特性の求め方, 日本規格協会 (1999).
- 12) 小笠原俊夫, 石川隆司 : 宇宙航空研究開発機構研究開発資料, JAXA-RM-08-010 (2008).
- 13) 小笠原俊夫, 石川隆司 : 日本複合材料学会誌, **36**, 2 (2010), 33-40.
- 14) JIS K7018 : 繊維強化プラスチック積層板の面内圧縮特性の求め方, 日本規格協会 (1999).
- 15) SACMA Recommended Method for Compressive Properties of Oriented Fiber-Resin Composites, SRM 1R-94, Suppliers of Advanced Composite Materials Association (SACMA) (1994).
- 16) JIS K7165 : プラスチック引張特性の求め方, 日本規格協会 (2008).