

## 2G15 干渉型光ファイバジャイロの温度誘起ドリフト低減研究

○巳谷 真司, 水谷 忠均, 篠崎 慶亮, 佐々木 善信 (宇宙航空研究開発機構)

Reduction of Thermally Induced Drift on Interferometric Fiber Optic Gyroscope  
Shinji Mitani, Tadahito Mizutani, Keisuke Shinozaki and Yoshinobu Sasaki (JAXA)

Key Words: Fiber Optic Gyroscope (FOG), Thermal Induced Nonreciprocity, Shupe Effect, Winding Process

### Abstract

This paper presents analysis and evaluation results about thermally induced drift in interferometric fiber optic gyroscope. In addition, how to reduce the drift, to design the fiber coil, and to manage the winding process are described in some detail. High performance coils with low sensitivity to thermal variation are fabricated using fused silica glass and CFRP.

### 1. 目的および背景

干渉型光ファイバジャイロ(I-FOG)のコイルに温度変化が生じると、光の非相反性効果により出力レートに Shupe 効果と呼ばれるバイアス変動が生じる<sup>1)</sup>。この温度誘起ドリフトの低減化はバイアス安定度 0.002deg/h (1σ) という高精度仕様のための課題の一つである。本稿では、Shupe 効果の定量解析方法やコイル巻線設計、熱構造検討などの実践的な検討結果について述べる。

まず第2章では、Shupe の導出式からコイル対称巻き巻きの巻線ターン誤差の感度を示し、巻乱れゼロのコイル実現の重要性を示す。第3章では、熱数学モデルにより温度変動場を計算することにより、実験値に対する精度を向上させる。第4章では、ファイバの応力変動による光弾性効果を考慮したより適当な式を検討する。また、センシングファイバ全長ひずみの挙動がコイル材料物理特性により説明が可能であることを示す。第5章、6章では精密コイル実現のためのコイル設計と製造工程について述べる。

### 2. コイル構造に依存するレート感度

ファイバの温度  $T$  が時間変化する場合、非相反性効果により干渉位相差が生じ、バイアスレート誤差となる<sup>1)</sup>。ファイバ位置座標  $l$  (中間点を 0 とする) にある線分  $dl$  当たりのバイアス位相変動量  $d\Phi$  は次式で表わされる。

$$d\Phi = \frac{2\pi}{\lambda} \left( \frac{\delta n_c}{\delta T} + n_c \alpha \right) \tau \cdot \frac{\delta T}{\delta t} dl \quad (2-1)$$

$$\tau \equiv \frac{n_c}{c} (2l - L) \quad (2-2)$$

ここで、 $\lambda$ : 光源の平均波長、 $n_c$ : ファイバコア屈折率、 $\delta n_c / \delta T$ : コア屈折率の温度変化率、 $\alpha$ : ファイバの線膨張係数、 $\delta T / \delta t$ : 温度の時間変化率、 $c$ : 真空中の光速を表

す。 $\tau$  は拡散時間と呼ばれる。センシングファイバに渡る温度変化率の分布  $\delta T / \delta t (l)$  ( $l$  の関数) がコイル外側を  $T_D$ 、内側を 0 の線形分布と仮定すると、ソレノイド巻きの場合、バイアスレート変動量  $\dot{\theta}_E$  は

$$\dot{\theta}_E = \frac{n_c N_T \pi}{6} \left( \frac{\delta n_c}{\delta T} + n_c \alpha \right) \cdot T_D \equiv S_0 \cdot T_D \quad (2-3)$$

となる。 $N_T$  はコイル総ターン数である。 $n_c = 1.45$ 、 $\delta n_c / \delta T = 10^{-5} / ^\circ\text{C}$ 、 $\alpha = 0.5 \text{ ppm}/^\circ\text{C}$ 、 $T_D = 10^\circ\text{C}/\text{h}$ 、 $N_T = 7,000$  とすると、(2-3)式は  $3.3 \text{ (deg/h)}/(^\circ\text{C}/\text{h})$  となる。これは、もしバイアス安定度を  $0.001 \text{ deg/h}$  まで要求したとすると、コイルの温度変化率を  $3 \times 10^{-4} ^\circ\text{C}/\text{h}$  以下に抑える必要があることを意味し、達成が困難な数値である。

そこで通常、巻き方を工夫し、左右同距離にあるファイバを空間上近接した位置に配し、生じる位相変動量をキャンセルさせる。これを対称巻きと呼ぶ。図1にダイポール(2極子)、クアドラポール(4極子)対称巻きのコイル構造を示す。<sup>1)-3)</sup>

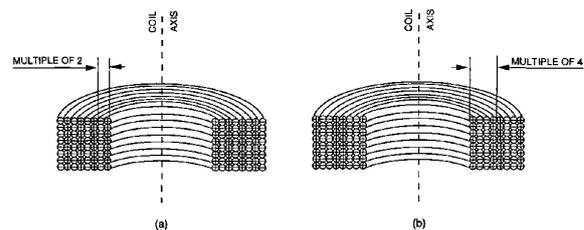


図1 コイル対称巻き a)ダイポール、b)クアドラポール<sup>3)</sup>

表1に、各対称巻き手法のバイアスレート解析解をソレノイド巻きと比較して示す。Shupe 感度は、 $\dot{\theta}_E / T_D$  として計算している。 $m$  はターン層数である。解析解はファイバ径を無視した場合である。 $\dot{\theta}_E$  は、ダイポール巻きの場合は  $m$  に反比例し、クアドラポール巻きの場合は  $m^2$  に反比例し、オクタポール(8極子)巻きの場合はゼロとなる。ファイバ径を有限とした場合でも、(2-1)式に基

づき数値計算を行うことができる。このように対称巻きにより、理想的には温度変化率の数桁低減が見込める。

表 1 対称巻きの低減効果(ファイバ径無視,  $m=48$ )

巻線構造	バイアスレート $\dot{\theta}_E$	Shupe 感度 (deg/h)/(°C/h)
ルノット <sup>1)</sup>	$S_0 \cdot T_D$	3.3
ルノット <sup>2)</sup>	$S_0 \cdot \left(1 + \frac{1}{m}\right) \cdot T_D$	3.3
ダイポール	$S_0 \cdot \left[\frac{3}{2(m-1)}\right] \cdot T_D$	0.11 (3.2%)
クワッドポール	$S_0 \cdot \left[\frac{3}{m(m-1)}\right] \cdot T_D$	0.0044 (0.13%)
オクタポール	0	0 (0%)

ただし、表 1 のような理想的な感度が得られるのは、1 ターンも巻乱れの無いコイルであると仮定した場合である。巻乱れ(各層の理想ターン数からの偏差)を各層で一様乱数として発生させた場合の Shupe 感度を表 2 の”方針無”に示す。オクタポール(OCT)巻き、ファイバ径有限の場合で計算した。表 2 の”方針 1, 2”はそれぞれ 4 層毎、8 層毎に左右ターン数が同じになるように巻くことができた場合である( $n$ :整数)。このように、対称巻きの基本構成層毎に左右ターン数を合わせる調整を行うことで感度劣化を緩和することができる。しかし、各層の巻乱れを±1 ターンで抑えられた場合でも、巻乱れゼロの理想コイルを実現できた場合( $2 \times 10^{-5}$  [deg/h]/[°C/h]) と比べ、2 桁の感度劣化が生じることが分かる。

表 2 一様巻乱れがある時の Shupe 感度 ([deg/h]/[°C/h])

方針	± 10 turn	± 5 turn	± 1 turn
方針無	0.0471	0.0243	0.0063
方針 1	0.0024	0.0012	0.0003
方針 2	0.0059	0.0030	0.0008

また、巻乱れゼロの理想コイルが実現できた場合でも、端部の左右線長に違いが生じたとき、左右線長差 1m 当り約 0.003(deg/h)/(°C/h)の感度劣化が生じることと同様に示す。以上のことは、高精度 FOG を実現するためには 1 ターンの巻乱れもなく、左右線長もミリ単位の長さ調節を必要としていることを示している。

著者らは実際に OCT 巻きコイルを数台試作し、温度印加時のバイアスレートの感度と(2-1)式とを比較した。図 2 は Ser.No.1~4 コイルのターン誤差である。Ser.No.1, 2 は各層で 50 ターン近い巻乱れが生じており、Ser.No.3 は途中の層は 5 ターン以下に収まっているが、左右線長が揃わないファイバが最外層に出ている。Ser.No.4 は 4 層毎に必ず左右同一ターンとなるように巻いてあり、各層のターン誤差も最大 1 ターンである。図 3 は各コイ

ルの Shupe 感度を示すプロットである。Ser.No.1, 2 はヒステリシスが大きく、Shupe 感度は不定である。Ser.No.3 はヒステリシスが Ser.No.1, 2 と比べて改善されており、温度変化率に対する線形性が見られる。その Shupe 感度は約 0.5 (deg/h)/(°C/h)となっている。一方、Ser.No.4 は他と比べ、約 25 倍の感度改善が見られた。各コイルの Shupe 感度の解析値との比較を表 3 にまとめる。感度低減やヒステリシス低減は、コイル対称巻きの仕上りと明確な相関が見られる。しかしながら(2-1)式からの解析値と比べると、実験値は約一桁高い結果となった。

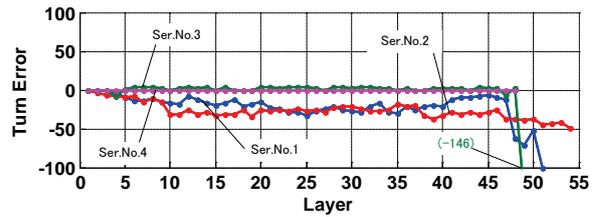


図 2 コイルターン誤差 (Ser.No.1~4)

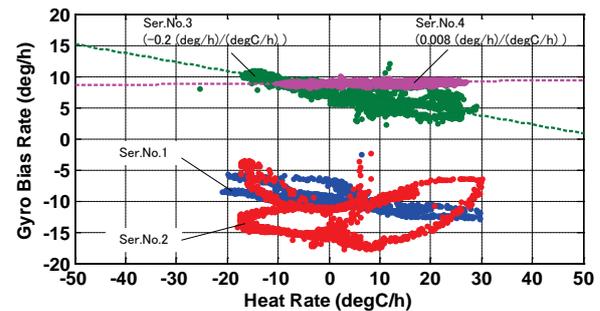


図 3 Shupe 感度 (Ser.No.1~4)

表 3 Shupe 感度 (実験値と解析値)

温度 印加条件	Shupe 感度 (deg/h)/(°C/h)	
	実験値	解析値
理想(完全対称)	N/A	$\pm 3 \times 10^{-5}$
Ser.No.1, 2	(ヒステリシス大)	-0.027~+0.052
Ser.No.3	0.2	-0.067~+0.013
Ser.No.4	0.008	-0.0002~+0.0003

また、Ser.No.4 を用いて、ファイバ端部の左右片側を、バランスが取れた状態から 6m, 12m と変化させ、バイアスレート感度の変化を計測した。理論通りの線形性が見られ、表 4 の通りとなった。この結果も感度が解析値と比べて一桁高い。

この感度差の乖離は、解析で前提とした以下の二つの仮定にあると考え、3 章と 4 章でそれぞれ議論する。

1. 温度変化率の線形分布
2. 応力誘起ドリフトを無視

表 4 左右線長変化時の Shupe 感度の変化率

温度 印加条件	$\Delta S/\Delta L$ [(deg/h)/(°C/h)]/m	
	実験値	解析値
内から温度変化	0.0188	0.0026
外から温度変化	0.0225	0.0027

### 3. 熱解析によるドリフトレートモデル

実験値と解析値とを比べた結果、熱誘起ドリフトの出方には約一桁の差があった。その原因の一つとしてコイル温度分布を線形近似とする仮定にあると考え、コイル断面をファイバ個々にモデル化することで解析精度を向上させた。図 4 に熱数学モデル概要を示す。コイル断面はノード数約 9,000 点に分割し、コイル外部のベースプレートと I/F 治具もモデル化した。部材同士の境界での接触熱コンダクタンスは  $1500 \text{ W/m}^2/\text{K}$  を用いた。コイル内部については、ファイバ(石英ガラス)、被覆、含浸剤の空間比率を考慮し、各ノード別々に熱物性を与えた。表 5 に解析に用いた材料物性値を示す。

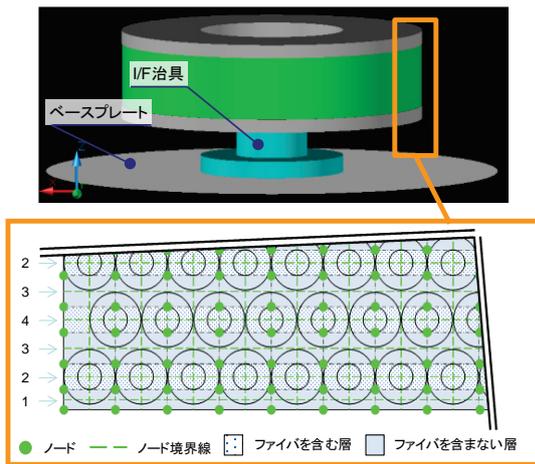


図 4 コイル熱解析モデル概要説明

表 5 コイル部材料特性

材料	$\lambda$ (W/mK)	$c_p$ (J/gK)	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )
石英ガラス	1.41	0.77	2.20
ファイバ被覆	2.93	1.25	1.21
含浸剤	1.38	1.25	2.80

熱解析は、ボビン材料がアルミの場合(Ser.No.1~4 と同様)と、石英ガラスの場合(次章以降に示す Ser.No.5 と同様)のモデルに対して行った。解析結果を図 5、図 6 にそれぞれ示す。(2-1)式に基づき熱誘起ドリフトを求める際に、熱解析ツール(Thermal Desktop<sup>®</sup>)の温度出力分解能を 0.1mK まで細かくし、移動平均フィルタをかけた(図 5、図 6 の赤線)。図中の各コンター図は温度勾配分布の

時間遷移を表し、上の数値は各分布の最大値—最小値の差を表している。ボビン材をガラスにする方が、温度勾配分布が緩やかになっていることが分かる。

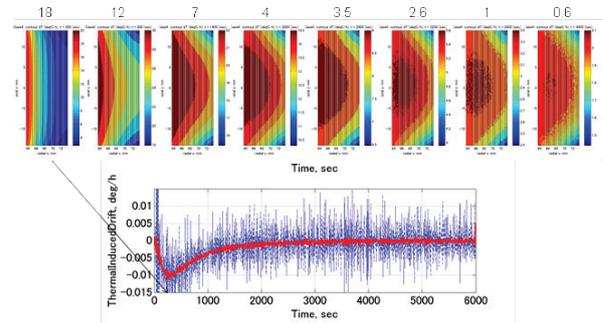


図 5 熱解析結果 (アルミボビンのケース)

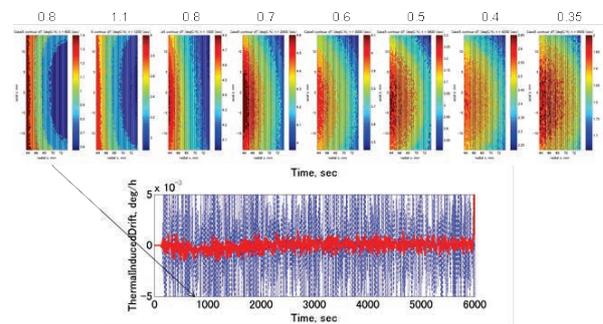


図 6 熱解析結果 (ガラスボビンのケース)

表 6 に、線形温度変化率分布を仮定した値と熱解析値との比較を示す。線形分布仮定の Shupe 感度はボビン材質に依らない。それに対し、熱解析結果は差異が生じ、かつ線形分布時の値と比べ感度が数倍以上大きくなり、実験値との乖離が小さくなる方向に改善されている。

表 6 Shupe 感度 (線形理論値と熱解析値)

ボビン 材質	Shupe 感度 (deg/h)/(°C/h)	
	線形仮定	熱解析
アルミ	$3 \times 10^{-5}$	$2 \times 10^{-4}$
石英ガラス	$3 \times 10^{-5}$	$1 \times 10^{-4}$

### 4. 応力誘起の非相反性効果

更に実験値との乖離を説明するためには、(2-1)式では無視した応力誘起の非相反性を考慮する必要がある:

$$d\Phi = d\Phi_T + d\Phi_\sigma = \frac{2\pi}{\lambda} \left( \frac{\delta n_c}{\delta T} + n_c \alpha \right) \tau \frac{\delta T}{\delta t} dl + \frac{2\pi}{\lambda} \left( \frac{\delta n_c}{\delta \sigma} + \frac{n_c}{E} \right) \tau \frac{\delta \sigma}{\delta t} dl \quad (4-1)$$

第 1 項は(2-1)式の熱誘起項であり、新たに第 2 項に応力誘起項を付け加えた形となっている<sup>4)</sup>。ボビンの線膨張係数を  $\alpha_M$  とする。熱変動によってボビンが膨張することによるファイバひずみを考慮すると、(4-1)式は、

$$d\Phi = \frac{2\pi}{\lambda} \left[ \left( \frac{\delta n_c}{\delta T} + n_c \alpha \right) + E \alpha_M \left( \frac{\delta n_c}{\delta \sigma} + \frac{n_c}{E} \right) \right] \tau \frac{\delta T}{\delta t} dl \quad (4-2)$$

ここで、 $\alpha_M = 23 \text{ ppm/K}$  (アルミ),  $\delta n_c / \delta \sigma = 4.2 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$ <sup>5)</sup>を用いて計算すると、(4-2)式は(2-1)式と比べ3.5倍大きいことが分かる。もしボビンの材料を石英ガラスとした場合、 $\alpha_M \sim 0.5 \text{ ppm/K}$ を用いれば、(2-1)式との違いは5%程度に収まる。アルミボビンを用いた場合、(2-1)式と比べ数倍程度の大きさを持ちうることから、熱解析モデルと合わせて一桁の影響を説明できる。

また、応力誘起効果のオーダーを見積もるための簡易実験を行った。実験コンフィギュレーションを図7に示す。0.065 ppm/Vの圧電歪定数を有する円筒型ピエゾ圧電素子をセンシングファイバ端に配置し、印加電圧を時間変化させた。解析値と実験値を図8に示す。解析値の方が実験値より2倍ほど高めにしているが、オーダーは一致している。また、実験値は応力変化率に対して、線形の出力傾向が見られる。解析値が高めにしているのは、ひずみに関して一次元の近似式を用いているのが原因の一つと考える。

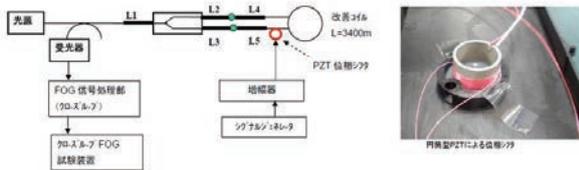


図7 応力誘起効果: 実験コンフィギュレーション

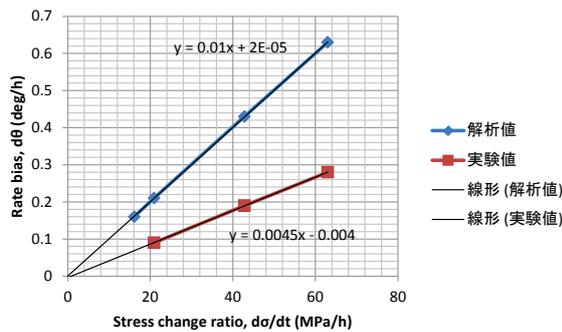


図8 応力誘起効果: 実験結果

以上より、ガラスやCFRP等の低熱膨張ボビンを用いることが、Shupe感度の低減や解析値との乖離を埋めるのに有効である<sup>6)</sup>。その有効性を確かめるため、ガラスボビンのコイル(Ser.No.5)を試作してShupe感度を真空環境下で評価した。図9に熱解析シミュレーション値と合わせた結果を示す。熱解析の結果、感度は $1 \times 10^{-4} \text{ (deg/h)/}(\text{C/h})$ となり、試験結果は $2 \times 10^{-4} \text{ (deg/h)/}(\text{C/h})$

となった。熱解析値とオーダーが一致するようになり、実験値と解析値との間の乖離が概ね解消された。

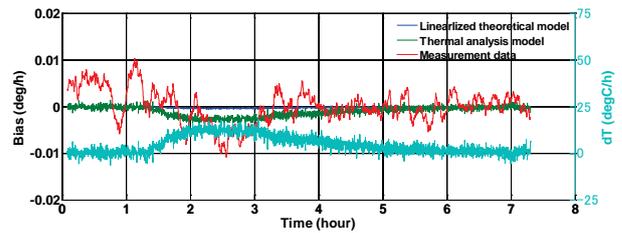


図9 温度レートバイアス時間履歴 (Ser.No.5)

また、コイル内部の熱ひずみを詳細に解析するために、有限要素法 (Nastran<sup>®</sup>静解析)による熱ひずみ数値解析を行った。解析結果を図10に示す。ボビン、フランジの近くで応力値が高い。この結果は、異種材料(アルミとガラス)の線膨張率の不連続性に依るものと推察される。その応力緩和のためにボビン内壁にダミーファイバ(捨て巻線)を巻くのが有効と考える。図11は、OCT巻きの巻線構造に基づき、ひずみ解析値をファイバ全長に渡って表示した図である。図12のPPP-BOTDA (NBX-6040, Neubrex)によるひずみ計測分布と比較すると、フランジ部付近の巻線折り返し位置で急峻になひずみ波形や、急峻点の山谷が温度変化に伴い逆転する挙動をよく説明できている。

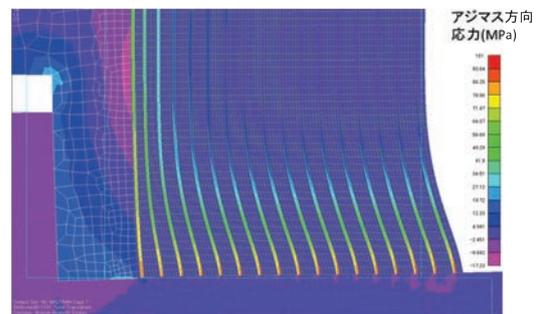


図10 応力解析結果(ファイバ周り拡大)

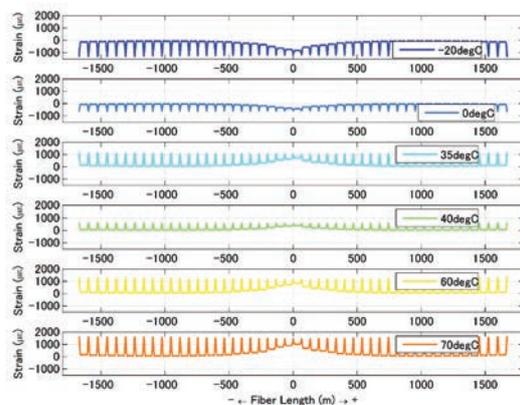


図11 温度変化時のひずみ変化(解析)

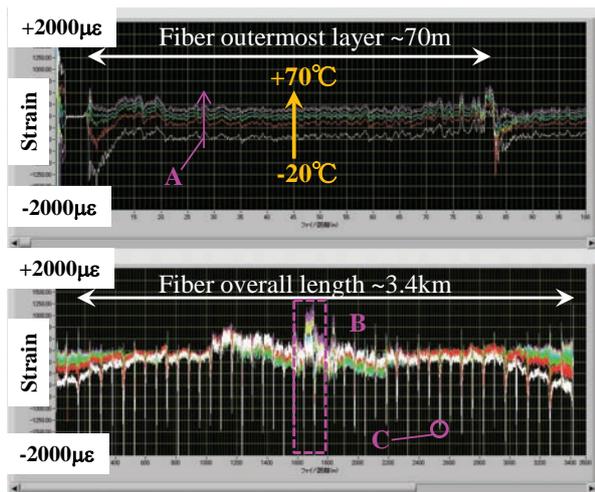


図 12 PPP-BOTDA によるひずみ計測 (Ser.No.4)

その他、含浸剤の剛性との相関性や、より詳細なひずみ解析モデルの研究も実施している<sup>6),7)</sup>。ひずみの時間的変化は非相反性効果を生じ得ることから、このようなひずみの急峻な変化は発生しないことが望ましい。そのためには低熱膨張ボビンの採用の他に、巻線を低張力で行うべきと考える。著者らは、15gf までの低張力で巻線可能な巻線機で、低張力コイルを試作した(Ser.No.6)。ボビン材は CFRP を採用した。図 13 にひずみ計測結果を示す。フランジ層毎の急峻なピークや、温度変化による変動が図 12 と比べ小さくなり、全体的に平滑化された。ファイバ右側の急激な変化は、PPP-BOTDA の散乱光強度が弱くなった結果であり、実際のひずみではない。

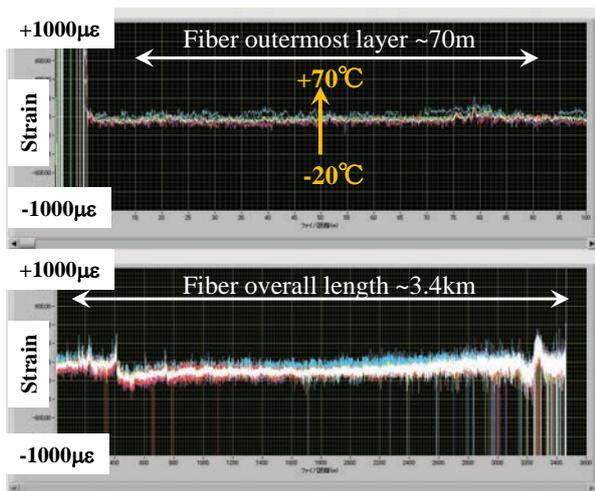


図 13 PPP-BOTDA によるひずみ計測 (Ser.No.6)

## 5. 精密コイル設計

本章では、Shupe 感度低減を実現するためのコイル設計について述べる。まず、完全巻き線対称を実現できるボビン設計が何より重要である。そのために、

- ファイバ径と含浸剤塗布厚みの平均値を把握する。
- フランジ部 R は、0.05mm 以下とする。(被覆込みのファイバ径の 1/2 以下)
- 巻き線部の幅をファイバ径の整数倍とする。

が必要である。フランジ部 R を変化させたときの、コイル断面観察結果を図 14 に示す。R を小さくすることによる巻き線安定化の効果が見て取れる。

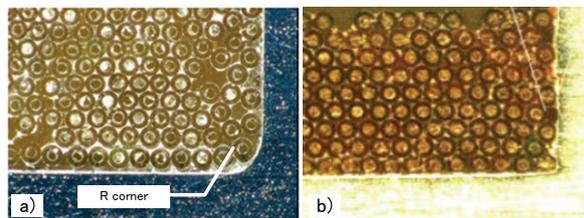


図 14 コイル断面 a) R 大, b) R 小

含浸剤の塗布厚みの変化は、Shupe 感度に影響を与えるため一定となるよう塗布する。塗布厚みの平均値を用いれば、Shupe 感度が設計上ゼロであるコイル寸法設計(ゼロ感度パラメタ)が可能である。塗布厚みを含めたファイバ径は一定として、更にファイバ長、層数(4n)を固定すれば、残り 2 つのパラメタ(コイル径 D とターン数 N)に関して自由度が一つだけ残る。コイルパラメタが全て決まれば、(2-1)式または(4-1)式により Shupe 感度も一意に求まる。図 15a)は、Ser.No.4, No.5 のコイルパラメタに対して、8 層毎の熱誘起ドリフトを示したものである。他のパラメタは固定で、(D, N)のみを変化させていくと、Shupe 感度(各層のドリフト積算値)がゼロに近くなる(D, N)が存在する(図 15b))。Ser.No.6 のコイルはこのパラメタで設計した。従来は、(D, N)は製品の容積制約等で決めていたが、上記で述べたことは高精度 FOG のための新しい設計指針となる。

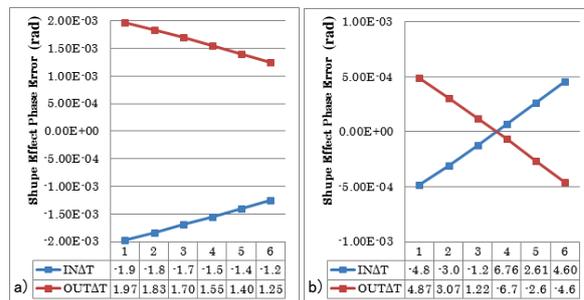


図 15 8 層毎の熱誘起位相ドリフト

a) Ser.No.4, No.5, b) Ser.No.6

## 6. 巻き線工程

本章では、1 ターンの巻れれも無い精密コイルを実現するための巻き線工程について重要な点を述べる。

- ターン数の確認を，巻き線機の回転数の他に BOTDR 等で4層毎に計測すること。
- ボビンの巻取り軸方向の振れを 50  $\mu\text{m}$ 以下とすること。(被覆込みのファイバ径の 1/2 以下)
- ピッチ送り量(ボビン1回転当りにファイバ送り機構をボビン軸方向に動かす量)を，ボビン幅実測値 $\div$ 奇数層設計ターン数とすること。また 1 $\mu\text{m}$ の分解能で送り量を制御できること。
- 含浸剤塗布を一定厚みとすること。また4層毎にノギス等でコイル径を計測すること。

他に重要工程パラメータを管理すること，巻線時は塗布剤の標準硬化時間を順守すること，等がある。最後に光量ロス計測と，PPP-BOTDAによるひずみ計測により巻き線品質の確認を行うことが重要である。

## 7. まとめ

本稿では，FOG 巻線コイルの温度変化中のバイアスレート変動について評価結果と改善方法について述べた。巻線乱れと左右線長差の違いがあると温度変化率感度が数桁劣化するため1ターンの巻乱れない完全対称なコイルを製造する必要がある。また，Shupe 感度の正しい値を見込むためには，熱数学モデルによる熱解析と，熱誘起項に加え応力誘起項を考慮する必要がある。これらの点に配慮し，ガラスボビンのコイルを試作した結果，実験値は解析値と比較的良好一致を示すことが確認された。精密コイル設計や巻き線工程についてまとめ，高精度仕様に相応しい低感度コイルを実現した。

最後に，本稿で言及された検証コイルについてまとめておく。図16に各コイルの外観を示す。表7に，Ser.No.4~6のコイル設計パラメータをまとめる。図17，図18にSer.No.3~6のコイルターン誤差，Shupe感度についてそれぞれまとめる。

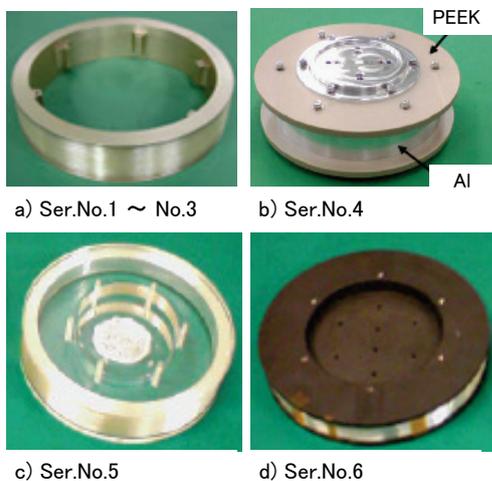


図16 各コイル a) アルミ, b) 樹脂+アルミ, c) 石英, d) CFRP

表7 コイル設計パラメータの比較まとめ

	Ser.No.4	Ser.No.5	Ser.No.6
Sagnac 係数	5.8 sec (L=3.4 km, $\Phi$ 130 mm)	←	7.4 sec (L=3.4 km, $\Phi$ 166 mm)
S 感度	$3 \times 10^{-4}$	←	$\sim 0$
フランジ 材質	PEEK	熔融石英 (一体加工)	CFRP (別成型)
ボビン 材質	アルミ	熔融石英	CFRP
材質	$\alpha \sim 23 \text{ ppm/K}$ $\lambda \sim 200 \text{ W/mK}$	$\alpha \sim 0.5 \text{ ppm/K}$ $\lambda \sim 1.5 \text{ W/mK}$	$\alpha < 4.5 \text{ ppm/K}$ $\lambda < 1.5 \text{ W/mK}$
寸法 公差	R < 0.08 mm 幅 $\pm$ 0.1 mm	←	←
巻線 精度	OCT 巻 4層毎左右揃	OCT 巻 セロタン誤差	OCT 巻 セロタン誤差
捨巻線	実施(8層)	←	←
含浸剤	アクリル系	エポキシ系	←
巻張力	$40 \pm 5 \text{ gf}$	←	$15 \pm 0.5 \text{ gf}$
左右差	1mm 以下	←	←

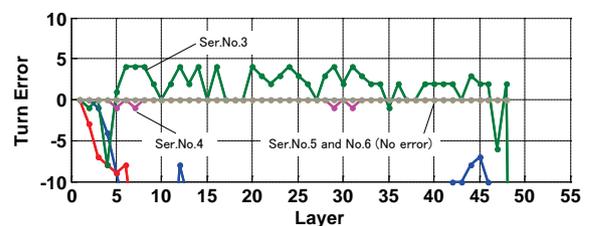


図17 コイルターン誤差 (Ser.No.3~6)

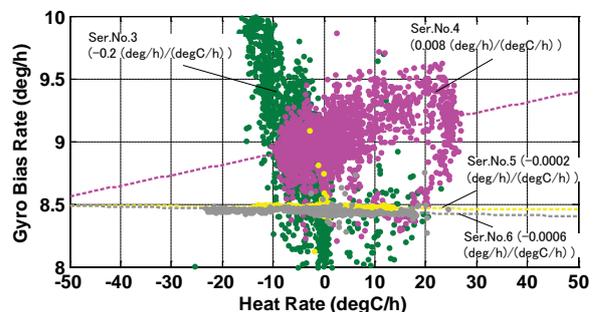


図18 各コイルの Shupe 感度 (Ser.No.3~6)

## 謝辞

本研究を纏めるにあたり，日本航空電子工業(株)殿に大変お力添えを頂きました。ここに感謝の意を表します。

## 参考文献

- 1) D. Shupe, Applied Optics, **19** (5), 1980.
- 2) N. Frigo, Proc. SPIE 0412, 268, 1983.
- 3) H. Lefevre, Artech House, Boston, London, 1993.
- 4) P. Ruffin, et., al., Proc. SPIE 1585, 293, 1991.
- 5) W. Primak and D. Post, J. Applied Physics, **30** (5), 1959.
- 6) S. Minakuchi, et., al., Proc. SPIE 9157, 91572H, 2014.
- 7) T. Mizutani, Proc. SPIE 9157, 915779, 2014.