研究論文

見掛けの横弾性係数を考慮した一方向 CFRP の圧縮強度予測

上田 政人^{*1}, 石井 雅人^{*2}, 西村 哲^{*3}

(2011 年 2 月 22 日受付)

Estimating Compressive Strength of Unidirectional CFRP
Using Apparent Shear ModulusMasahito UEDA,^{*1} Masato ISHII^{*2} and Tetsu NISHIMURA^{*3}

(Received February 22, 2011)

Abstract: Compressive strength of unidirectional CFRP was estimated based on a model of column buckling on elastic foundation. It was shown that the compressive strength based on the column buckling model coincided with the compressive strength based on the fiber kinking model for high fiber volume fraction of the unidirectional CFRP. Apparent shear modulus of a carbon fiber in the in-phase buckling was calculated by the shear and bending deformation of the composite. The apparent shear modulus was decreased depending on the ratio of kink band length to the fiber diameter. Compressive strengths of unidirectional CFRPs were estimated by considering the apparent shear modulus. The estimated results for various types of unidirectional CFRP showed good agreement with the experimental results. Upper and lower limit of the compressive strengths of the unidirectional CFRPs were found out theoretically.

Key words: CFRP, Compressive strength, Kink band failure, Micro-buckling, Shear modulus

1. 緒 言

炭素繊維の高強度化に伴い、炭素繊維強化プラスチック (CFRP) 積層板の引張強度は向上しているが、圧縮強度に関してはほとんど向上していないと言える。例えば、一方向 CFRP 積層板の場合、圧縮強度は引張強度の約 5~6 割ほどに留まっている^{1,2)}。航空機構造では主翼やフロアなどの桁材に CFRP 積層板が採用されているが、曲げを受ける場合には圧縮側から先行して破壊が生じ易く、圧縮強度が実質的な強度基準になることが多い。CFRP 積層板の引張に対する優れた特性を十分に発

揮させるために、圧縮特性の改善が求められている。

一方向 CFRP の圧縮強度予測については、これまでに多数の研究結果が報告されている。一方向 CFRP の圧縮による代表的な終局破壊の一つは、繊維の微小座屈である^{3~5)}。この微小座屈に基づく一方向 CFRP の圧縮強度の算出には、キンクバンドモデル^{6~10)}と弾性床上の柱の座屈モデル^{11~15)}とが用いられる。しかしながら、これらの結果は、一方向 CFRP の圧縮強度を過大見積りしており、更なる詳細な検討が必要とされている^{16,17)}。

一方向 CFRP の圧縮破壊をキンクバンド破壊に限定すれば、それは樹脂内における繊維の横倒れ現象が原因であるから、繊維の座屈強度すなわち圧縮強度は横弾性係数に依存する。本研究では、繊維の微小座屈における微視的なモデルを考慮して、繊維の座屈半波長と繊維径との比に依存した見掛けの横弾性係数を算出し、一方向 CFRP の圧縮強度を予測した。これまでの実験結果と本研究による圧縮強度の予測結果とを比較して、その妥当性を考察した。

2. 一方向 CFRP の圧縮強度

樹脂埋めした繊維が軸圧縮力を受けて座屈するときの

^{*1} 日本大学理工学部機械工学科 専任講師
Assistant Professor, Department of Mechanical Engineering, College of Science & Technology, Nihon University

^{*2} 日本大学大学院理工学研究科機械工学専攻 大学院生
Graduate Course Student, Graduate School of Nihon University

^{*3} 日本大学総合科学研究所 教授
Professor, University Research Center, Nihon University

(a) Buckling of a single fiber
(In case of low fiber volume fraction)

(b) In-phase buckling of fibers
(In case of high fiber volume fraction)

Fig. 1 Deformations of fiber buckling.

変形モードとして、Fig. 1 に示す 2 つの対称的なパターンを考える¹⁸⁾。Fig. 1(a) は、曲げ変形のみを考慮してせん断変形を無視したモデルであり、一方、Fig. 1(b) は、せん断変形のみを考慮して曲げ変形を無視したモデルである。樹脂埋めした単繊維など、繊維体積含有率が低い場合には Fig. 1(a) のような変形モードであり、一般的な一方向 CFRP 積層板など、繊維体積含有率が高い場合には、各繊維が同位相で座屈するキンクバンド破壊が観察されることから、Fig. 1(b) のような変形モードであると仮定する。

Fig. 1(a) および 1(b) の 2 つの変形モードを考慮した弾性床上的柱の座屈理論に基づき、樹脂埋めした繊維の座屈応力 σ_f は次式で与えられる¹⁸⁾。

$$\sigma_f = \left[f_{(v_f)} \sqrt{\frac{E_f k}{\pi}} + (1 - f_{(v_f)}) G_f \right] \left(\frac{(\gamma_{xy})_{\max}}{(\gamma_{xy})_{\max} + \tan \phi_0} \right) \quad (1)$$

ここで、 E_f は繊維の縦弾性係数、 G_f は繊維の横弾性係数、 k は樹脂による弾性床としてのばね定数、 $(\gamma_{xy})_{\max}$

は座屈波形の節部での繊維のたわみ角 (Fig. 1(b) の場合、せん断ひずみ)、 ϕ_0 は繊維の初期不整角である。 $f_{(v_f)}$ は、繊維体積含有率に依存して $0 \leq f_{(v_f)} \leq 1$ の範囲を取る。繊維体積含有率が低い場合には $f_{(v_f)} = 1$ であり (Fig. 1(a))、繊維体積含有率が高くなるにつれて $f_{(v_f)} = 0$ に近づく (Fig. 1(b))。

また、このときの繊維の座屈半波長 L_h は、次式で与えられる。

$$L_h = \sqrt[4]{\frac{E_f I_f \pi^4}{k}} \quad (2)$$

ここで、 I_f は繊維の断面 2 次モーメントである。

一方向 CFRP が圧縮によりキンクバンド破壊を生じる場合、繊維は同位相で座屈するから、樹脂による弾性床としてのばね効果は低減する。繊維体積含有率が高くなるにつれて、 $f_{(v_f)}$ は 0 に近づくが、繊維体積含有率が 60% 程度の一般的な一方向 CFRP 積層板では $f_{(v_f)} = 0$ と仮定すれば、(1) 式より、繊維の座屈応力は次式で与えられる。

$$\sigma_f = G_f \left(\frac{(\gamma_{xy})_{\max}}{(\gamma_{xy})_{\max} + \tan \phi_0} \right) \quad (3)$$

ここで、樹脂がない繊維だけの状態を考える。このとき樹脂による弾性床としてのばね定数は $k = 0$ であり、座屈半波長は $L_h = \infty$ となるから、繊維間での接触が無いと仮定すれば、繊維の座屈応力も 0 に収束しなければならない。しかしながら、(3) 式で表される座屈応力は座屈半波長に依存しないから、座屈半波長が長い場合には座屈応力を過大見積りしている。

Fig. 1(b) は、せん断変形のみを考慮して曲げ変形を無視したモデルであるが、座屈半波長が十分に短い場合にのみ成立する。一方、座屈半波長が長くなると曲げモーメントが大きくなるから、曲げ変形の影響を無視できなくなる。すなわち、座屈半波長が長くなると Fig. 1(b) の変形モードは成立しなくなり、繊維に生じる曲げ変形の影響を考慮しなければならない。この座屈半波長に依存した変形形状の差異が一方向 CFRP の圧縮強度に与える影響については、後章でその詳細を述べる。

2 次元問題を考えれば、樹脂に生じる圧縮応力 σ_m は (3) 式と同様に表せる。

$$\sigma_m = G_m \left(\frac{(\gamma_{xy})_{\max}}{(\gamma_{xy})_{\max} + \tan \phi_0} \right) \quad (4)$$

ここで、 G_m は樹脂の横弾性係数である。

従って、一方向 CFRP の座屈応力は、

$$\begin{aligned}\sigma_c &= v_f \sigma_f + (1 - v_f) \sigma_m \\ &= [v_f G_f + (1 - v_f) G_m] \left(\frac{(\gamma_{xy})_{\max}}{(\gamma_{xy})_{\max} + \tan \phi_0} \right) \quad (5) \\ &= G_c \left(\frac{(\gamma_{xy})_{\max}}{(\gamma_{xy})_{\max} + \tan \phi_0} \right)\end{aligned}$$

ここで、CFRP の横弾性係数を表す G_c は、直列の複合則で求められる一般的な横弾性係数 $G_{12}^{(19)}$ とは異なることに注意されたい。

$$G_{12} = \frac{G_f G_m}{(1 - v_f) G_f + v_f G_m} \neq G_c \quad (6)$$

Fig. 1(b) のように繊維同士が同位相で座屈する場合、座屈波形の腹部では平面保持・直交保持が成立するから、(5)式のように並列の複合則によって CFRP の横弾性係数が与えられる。

一方、Fig. 2 に示すキンクバンドモデルに基づく一方向 CFRP の圧縮強度 σ_{cf} は、次式で与えられる⁷⁻¹⁰⁾。

$$\sigma_{cf} = \frac{\tau_y}{\gamma_y + \phi_0} \sqrt{1 + \left(\frac{\sigma_{ry}}{\tau_y} \right)^2 \tan^2 \beta} \quad (7)$$

ここで、 τ_y 、 σ_{ry} 、 γ_y は一方向 CFRP の面内せん断降伏応力、直交方向降伏応力、面内せん断降伏ひずみであり、 β はキンクバンド角である。

キンクバンド角が $\beta = 0$ のときに、(7)式で与えられる圧縮強度は最小値をとり、この場合に弾性床上の柱の座屈モデルによる予測式(5)と同一となる。従って、繊維体積含有率が高い場合に、繊維の微小座屈において Fig. 1(b) のようなせん断変形を仮定すれば、これらのモデルによる圧縮強度の予測結果は一致する。

(5)式において、繊維の初期不整角を $\phi_0 = 0$ とすれば、一方向 CFRP の微小座屈に基づく圧縮強度は、その横弾性係数 G_c で与えられる。

$$\sigma_{cf} = v_f G_f + (1 - v_f) G_m = G_c \quad (8)$$

(8)式は、エネルギー法より導出した Rosen による圧縮強度予測式³⁾と本質的に一致する。

3. 繊維の見掛けの横弾性係数

前章において、一方向 CFRP 内の繊維同士が同位相で座屈する場合には、Fig. 1(b) のようなせん断変形を仮定した。しかしながら、座屈半波長が長くなると曲げモーメントが大きくなるから、せん断変形に加えて曲げ変形についても考慮する必要が出てくる。そこで、座屈半波長に依存して曲げモーメントが繊維の見掛けの横弾性係数に与える影響について検討する。

ここで、一方向 CFRP 内の繊維一本に着目する。境界

Fig. 2 Schematic of kink band failure in unidirectional CFRP.

条件として繊維の両端においてはたわみおよび曲げモーメントが生じないとすると、弾性床上の柱の座屈モデルより、繊維の座屈波形 v は次式で与えられる¹⁸⁾。

$$v = v_b + v_s + v_0 = A \sin \frac{\pi}{L_h} x \quad (9)$$

ここで、 v_b は曲げ変形によるたわみ、 v_s はせん断変形によるたわみ、 v_0 は初期不整によるたわみである。また、 A は座屈波形の最大振幅である。

それぞれのたわみは、次式で表される。

$$v_b = A_b \sin \frac{\pi}{L_h} x, \quad v_s = A_s \sin \frac{\pi}{L_h} x, \quad v_0 = A_0 \sin \frac{\pi}{L_h} x \quad (10)$$

なお、せん断変形による繊維のたわみは、繊維断面内のせん断応力の分布による影響²⁰⁾も考慮したたわみを与えるものとする。

繊維の微小部分の釣合いより、繊維に生じる曲げモーメント M_f は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}M_f &= \int \frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{\pi d_f^2}{4} \right) G_f \frac{dv_s}{dx} dx + \int P_f dv \\ &= \frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{\pi d_f^2}{4} \right) G_f A_s \sin \frac{\pi}{L_h} x + P_f A \sin \frac{\pi}{L_h} x\end{aligned} \quad (11)$$

ここで、 d_f は繊維の直径、 P_f は繊維に作用する軸圧縮力、 $\alpha_s (= 4/3)$ はせん断補正係数である。

また、繊維に生じるせん断力 Q_f は、

$$\begin{aligned}Q_f &= \frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{\pi d_f^2}{4} \right) G_f \frac{dv_s}{dx} \\ &= \frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{\pi d_f^2}{4} \right) G_f \frac{\pi}{L_h} A_s \cos \frac{\pi}{L_h} x\end{aligned} \quad (12)$$

繊維の座屈半波長 L_h (以下、キンクバンド長さと呼ぶ) が短い場合には、曲げモーメントに対してせん断力が大きくなる。すなわち、せん断変形が支配的となる。一方、キンクバンド長さが長くなると、せん断力が減少して、曲げ変形の影響が大きくなる。

Fig. 3 Deformation of a fiber in in-phase buckling.

ここで、Fig. 3 のように繊維の座屈波形における $1/2$ 座屈半波長区間を取り出してその変形を考える。座屈波形の腹部を固定端とし、そこから $1/2$ 座屈半波長だけ離れた位置で、軸圧縮力、せん断力および曲げモーメントが作用した状態を考える。なお、繊維表面に作用するせん断応力 τ_s が繊維の変形に与える影響は小さいとして無視し、また、繊維同士が同位相で座屈することから、繊維表面に作用する横力も生じないとする。

繊維の $1/2$ 座屈半波長区間において、せん断変形による繊維のたわみ v_s は次式で表される。

$$v_s = \int \gamma_t dx = \int_0^{L_h/2} \frac{\alpha_s Q_t}{(\pi d_t^2/4) G_t} dx = A_s \quad (13)$$

また、曲げ変形による繊維のたわみ v_b は、

$$v_b = - \int_0^{L_h/2} \int \frac{M_t}{E_t I_t} dx dx = \frac{1}{E_t I_t} \left(\frac{L_h}{\pi} \right)^2 \left[\frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{\pi d_t^2}{4} \right) G_t A_s + P_t A \right] \quad (14)$$

従って、せん断変形および曲げ変形による、 $1/2$ 座屈半波長区間での繊維のたわみ $v_s + v_b$ は、

$$v_s + v_b = A_s + \frac{1}{E_t I_t} \left(\frac{L_h}{\pi} \right)^2 \left[\frac{1}{\alpha_s} \left(\frac{\pi d_t^2}{4} \right) G_t A_s + P_t A \right] \quad (15)$$

なお、キंकバンド長さが十分に短い場合には繊維の曲げ変形は無視でき、せん断のみの変形モード (Fig. 1 (b)) に収束する。

見掛けの横弾性係数 $\bar{G}_t$ は、 $1/2$ 座屈半波長区間において、繊維の曲げ変形によるたわみもせん断変形によるたわみとみなせば、

Fig. 4 Normalized apparent shear modulus of a fiber in the in-phase buckling.

$$\begin{aligned} \bar{G}_t &= \frac{(Q_t)_{x=0} / (\pi d_t^2/4)}{(v_s + v_b) / (L_h/2)} \\ &= \frac{\frac{\pi}{2} G_t A_s}{A_s \left[\alpha_s + \frac{16 G_t}{E_t \pi^2} \left(\frac{L_h}{d_t} \right)^2 \right] + \alpha_s P_t A \frac{1}{E_t I_t} \left(\frac{L_h}{\pi} \right)^2} \end{aligned} \quad (16)$$

ここで、軸圧縮力が $P_t = 0$ のときに、見掛けの横弾性係数は最大値を取り、キंकバンド長さと繊維径との比 (L_h/d_t) に依存する。

$$\bar{G}_t = \frac{G_t}{\frac{2}{\pi} \left[\alpha_s + \frac{16 G_t}{E_t \pi^2} \left(\frac{L_h}{d_t} \right)^2 \right]} \quad (17)$$

これよりキंकバンド長さと繊維径との比が大きくなると、せん断変形に加えて曲げ変形によるたわみが大きくなるために、横弾性係数は見掛け上減少する。

例として、繊維の縦弾性係数を横弾性係数の 10, 15, 20 倍とそれぞれ仮定して、(17) 式を用いて繊維の横弾性係数の見掛けの減少率を算出したものを Fig. 4 に示す。横軸がキंकバンド長さと繊維径との比であり、縦軸には繊維の見掛けの横弾性係数を本来の横弾性係数で除した値 ($\bar{G}_t/G_t$) を示す。

繊維の見掛けの横弾性係数は、キंकバンド長さと繊維径との比が大きくなると減少する。一方向 CFRP の圧縮破壊にて観察されるキंकバンド長さは CFRP の種類により異なるが、70~100 μm 程度であるから^{4,5,7,16,21}、繊維径を 5~7 μm とすると、キंकバンド長さと繊維径との比は $L_h/d_t = 10 \sim 20$ 程度となる。この範囲では、繊維の見掛けの横弾性係数は、繊維本来の横弾性係数に対して最大で 2% 程度にまで減少する。すなわち、繊維の変形をせん断変形のみと仮定することはできず、曲げ変形の影響を考慮する必要性を示している。

なお、キंकバンド長さと繊維径との比が小さい場合には、本来の横弾性係数よりも見掛けの横弾性係数が大きくなるが、これは繊維の軸方向に沿ってせん断力が分布しているためである。

4. 見掛けの横弾性係数を考慮した一方向 CFRP の圧縮強度

キंकバンド破壊は、多数の繊維が同位相で座屈する横倒れ現象であるから、繊維が先行して座屈を生じる。樹脂は繊維の座屈に引きずられて変形するから、繊維の座屈を妨げる効果を持つ。これより一方向 CFRP の圧縮強度は、(8)式において繊維の横弾性係数のみを見掛けの横弾性係数に置換することにより得られる。

$$\sigma_{cf} = v_f \frac{2}{\pi} \left[\frac{G_f}{\alpha_s + \frac{16G_f}{E_f \pi^2} \left(\frac{L_h}{d_f} \right)^2} \right] + (1 - v_f) G_m \quad (18)$$

なお、キंकバンド長さと繊維径との比が小さい場合に(18)式が(8)式よりも高い圧縮強度を予測するのは、繊維の軸方向に沿ってせん断力が分布しているために、繊維の横弾性係数が見掛け上大きくなるためである。

5. 実験結果との比較

見掛けの横弾性係数を考慮した一方向 CFRP の圧縮強度予測結果を、実験結果と比較し、その妥当性について検討した。

まず、T300/3620 (東レ) を用いた一方向 CFRP の圧縮試験結果²¹⁾ との比較を行った。T300/3620 の圧縮強度は $\sigma_{cf} = 1,360$ MPa、横弾性係数は $G_{12} = 4.3$ GPa、繊維体積含有率は $v_f = 0.62$ である。樹脂の横弾性係数は $G_m = 1.25$ GPa である。炭素繊維の縦弾性係数は $E_f = 230$ GPa

であり、横弾性係数は複合材料としての横弾性係数 G_{12} と樹脂の横弾性係数とを用いて、Tsai-Hahn の式²²⁾ より算出した。

$$G_t = \frac{G_{12} G_m v_f}{v_f G_m - \eta_{12} (1 - v_f) (G_{12} - G_m)} \quad (19)$$

ここで、炭素繊維の場合には $\eta_{12} = 0.4$ である。これより炭素繊維の横弾性係数を求めると、 $G_t = 10.7$ GPa となる。

Fig. 5 に T300/3620 の圧縮強度の算出結果を示す。横軸がキंकバンド長さであり、縦軸が圧縮強度である。キंकバンド長さを $82 \mu\text{m}$ とすると、圧縮強度の予測値は $1,367$ MPa となり、実験結果とほぼ一致する。一方向 CFRP の圧縮破壊で観察されるキंकバンド長さにはばらつきがあるが、おおそ $70 \sim 100 \mu\text{m}$ の範囲にあるとすれば、圧縮強度は $1,098 \sim 1,649$ MPa の範囲を取る。同一材料であっても CFRP 内部での繊維配列の不均一

Fig. 5 Correlation between compressive strength and kink band length of T300/3620 unidirectional CFRP.

Table 1 Results estimated of compressive strengths of unidirectional CFRPs.^{16,21,23,24)}

		T300/3620	T400/3620	T700/2500	T800/3630	HTS40/977
Carbon fiber	Young's modulus E_f [GPa]	230	250	230	294	239
	Shear modulus G_f [GPa]*	10.7	13.4	16.2	18.9	16.3
	Fiber diameter d_f [μm]	7	7	7	5	6.96
Epoxy matrix	Shear modulus G_m [GPa]**	1.25	1.25	1.32	1.25	1.25
Composite	Shear modulus G_{12} [GPa]	4.3	4.5	4.8	5.0	4.4
	Fiber volume fraction v_f	0.62	0.61	0.6	0.62	0.58
	Compressive strength σ_{cf} [MPa]	1360	1680	1521	1600	1396
Estimated results by Eq.(18)	Compressive strength σ_{cf} [MPa]	1367	1678	1512	1601	1396
	Kink band length L_h [μm]	82	73	78	60	83

*Calculated by Tsai-Hahn equation (19).

** $G_m = \frac{E_m}{2(1 + \nu_m)}$, $\nu_m = 0.4$.

Fig. 6 Compressive strengths of various unidirectional CFRP.^{5,8,14,16,19,21,25)}

性に起因して、最も生じやすい箇所から繊維が微小座屈するためにキックバンド長さにばらつきが生じる。その結果、圧縮強度にもばらつきが生じると考えられる。

上記と同様にして、T400/3620, T700/2500, T800/3630, HTS40/977の圧縮強度を算出して、実験結果^{16,21,23,24)}と比較したものをTable 1に示す。キックバンド長さをそれぞれ73, 78, 60, 83 μm と仮定すると、圧縮強度の予測値は実験結果とほぼ一致する。

次に、文献5), 8), 14), 16), 19), 21), 25)に報告されている一方方向CFRPの圧縮強度と、一方方向CFRPの横弾性係数 G_{12} の測定結果とをまとめたものをFig. 6に示す。

樹脂の横弾性係数は大きく変化していないと仮定すると、一方方向CFRPの横弾性係数 G_{12} は、繊維の横弾性係数と繊維体積含有率に依存する。樹脂が一方方向CFRPの圧縮強度に与える影響は(18)式の第2項で表されるから、エポキシ樹脂の横弾性係数をおおよそ1.25 GPaで一定と仮定し、また、繊維体積含有率を60%とすると、樹脂による圧縮強度への寄与は500 MPaとなる。一方方向CFRPの圧縮強度の下限値は、Fig. 6より500 MPaより少し高い値である。従って、Fig. 6における下限値近傍の圧縮強度を示した一方方向CFRPでは、樹脂による繊維の支持効果が低いことから横弾性係数の見掛けの減少率が高くなり、繊維が一方方向CFRPの圧縮強度にほとんど寄与していない場合であると考えられる。一方、繊維の横弾性係数は高いもので20 GPa程度であるとするれば、キックバンド長さと繊維径との比が小さい場合には横弾性係数の見掛けの減少率は90%程度であるので、繊維による圧縮強度への寄与は1,200 MPa程度となる。これより一方方向CFRPの圧縮強度

は、(18)式に基づき繊維と樹脂との寄与を足合わせると1,700 MPa程度となる。すなわち、Fig. 6に示す一方方向CFRPの圧縮強度の上限値とほぼ一致する。従って、キックバンド長さと繊維径との比に依存した見掛けの横弾性係数の影響を受けて、現状の一方方向CFRPの圧縮強度は500~1,700 MPa程度の範囲にあると考えられる。

以上より、繊維のせん断変形に加えて曲げ変形の影響を考慮して見掛けの横弾性係数を導入することにより、これまでに提案されている圧縮強度予測式を用いて、一方方向CFRPの圧縮強度を正確に算出できることを示した。

6. 結 言

一方方向CFRPのキックバンド破壊に起因した圧縮強度に与える、繊維の見掛けの横弾性係数の影響について考察した。繊維の見掛けの横弾性係数を考慮して一方方向CFRPの圧縮強度を算出し、実験結果との比較を行った。得られた結果を以下に示す。

(1) 繊維の微小座屈においてせん断変形のみを仮定した場合に、弾性床上の柱の座屈モデルに基づく圧縮強度予測結果は、キックバンドモデルに基づく圧縮強度予測結果と一致することを示した。

(2) 繊維の微小座屈における微視的なモデルにおいて、曲げ変形とせん断変形とを考慮し、繊維の見掛けの横弾性係数を算出した。キックバンド長さと繊維径との比に依存して、繊維の見掛けの横弾性係数が減少することを示した。

(3) 見掛けの横弾性係数を考慮した一方方向CFRPの圧縮強度の予測結果は、これまでに報告されている実験結果とほぼ一致した。

(4) 種々の一方方向CFRPにおいて、これまでに報告されている圧縮強度の下限値と上限値とを理論的に示した。

参 考 文 献

- 1) Toray Technical data sheet, No. CFA-007, TOR-AYCA T800H data sheet.
- 2) Toray Technical data sheet, No. CFA-008, TOR-AYCA T1000G data sheet.
- 3) B.W. Rosen : NASA-CR-60667 (1964).
- 4) T.J. Vogler & S. Kyriakides : *Int. J. Solids Struct.*, **38**, 15 (2001), 2639-2651.
- 5) R. Gutkin, S.T. Pinho, P. Robinson & P.T. Curtis : *Compos. Sci. Technol.*, **70**, 8 (2010), 1223-1231.
- 6) A. Argon : *Treatise on Materials Science and*

- Technology*, Academic Press, New York (1972), pp. 79-114.
- 7) B. Budiansky : *Comput. Struct.*, **16**, 1 (1983), 3-12.
 - 8) B. Budiansky & N.A. Fleck : *J. Mech. Phys. Solids*, **41**, 1 (1993), 183-211.
 - 9) P.M. Jelf & N.A. Fleck : *J. Compos. Mater.*, **26**, 18 (1992), 2706-2726.
 - 10) B. Budiansky, N.A. Fleck & J.C. Amazigo : *J. Mech. Phys. Solids*, **46**, 9 (1997), 1637-1653.
 - 11) M.A. Sadowsky, S.L. Pu & M.A. Hussain : *J. Appl. Mech.*, **34** (1967), 1011-1016.
 - 12) L.R. Herrmann, W.E. Mason & S.T.K. Chan : *J. Compos. Mater.*, **1**, 3 (1967), 212-226.
 - 13) Y. Lanir & Y.C.B. Fung : *J. Compos. Mater.*, **6**, 3 (1972), 387-401.
 - 14) H.T. Hahn & J.G. Williams : NASA TM-85834 (1984).
 - 15) Y.L. Xu & K.L. Reifsnider : *J. Compos. Mater.*, **27**, 6 (1993), 572-588.
 - 16) A. Jumahat, C. Soutis, F.R. Jones & A. Hodzic : *Compos. Struct.*, **92**, 2 (2010), 295-305.
 - 17) T. Yokozeki, T. Ogasawara & T. Ishikawa : *Compos. Sci. Technol.*, **65**, 14 (2005), 2140-2147.
 - 18) 上田政人, 平賀淳人, 西村 哲 : 日本複合材料学会誌, **37**, 3 (2011), 103-110.
 - 19) P.K. Mallick : *Fiber-Reinforced Composites*, Marcel Dekker, New York (1993), p. 123.
 - 20) S.P. Timoshenko & J.M. Gere : *Mechanics of Materials*, Van Nostrand Reinhold Co. Ltd., Berkshire (1977), pp. 227-228.
 - 21) 日本複合材料学会編：複合材料活用辞典，産業調査会 (2001), pp. 577-585.
 - 22) S.W. Tsai & H.T. Hahn : *Introduction to Composite Materials*, Technomic Pub. Co., Lancaster (1980).
 - 23) S. Ogihara, S. Kobayashi & K. Reifsnider : *Adv. Compos. Mater.*, **11**, 3 (2003), 239-254.
 - 24) Toray, トレカコンポジットデータ, # 2500-130°C硬化型 (1997).
 - 25) A. Baker, S. Dutton & D. Kelly : *Composite Materials for Aircraft Structures*, second edition, American Institute of Aeronautics and Astronautics (2004), p. 240.