研究論文

厚肉 CFRP パイプ板厚方向ひずみの
光ファイバライフサイクルモニタリング高垣 和規^{*1}, 水口 周^{*2}, 武田 展雄^{*3}

(2013 年 2 月 9 日受付)

Fiber-optic-based Life Cycle Monitoring of Through-Thickness Strain in
Thick CFRP PipesKazunori TAKAGAKI,^{*1} Shu MINAKUCHI^{*2} and Nobuo TAKEDA^{*3}

(Received February 9, 2013)

Abstract: CFRP pipes are used in spacecrafts to support heavy optical instruments. Low coefficients of thermal expansion and high stiffness of CFRPs improve the performance of the instruments. However, it is known that significant through-thickness strain arises in thick CFRP pipes during the cure process and the operation in low temperature, resulting in delamination failure. This study developed a fiber-optic-based life cycle monitoring system to measure the through-thickness strain development. First, we addressed the mechanism of the strain development by a theoretical approach and finite element analysis (FEA). It was confirmed that geometric constraint arising from cylindrical shapes of pipes causes significant out-of-plane stress in the through-thickness center, and the stress value increases with increase in the thickness and stiffness. A fiber Bragg grating (FBG) sensor was then embedded at the through-thickness center of the pipe during the lay-up process. "Non-axisymmetric strain" change in the FBG sensor was continuously measured using birefringence effect throughout the life cycle including cure process and simulated operation in low temperature environment. It was clearly demonstrated that through-thickness strain and delamination failure can be monitored using the non-axisymmetric strain. FEA and comparison with plate specimen were also conducted, confirming the validity of the experimental results.

Key words: CFRP pipe, Through-thickness strain, FBG sensor, Life-cycle monitoring

1. はじめに

観測用人工衛星の光学系統支持構造を構成するトラス部材は光学系統の高い観測精度を維持するために $0.1 \times 10^{-6}/K$ 以下の軸方向熱膨張率を実現する必要があり、ピッチ系炭素繊維を使用した複合材料からなるパイプ部材が多く使用される^{1,2)}。Fig. 1(a) は太陽観測衛星 Solar-B (ひので) の光学系統支持構造の一部の概念図であり、図に示すように、内部にレンズ等の光学系統が配置され

る³⁾。また、Fig. 1(b) に CFRP パイプの拡大図を示す。近年の光学系統の大型化に伴い、光学系統支持構造は低熱膨張率に加え、厚肉、高剛性化が求められるようになってきている。しかしながら、パイプ材を厚肉化した場合、成形過程または低温環境下において径（板厚）方向の引張ひずみによる早期の破壊が生じることが報告されている^{4~6)}。Fig. 2 に成形時の冷却過程で生じる径方向応力分布の有限要素解析結果、Fig. 3 に破壊が生じたパイプの断面図を示す。パイプの径方向中央付近で径方向応力が最大となり、破壊が生じることがわかる。パイプ内部に生じるひずみに関しては実験および解析の両面から研究が複数行われているが^{4~14)}、熱ひずみによる破壊の原因となる材料内部の径方向ひずみを直接的に計測する手段は依然構築されておらず、現象の理解も十分には進んでいない。そこで、本研究では厚肉 CFRP パイプにお

^{*1~*3} 東京大学大学院新領域創成科学研究科 (277-8561 千葉県柏市柏の葉 5-1-5)

Graduate School of Frontier Sciences, The University of Tokyo

^{*1} 大学院生 Graduate Student, ^{*2} 助教 Assistant Professor, ^{*3} 教授 Professor

Table 1 Material properties used in analysis.

		HYEJ15M65PD-25 Unidirectional	Cladding and core	Polyimide coating
Elastic moduli (GPa)	E_{11}	350	73.1	1.5
	E_{22}	5		
	G_{12}	4.2		
	G_{23}	2.0		
Poisson's ratio	ν_{12}	0.33	0.16	0.25
	ν_{23}	0.445		
Thermal expansion coefficient ($\times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	α_{11}	-0.3	0.5	15
	α_{22}	40.0

Fig. 1 Images of (a) support structure and (b) CFRP pipe.

Fig. 3 Delamination in CFRP pipe.

Fig. 4 Schematic of FEA model. (Magnification factor is 25.)

Fig. 2 Stress distribution after cooling (carbon/epoxy $[0_2/90_2]_{4S}$, thickness: 3.45 mm, inner radius: 15 mm, ΔT : -105 K , 0° direction is longitudinal direction).

ける径方向応力発生メカニズムを有限要素解析および積層理論により定量的に議論したのち、光ファイバセンサを用いたパイプ内部の板厚方向ひずみモニタリングシステムを構築する。積層時にパイプ内部に埋め込んだ光フ

ァイバセンサの応答を用い、成形から低温環境下までのライフサイクルにわたるパイプ内部のひずみ状態を一貫してモニタリングする^{15,16)}。また、パイプ内部で生じた破壊の検知が可能であることを実証する。

2. 厚肉パイプにおける径方向応力発生メカニズム

2.1 有限要素解析

パイプ内部に生じる熱応力を明らかにするために Abaqus 6.11 を用い、有限要素解析を行った。解析では Fig. 4(a) に示すように、2次元平面ひずみを仮定し、内半径 15 mm であるパイプの 1/4 サイズを用い、両端の周方向変位を幾何学的に拘束した上で、成形時の冷却過程を模擬した 105 K の温度降下を与えた（以下「全体モデル」）。また、円筒形状への幾何学的拘束の影響を評価するため、Fig. 4(b) に示すように、全体モデルと同様のパイプ 1/4 サイズの片端の周方向変位のみ固定するモ

(a) Circumferential stress

(b) Through-thickness stress

Fig. 5 Stress distribution in $[90_2/0_2]_{4S}$ pipe (FEA).

デルに 105 K の温度降下を与える解析も行った。なお、このモデルは 1/2 サイズのパイプ両端に幾何学的拘束を与えなかったものと同等であるので、以下では「無拘束モデル」と呼ぶ。一層の厚みは実験値から 0.11 mm とし、物性値は参考文献 17) で用いられている値を参考に Table 1 の値を使用した。

長手方向を 0° 、パイプ断面円周方向を 90° とし、Fig. 5 に $[90_2/0_2]_{4S}$ とした場合の (a) 円周方向 (θ 方向) 応力 σ_θ および (b) 径方向 (r 方向) 応力 σ_r 、Fig. 6 に $[90_2/0_2]_{nS}$ における n を 1, 2, 4, 8 と変化させた場合の径方向応力最大値の変化を示す。ここで、Fig. 5 横軸 R は板厚で正規化した距離で、円筒中心からの距離、内半径、板厚をそれぞれ r , r_0 , t とした場合

$$R = \frac{r - r_0}{t} \quad (0 \leq R \leq 1), \quad (1)$$

であり、Fig. 6 横軸は内半径 r_0 と板厚 t の比 r_0/t である。Fig. 5 から、円周方向、径方向共に無拘束モデルで生じる応力に比べ、両端に幾何学的拘束を与えた全体モデルでの応力が大きいことから、厚肉パイプ内部に生じる

Fig. 6 Relationship between r_0/t and maximum through-thickness stress in pipe (FEA).

熱応力は円筒形状に拘束されることによる影響が大きいことがわかる。また、Fig. 6 から、板厚が厚くなることで径方向応力が増加することが確認できる。

2.2 理論的考察

上述の熱応力発生メカニズムに対する理論的な考察を行った。なお複合材パイプに発生する熱応力は先行研究⁷⁾において厳密に求められているが、ここでは応力発生要因をより明確に特定するため平易な式展開を行っている。垂直応力、せん断応力をそれぞれ σ , τ とし、 r , θ , z をそれぞれ径、周、長手方向とする。パイプ断面中心を座標中心に取る円筒座標系における径方向 (板厚方向) の平衡方程式は外力がかからない場合、

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial \tau_{\theta r}}{r \partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{\partial \tau_{zr}}{\partial z} = 0, \quad (2)$$

と表される¹⁸⁾。平面ひずみを仮定すると、 τ_{zr} が 0 であり、また円筒においては θ 方向微分が 0 であるので、(2) 式は

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0, \quad (3a)$$

となり、積分することで位置 r での径方向応力は

$$\sigma_r = \frac{1}{r} \int_0^r \sigma_\theta d\tilde{r} = \frac{1}{r_0/t + R} \int_0^R \sigma_\theta d\tilde{R}, \quad (3b)$$

と表される。ここで、 r_0 , t はそれぞれ内半径、板厚、 R は (1) 式で表される正規化した距離である。よって正規化された距離 R における径方向応力 σ_r は内半径板厚比 r_0/t および周方向応力 σ_θ により決定される。

次に、パイプの周方向応力を解析で用いた 1/4 サイズでの「無拘束時の温度降下により生じる応力」(無拘束モデルでの応力) と「幾何学的拘束により生じる応力」(全体モデルと無拘束モデルの応力の差) に分離して考える。無拘束時の温度降下により生じる応力は平板とほぼ

Fig. 7 Schematic of spring-in.

等しく、ヤング率，熱膨張率，温度変化をそれぞれ E ， α ， ΔT ，添え字の1を繊維方向，2を繊維直交方向とすると $[90_2/0_2]_{4S}$ の0°方向では

$$\sigma_\theta = \frac{E_1 E_2 (\alpha_1 - \alpha_2)}{E_1 + E_2} \Delta T \approx 21 [\text{MPa}], \quad (4)$$

と表され，Fig. 5(a)の無拘束モデルの解析値21 MPaと良い一致を示す。(4)式から無拘束時の応力は材料物性値(弾性率，熱膨張率)と温度変化のみで決定することがわかる。一方，幾何学的拘束による応力は無拘束モデルの温度降下で生じる spring-in 変形^{19,20)}を円筒形状へ補正することによって発生する。Fig. 7に示すように内半径 r_0 ，肉厚 t ，最外層の円周 l である材料の冷却前(点線)および冷却後(実線)を考える。 $[90_2/0_2]_{4S}$ では各層の熱変形が長手方向，周方向ともに隣接する層により拘束されるので，径方向に一樣な熱ひずみ

$$\varepsilon_r = \alpha_r (1 + \nu_{23}) \Delta T, \quad (5)$$

を仮定する。ここで， α_r は径方向熱膨張率でありTable 1の α_{22} である。また ν_{23} はポアソン比である。この仮定の下で $[90_2/0_2]_{4S}$ 最外層における半径の変化量 Δr ，角度を θ へ補正するための周方向ひずみの変化量 ε_θ ，周方向応力 σ_θ はそれぞれ

$$\Delta r = \frac{1}{2} t \cdot \varepsilon_r = \frac{1}{2} t \cdot \alpha_r (1 + \nu_{23}) \Delta T, \quad (6a)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{\Delta l}{l} = \frac{(r_0 + t + \Delta r) \theta - (r_0 + t) \theta}{(r_0 + t) \theta} = \frac{\Delta r}{r_0 + t}, \quad (6b)$$

$$\sigma_\theta \approx E_\theta \varepsilon_\theta = \frac{E_\theta \Delta r}{r_0 + t} = \frac{1}{2} \cdot \frac{E_\theta \alpha_r (1 + \nu_{23}) \Delta T}{1 + r_0/t} \quad (6c)$$

$$\approx -199 [\text{MPa}],$$

となる。径方向に一樣ひずみを仮定したため，解析値-180 MPaに比べ若干大きな値を示すが，幾何学的拘束による応力には材料物性値，温度変化に加え，パイプのスケールを表す内半径板厚比 r_0/t が影響することがわか

Fig. 8 Schematic of life cycle monitoring of CFRP pipe.

る。

(5)，(6c)式より，厚肉パイプにおいては幾何学的拘束による応力が支配的であることが示される。また，面内弾性率 E_θ および板厚 t が大きくなるにつれて幾何学的拘束による周方向応力が高くなり((6c)式)，結果として径方向応力 σ_r が増加することがわかる((3b)式)。すなわち，高弾性CFRPから構成される厚肉パイプでは円筒形状に拘束されることが主な原因となって径方向応力が発生することが理論的にも示される。

3. ライフサイクルモニタリング

3.1 FBG センサの複屈折現象を用いた計測手法

Fig. 8に衛星構造用パイプのライフサイクルモニタリングの概念図を示す。本研究ではCFRPパイプ内部に光ファイバセンサの一つであるFBG (fiber Bragg grating) センサを埋め込み，センサ応答を利用してパイプ内部に生じる径方向ひずみをライフサイクルを通して評価する。

FBG センサに広帯域の光を入射すると，狭帯域の光が反射し，そのスペクトルから温度およびひずみを計測することができる。Fig. 9に示すようにセンサ断面に非軸対称ひずみが発生した場合，複屈折効果によりFBG センサの反射スペクトルに2つのピークが生じる^{21,22)}。反射光の2つのピーク中心波長 λ_q ， λ_p の差 $\Delta \lambda$ は

$$\Delta \lambda = |\lambda_q - \lambda_p| = n_0^2 \lambda_0 (p_{12} - p_{11}) \frac{|\varepsilon_1 - \varepsilon_2|}{2}, \quad (7)$$

と表される。ここで n_0 は初期屈折率， p_{11} ， p_{12} は光弾性率， λ_0 は初期波長， ε_1 ， ε_2 は光ファイバ断面方向の主ひずみである。また(7)式から， $\Delta \lambda$ は光ファイバ断面の扁平率を表す量である非軸対称ひずみ

$$\varepsilon_d = \frac{|\varepsilon_1 - \varepsilon_2|}{2}, \quad (8)$$

Fig. 9 Spectrum change by birefringence.

Fig. 10 Comparison between measured spectrum and superposition of two initial spectra.

に比例することがわかる。FBG 応答は Fig. 10 に示すように、ある波長分だけ左右にシフトさせた元の波形の重ね合わせにより再現することができるので、FBG 応答から $\Delta\lambda$ を計算することで、パイプ材内部の周方向ひずみと径方向ひずみの差 $|\varepsilon_\theta - \varepsilon_r|$ をモニタリングすることが可能である。なお FBG 応答から $\Delta\lambda$ を求めるために、Fortran プログラムを用い、重ね合わせた波形と計測した FBG スペクトル波形の差分の二乗和が最小になる波長シフト量を計算した。また (7) 式の定数

$$2k_3 = n_0^2 p_{12}, \quad (9)$$

は材料パラメータが既知である複数の材料を用いた予備試験より $k_3 = 0.210$ と決定した。

断面内のひずみ計測では、光ファイバは直径が $150 \mu\text{m}$ と小さく、かつ剛性が高いため、母材である CFRP のひずみを光ファイバに完全に伝達することができない。しかし、光ファイバに伝達するひずみは光ファイバがない場合の同位置における母材のひずみと比例関係を有するので²³⁾、光ファイバのひずみ変化を利用することで、材料内部の状態を直接的に評価することができる。また、パイプ材の板厚中心付近では周方向ひずみ ε_θ に比べ、径方向ひずみ ε_r の変化が支配的であるので (Fig. 5)、板厚中央付近に埋め込んだ FBG センサの非軸対称ひずみ ε_d は径方向ひずみを示す良い指標となる。よって、本

Fig. 11 Schematic of specimen.

研究では積層時に板厚中心付近に FBG センサを埋め込み、成形時および低温環境下での非軸対称ひずみ ε_d の変化を計測する。

3.2 成形試験

3.2.1 試験方法

成形過程でのモニタリング手法の有効性を検証する試験を行った。Fig. 11 に試験片概要を示す。材料はピッチ系高弾性プリプレグ HYEJ15M65PD-25 (三菱樹脂(株)) を使用し、 $[0_2/90_2]_{4S}$ (32 層、成形後厚み 3.5 mm、以下「32 層試験片」) および $[0_2/90_2]_{6S}$ (48 層、成形後厚み 5.2 mm、以下「48 層試験片」) の 2 種類の積層構成を用いた。積層時に試験片長手方向中心部、板厚方向中央付近 0° 層間である 19-20 層間 (32 層試験片) および 27-28 層間 (48 層試験片) に FBG センサ ((株) フジクラ、ポリイミド被覆外径 $150 \mu\text{m}$ 、グレーティング長さ約 10 mm) を埋め込み、成形時に ASE 光源 (AQ2141, 安藤電気(株)) から FBG センサに光を入射し、反射光をスペクトラムアナライザ (AQ6317, 安藤電気(株)) により計測した。また、試験片内に埋め込んだ熱電対により温度計測を行った。

成形時にすべての層を一度に巻回、成形すると、肉厚の変化によってプリプレグに余りが生じ、大きなしわとなったので、32 層試験片では 13, 10, 9 層の 3 度、48 層試験片では 13, 8, 10, 8, 9 層の 5 度に分けて段階的に成形を行った。成形治具は 1 度目 (13 層) の成形のみ離型スプレー (ケムリース AF-7, ケムリースジャパン(株)) により離型処理を行った外半径 15 mm のアルミニウム製マンドレルを使用し、2 度目以降はマンドレルを用いずにそれまでの過程で成形した試験片に直接プリプレグを巻回している。そのため、マンドレルと試験片の接触が FBG 応答に与える影響はないと考えられる。プリプレグを巻回後、熱収縮チューブにより圧力を負荷し、バッキング処理を行い、オートクレーブ内 5 気圧負荷下で硬化させた。硬化サイクルは $2^\circ\text{C}/\text{min}$ 昇温、 125°C 2 時間保持、 $2^\circ\text{C}/\text{min}$ 降温とした。なおパイプの成形においては、90 度層に不連続なつなぎ目が発生してしまうが、事前に

(a) 2nd, 23 ply

(b) 3rd, 32 ply

Fig. 12 Non-axisymmetric strain change during cure (32 ply specimen).

有限要素解析を行うことで不連続部がFBG応答に与える影響が微小であることを確認した上で、さらに積層時に90°層のつなぎ目位置を分散させ、不連続部の影響を極力軽減している。

また、厚肉パイプでの応力発生的主要原因であると考えられる幾何学的な拘束の影響を検証するために、 $[0_2/90_2]_{48}$ の32層平板(200 mm×200 mm)において、円筒と同じ19-20層間にFBGセンサを埋め込み、成形時の応答を計測した。

3.2.2 試験結果

32層試験片の2, 3回目における温度、非軸対称ひずみの時間履歴をFig. 12(a), (b)に、32層試験片と平板の非軸対称ひずみの温度応答比較をFig. 13にそれぞれ示す。Fig. 12(a), (b)ではそれぞれ200分以降の冷却過程において、径方向と周方向の熱膨張率の違いに起因する非軸対称ひずみの大幅な変化が見られる。また、Fig. 12(a)の0~200分においても非軸対称ひずみの発生が見られる。0~100分における非軸対称ひずみの値はばらつきが激しく、計測誤差およびFortranプログラムの計算誤差によるものと考えられる。一方、最高温度到達後の

Fig. 13 Non-axisymmetric strain change during cure (32 ply pipe and plate).

100~200分では非軸対称ひずみが約30 $\mu\epsilon$ と安定しており、硬化収縮による影響であると考えられる。すなわちFBGセンサにより熱収縮のみならず、硬化収縮によるひずみ変動を取得することも可能であることがわかる。Fig. 12(b)からは昇温により熱残留ひずみが緩和されるに伴い、非軸対称ひずみが不可逆な硬化収縮分まで減少し、冷却過程において再度ひずみが上昇する様子が見られる。また、Fig. 13では冷却が進むに従い、円筒と平板の非軸対称ひずみ差が広がることがわかる。パイプの板厚中心付近では周方向ひずみは小さいため、この非軸対称ひずみの差は円筒と平板の径方向ひずみの差によるものであると考えられる。これにより、幾何学的に円筒形状へ拘束されることで生じる径方向引張りひずみがモニタリングされていることが確認された。

次に、48層試験片の3, 4回目の試験結果をそれぞれFig. 14(a), (b)に示す。32層試験片同様、径方向と周方向の熱膨張率の違いに起因する冷却時の非軸対称ひずみおよび、最高温度での硬化収縮の影響による非軸対称ひずみが計測されている。Fig. 14(b)では他の試験と異なり、300分付近で非軸対称ひずみの不連続な変化が見られる。48層試験片の4回目の成形後の断面において層間はく離が観測されたことから(Fig. 15)、Fig. 14(b)における非軸対称ひずみの不連続な変化はこの層間はく離によるものであると考えられる。すなわち、FBG応答を利用することで径方向ひずみに加え、パイプ内部に生じる層間はく離のリアルタイム検知も可能であることがわかる。有限要素解析により求めた破壊発生時の径方向応力は約7 MPaであった。なお破壊が生じたため48層試験片の5回目の積層は行わなかった。

最後にFig. 12-14にそれぞれの積層構成で冷却を模擬した有限要素解析によって得られた非軸対称ひずみの変化を示す。なお冷却前に計測された硬化による非軸対

(a) 3rd, 31 ply

(b) 4th, 39 ply

Fig. 14 Non-axisymmetric strain change during cure (48 ply specimen).

Fig. 15 Cross-section of 48 ply specimen after curing.

称ひずみについては、予備検討により硬化中樹脂の複雑な粘弾性挙動を考慮せずには計算できないことがわかっており、今回は実験の冷却開始直前のひずみに冷却による熱ひずみ解析値を加えた結果を示している。Fig. 14

Fig. 16 Schematic of low temperature experiment.

(b)の破壊後を除き、有限要素解析結果は実験値と良い精度で一致しており、計測の妥当性が示される。破壊後のひずみ変化量が一致しなかった要因としては、冷却後断面の観察結果に基づいた亀裂を有限要素モデルに導入したため、実際の成形中試験片と異なったモデルとなってしまった可能性が考えられる。しかしながら亀裂の発生により非軸対称ひずみが上昇する傾向は一致しており、FBG センサ応答を利用した成形時冷却過程における層間にはく離検知を含めた径方向ひずみのモニタリングが実証された。

3.3 低温環境試験

3.3.1 試験方法

前節で成形した 32 層試験片 ($[0_2/90_2]_{48}$) を使用し、宇宙空間での運用を模擬した低温環境試験を行った。Fig. 16 に示すようにデュワーフラスコ内にアルミニウム容器を設置し、液体窒素により温度を -100°C まで徐々に低下させ FBG 応答を計測した。液体窒素を断熱容器とアルミニウム容器の間に直接加えると液体窒素は下部に集中し、一方、パイプ上面は室温に近いため、パイプ長手方向で大きな温度分布が生じる。そのため、Fig. 16 に示すように、液体窒素注入口をアルミニウム容器上部に作り、温度分布を低減した。また、FBG 埋め込み位置表面および裏面、および FBG 埋め込み位置上下 35 mm の表面の合計 4 か所に熱電対を貼り、それぞれの計測値の差が 2°C 以内に収まるよう液体窒素の補充量を調整しつつ冷却を行った。

3.3.2 試験結果

ライフサイクル (成形試験、低温環境試験) および -50°C から -100°C にかけての非軸対称ひずみの温度応答をそれぞれ Fig. 17(a), (b) に示す。成形温度から

(a) Life cycle change

(b) From -50°C to -100°C

Fig. 17 Non-axisymmetric strain change.

-70°C 付近までは連続的に非軸対称ひずみが増加しており、径方向ひずみのモニタリングができていたことがわかる。一方、 -70°C 付近では非軸対称ひずみの不連続な変化が見られる。低温環境試験後の断面において層間はく離が観測されたことから (Fig. 18)、この非軸対称ひずみの不連続な変化は成形時の48層試験片同様、層間はく離によるものであると考えられる。以上より、低温環境下においてもFBGセンサ応答を利用することで、層間はく離検知を含めた径方向ひずみモニタリングが可能であることが実証された。なお、有限要素解析により求めた -70°C での径方向応力は約8.5 MPaであり、成形時の破壊応力と近い値を示した。

4. 結 言

本研究では厚肉CFRPパイプ内部における応力発生メカニズムの考察、および板厚と半径が応力に与える影響の評価を行い、FBGセンサを用いた厚肉CFRPパイプのライフサイクルモニタリング技術を構築した。積層時にFBGセンサをパイプ内部に埋め込むことで、成形時および宇宙環境を模擬した低温環境下において、破壊

Fig. 18 Cross-section of 32 ply specimen after low temperature experiment.

の原因となるパイプ内部の径方向ひずみを一貫して計測でき、更に、層間はく離のリアルタイム検出が可能であることを実証した。また、平板との比較、および有限要素解析から計測結果の妥当性を示した。一方、破壊時の応力は一般的なCFRP横方向強度と比較して著しく低い値であり、冷却過程における径方向応力のみならず、多軸応力状態および樹脂硬化の影響^{5,6)}を考慮する必要があると考えられる。FBGセンサは硬化による非軸対称ひずみも計測可能であることが確認できたため、硬化が材料特性に与える影響の検証にもFBGセンサは有用な手段になり得る。さらには、より肉厚のパイプ成形には径方向応力の低減が重要であることが示唆された。成形プロセス・設計法の最適化およびFBGセンサ計測による応力低減効果の評価を組み合わせることで、新たな肉厚パイプ成形法の確立に至れると考えている。

本研究はJSPS 科研費基盤研究(A) 23246146の助成を受けたものである。また三菱樹脂(株)からは材料をご提供いただいた。ここに甚大なる謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) T. Ozaki, K. Naito, I. Mikami, H. Yamauchi & S. Tsuneta : *Acta Astronautica*, **48**, 5-12 (2001), 321-329.
- 2) T. Ozaki, C. Ikeda, M. Isoda & S. Tsuneta : *Proc. of SPIE*, **2804** (1996), 22-31.
- 3) Y. Suematsu, S. Tsuneta, K. Ichimoto, T. Simizu, M. Otsubo, Y. Katsukawa, M. Nakagiri, M. Noguchi, T. Tamura, Y. Kato, H. Hara, M. Kubo, I. Mikami, H. Saito, T. Matsushita, N. Kawaguchi, T. Nakaoji, K. Nagae, S. Shimada, N. Takeyama

- & T. Yamamuro : *Solar Phys.*, **249**, 2 (2008), 197–220.
- 4) H. Sekine & E. Shin : *Appl. Compos. Mater.*, **6**, 5 (1999), 289–307.
- 5) M.R. Wisnom, L.G. Stringer, R.J. Hayman & M.J. Hinton : *Proc. of ICCM12* (1999), No. 859.
- 6) L.G. Stringer, R.J. Hayman, M.J. Hinton, R.A. Badcock & M.R. Wisnom : *Proc. of ICCM12* (1999), No. 861.
- 7) F. Jacquemin & A. Vautrin : *J. Compos. Mater.*, **38**, 19 (2004), 1733–1751.
- 8) A.S. Kaddour, S.T.S. Al-Hassani & M.J. Hinton : *Appl. Compos. Mater.*, **10**, 3 (2003), 169–188.
- 9) P. Casari, F. Jacquemin & P. Davies : *Composites Part A*, **37**, 2 (2006), 337–343.
- 10) H. Hernández-Moreno, F. Collombet, B. Douchin, D. Choqueuse, P. Davies & J.L. González Velázquez : *Appl. Compos. Mater.*, **16**, 3 (2009), 173–182.
- 11) H. Hernández-Moreno, F. Collombet, B. Douchin, D. Choqueuse, P. Davies & J.L. González Velázquez : *Appl. Compos. Mater.*, **16**, 4 (2009), 197–209.
- 12) H. Hernández-Moreno, F. Collombet, B. Douchin, D. Choqueuse & P. Davies : *Appl. Compos. Mater.*, **16**, 3 (2009), 135–147.
- 13) M. Xia, H. Takayanagi & K. Kemmochi : *Compos. Struct.*, **53**, 4 (2001), 483–491.
- 14) S. Kobayashi, T. Imai & S. Wakayama : *Composites Part A*, **38**, 5 (2007), 1344–1353.
- 15) S. Minakuchi, N. Takeda, S. Takeda, Y. Nagao, A. Franceschetti & X. Liu : *Composites Part A*, **42**, 6 (2011), 669–676.
- 16) S. Minakuchi, T. Umehara, K. Takagaki, Y. Ito, N. Takeda : *Composites Part A*, **48** (2013), 153–161.
- 17) 荒尾与史彦, 小柳 潤, 武田真一, 宇都宮真, 川田宏之 : 日本機械学会論文集 A 編, **77**, 776 (2011), 619–628.
- 18) 小林繁夫, 近藤恭平 : 弾性力学(初版), 培風館, 東京 (1987), pp. 13–15.
- 19) K.T. Kedward, R.S. Wilson & S.K. McLean : *Composites*, **20**, 6 (1989), 527–536.
- 20) C. Albert & G. Fernlund : *Compos. Sci. Technol.*, **62**, 14 (2002), 1895–1912.
- 21) Y. Okabe, S. Yahiro, R. Tsuji, T. Mizutani & N. Takeda : *Composites Part A*, **33**, 7 (2002), 991–999.
- 22) E. Voet, G. Luyckx, W. de Waele & J. Degrieck : *Smart Mater. Struct.*, **19**, 10 (2010), 105018.
- 23) G. Luyckx, E. Voet, W. de Waele & J. Degrieck : *Smart Mater. Struct.*, **19**, 10 (2010), 105017.