極低温用高性能コイルボビンの開発 —高強度ポリエチレン繊維/ガラス繊維系混合強化複合材料 からなるパイプの引張り及び熱歪特性—

山中 淳彦, 鹿島 俊弘, 西嶋 茂宏*, 岡田 東一*

東洋紡績(株)総合研究所 大津市堅田 2-1-1

* 大阪大学産業科学研究所 茨木市美穂ヶ丘 8-1

(1998 年 4 月 13 日受理)

Development of a High-performance Coil Bobbin —Young's Modulus and Thermal Strain of Hybrid Composite Pipes Reinforced with High-strength Polyethylene and Glass Fiber—

Atsuhiko YAMANAKA, Toshihiro KASHIMA, Shigehiro NISHIJIMA* and Toichi OKADA*

Research Institute, Toyobo Co., Ltd., 2-1-1 Katata, Ohtsu, Shiga 520-0292

* Institute of Science and Industrial Research, Osaka, University, 8-1 Mihogaoka, Ibaraki 569-0047

(Received April 13, 1998)

Synopsis:

Hybrid composite pipes reinforced with high-strength polyethylene fiber (DF) and glass fiber (GF) were prepared to develop the coil bobbin for stable superconducting coils. The bobbin that in which the circumferential thermal strain expands with cooling and in which the circumferential Young's modulus is large would be effective for stable coils. The unidirectional DGFRP showed negative thermal expansion coefficient, and its Young's modulus was similar to DFRP in fiber direction; Young's modulus perpendicular to fiber direction was larger than that of DFRP. The circumferential Young's modulus of DGFRP pipe did not decrease with the filament winding (FW) angle to compare with DFRP. The calculated thermal strain with a cooling of the pipe showed good agreement with the average of observed inner and outer thermal strains. The circumferential thermal strain showed an expansion with FW angle of 50-90 deg and the absolute value was smaller than that of DFRP. The inner and outer circumferential thermal strains were different. The difference decreased with increasing inner diameter/thickness, and the differences were smaller than those of DFRP. The experimental data were obtained to make it possible to devise a coil bobbin with negative thermal expansion coefficient by DGFRP.

Keywords: hybrid composite pipe, polyethylene fiber, DFRP, DGFRP, thermal strain

1. 緒 言

高強度ポリエチレン繊維 (DF) は負の線膨張係数を持つ^{1,2)} (以下, 負膨張性)。またこの繊維を強化繊維として用いた繊維強化複合材料 (DFRP) の一方向強化材 (UD-FRP) の熱歪については室温 (RT) から液体ヘリウム温度 (LHeT) において繊維軸方向は

負膨張を, また垂直方向は大きな正の膨張係数 (以下, 正膨張) を示すことが知られている³⁾。

この特性を利用した極低温分野での応用として積層材としては超電導マグネット用スペーサーが, またパイプとしては超電導コイル用ボビンが考えられる。パイプについてはフィラメントワインディング (FW) の巻角度を適切に選んだ DFRP パイプを超電導コイ

ル用ボビンとして用いることによって安定性の高い超電導コイルが得られることが知られている^{4,5)}。

しかしこれら極低温分野では、熱膨張率に加え、高い圧縮強度または引張り弾性率等の機械特性が要求される場合がある。DFは無機繊維と比較して圧縮強度が低い。従ってUD-FRPの繊維方向の圧縮強度は無機繊維強化複合材料に比べて低くなる。負膨張性を保持しつつ圧縮強度を向上させる方法としてDFとガラス繊維(GF)またはアルミナ繊維(AIF)等の無機繊維との混合強化が挙げられ、DFとGFの一方向混合積層材(UD-DGFRP)についてはその効果が既に確認されている⁶⁾。

またDFと無機繊維よりなるFWパイプの超電導コイルボビンへの応用としてはDFとAIFの混合強化複合材料(ADFRP)を6.6 kV級超電導限流器用コイルボビンに使用し、高い安定性と限流耐量性が得られることが既に報告されている⁷⁾。さらにDGFRPについても交流コイル⁸⁾及び直流マグネットの永久電流スイッチ⁹⁾のボビンに使用し、コイルが高い安定性を示すことが既にわかっている。

超電導コイル用ボビンとしての応用を考える場合、周方向の弾性率が高いことと外側の周方向の冷却時の熱収縮/膨張が膨張であることが要求されると考えられる⁴⁾。これらの条件を満足させるために無機繊維との混合系を含めDFRP系パイプの極低温物性を定量的に設計することが重要である。

DGFRPの冷却時の熱収縮/膨張率については繊維体積率(V_f)が60%のUD-FRPではDFとGFの混合体積比(D/G)が10/0から3/7で繊維方向に膨張を示すことが既に知られている⁶⁾。一方DFRPのFWパイプの熱収縮/膨張率はその巻角度及び形状(内径/肉厚比(D_i/t))に大きく依存することが知られている³⁾。本報で超電導コイルボビンへの応用を考え、DGFRPのFWパイプについて引張り弾性率の巻角度依存性及び冷却時の熱収縮/膨張率の巻角度及び形状依存性を検討した。

2. 実 験

DGFRPパイプの引張り弾性率の巻角度(θ)依存性はUD-DGFRPの引張り弾性率を実測し、その結果を用いて計算¹⁰⁾により求めた。熱歪の巻角度(θ)依存性については同様に計算¹⁰⁾により求めた結果を実測値と比較した。形状依存性については内径/肉厚比(D_i/t)が2~20のDGFRPパイプを作製し、これら

の熱歪を測定した。なお D/G 比は7/3に設定した。 $D/G=7/3$ においてUD-DGFRPの繊維方向の冷却時の膨張はUD-DFRPの50%となるので、DFとGF混合の影響が明確化できると考えられる。

2.1 試 料

UD-FRP、パイプともに強化繊維としてはDF(東洋紡, Dyneema[®] SK-60, 1200 d), GF(日東紡, T-ガラス繊維, 280 tex)を用いた。またマトリクスとしてはUD-FRPにはビスフェノールA/フェノールノボラック/DICY系エポキシ樹脂を、パイプにはビスフェノールA/脂環式酸無水物系エポキシ樹脂を用いた。なおDF, GFの引張り弾性率は各々85と84 GPaであり、マトリクス樹脂は約3 GPaである¹¹⁾。従ってDFRP, DGFRP, GFRPの引張り特性、熱収縮/膨張特性は繊維の特性が支配的となり、マトリクスの違いによる影響は小さいと考えられる。

UD-DGFRPはこれら強化繊維とマトリクスよりDF及びGFの一方向強化(UD)プリプレグを作製し、これらを混合積層して120°Cにて2 hの加熱でプレス成形して得た。なおDFとGFの繊維混合体積比(D/G)を7/3とし、 V_f は56%とした(DFとGFの合計の体積含有率が56%という意味である)。

DGFRPパイプの作製はフィラメントワインディング(FW)法により行った。成形条件は120°C×2 h, 巻角度(θ)は40°, 75°, 90°とした。パイプでの形状は内径/肉厚比(D_i/t)が2~20, またDFとGFの繊維混合体積比(D/G)を7/3とし、 V_f はDFRPパイプ³⁾との比較のため55~58%とした。

2.2 測 定

2.2.1 UD-FRPの引張り特性

引張り方向は繊維方向に対し、平行方向(L), 垂直方向(T), 45度方向(45)の3方向とし、クロスヘッドスピードは0.5 mm/minとした。試験片形状は引張り方向($L, T, 45^\circ$)の長さ150 mm, 厚み1 mm, 幅10 mmとし、これらは厚み1 mm, 200 mm×200 mmの同一の成形板から切り出した。また引張り歪は試験片に2軸の歪ゲージを接着し、動歪計にて引張り方向($\epsilon_{//}$)及びそれに垂直方向($\epsilon_{\perp}$)について室温で測定し、引張り弾性率は荷重/ $\epsilon_{//}$ 曲線の傾きから、ポアソン比は $\epsilon_{\perp}/\epsilon_{//}$ 曲線の傾きから各々算出した。

2.2.2 UD-DGFRPの冷却時の熱収縮/膨張率

試験片形状は厚み10 mm, 幅25 mm, 長さ25 mmとし、これは厚み10 mm, 幅50 mm, 長さ100 mm

の成形板から切り出して得た。繊維軸に平行方向を L 、積層方向を z 、 L 、 z に垂直方向を T とした。熱収縮/膨張率は試験片に歪ゲージを接着し、液体窒素に約 10 分間浸漬し、熱歪の平衡値を動歪計にて測定した。これを UD-DGFRP の熱収縮/膨張率とした。線膨張係数は得られた熱収縮/膨張率を室温と液体窒素温度の差で割った値とした。

2.2.3 パイプの引張り弾性率

上記 2.2.1 で得られた結果を用い、計算により見積った¹⁰⁾。

2.2.4 パイプの冷却時の熱収縮/膨張率

歪ゲージを接着した試料パイプを液体窒素に約 30 分間浸漬し、熱歪の平衡値を動歪計にて測定し、これを熱収縮/膨張率とした。測定した熱収縮/膨張率を室温と液体窒素温度の差で割った値をパイプの線膨張係数とした。

なお使用した歪ゲージは共和電業製 KFRP-350 である。また熱歪測定における歪ゲージ自体の冷却収縮の補正は石英ガラスに同ゲージを貼り付けて行った。

3. 結果と考察

3.1 UDFRP の引張り特性、線膨張係数

DFRP, DGFRP, GFRP の繊維方向に対し、平行方向 (L)、垂直方向 (T)、45° 方向 (45) の引張り弾性率 (E_L , E_T , E_{45}) を Table 1 に示す。

E_L については DFRP は GFRP よりやや大きい値を示す。これは強化繊維の引張り弾性率を反映している。ところが E_T , E_{45} については DFRP は GFRP より小さい値を示す。これは分子が一方方向に引き揃えられているポリエチレン繊維の弾性率が炭素繊維のように異方性をもっている可能性があることが原因と推定される¹¹⁾。

Table 1 Material properties of UDFRP ($V_f=56\%$).

	DFRP	DFRP ($D/G=7/3$)	GFRP
E_L (GPa)	52.0	49.1	45.0
E_T (GPa)	1.8	7.2	12.2
E_{45} (GPa)	2.2	7.6	12.1
ν_L	0.44	0.53	
ν_T	0.048	0.063	
ν_{45}	0.69	0.48	
α_L ($\times 10^{-6}/K$)	-9.0	-5.0	2.8
α_T ($\times 10^{-6}/K$)	78	30	10.0
α_z ($\times 10^{-6}/K$)	78	70	10.0

DGFRP の E_L , E_T , E_{45} は複合則に従って変化し DFRP, GFRP の中間の値を示す。特に DGFRP の E_T , E_{45} は GF 混合の効果が大きく、DFRP に比べて大幅に増大する。

平行方向 (L)、垂直方向 (T)、積層方向 (z) の線膨張係数 (α_L , α_T , α_z) の D/G 比依存性は各々 (1), (2), (3) 式に示す簡単な複合則で予測できる⁶⁾。

$$\alpha_{L(DG)} = \frac{a\alpha_{L(D)}E_{LD} + b\alpha_{L(G)}E_{LG}}{aE_{LD} + bE_{LG}} \quad (1)$$

$$\alpha_{T(DG)} = \frac{a\alpha_{T(D)}E_{TD} + b\alpha_{T(G)}E_{TG}}{aE_{TD} + bE_{TG}} \quad (2)$$

$$\alpha_{z(DG)} = a\alpha_{z(D)} + b\alpha_{z(G)} \quad (3)$$

ここで $\alpha_{L(DG)}$, $\alpha_{T(DG)}$, $\alpha_{L(D)}$, $\alpha_{T(D)}$, $\alpha_{L(G)}$, $\alpha_{T(G)}$ はそれぞれ DGFRP, DFRP, GFRP の熱膨張係数, E_{LD} , E_{TD} , E_{LG} , E_{TG} はそれぞれ DFRP, GFRP の弾性率であり、各々 L , T は繊維方向及びその垂直方向の特性を示す。また a , b は DF 及び GF の繊維総量中の体積分率である。Table 1 に示す DGFRP ($D/G=7/3$) の α_L , α_T , α_z の実測値も各々複合則を反映する結果となっている。

以上より DGFRP ($D/G=7/3$) パイプの計算に必要な物性値を求めることができた。

3.2 パイプの引張り特性

ここで先に述べた UD-FRP の引張り特性の結果を用いて計算¹⁰⁾によりパイプの引張り特性における DF と GF の混合強化の効果を予測する。

3.2.1 計算式

DGFRP ($D/G=7/3$) パイプの引張り弾性率と熱歪の巻角度 (θ) 依存性は以下に示す計算式¹⁰⁾により求めた。

$$1/E_x = 1/\underline{E}_x - \chi^2 \underline{G}_{xy} \quad (4)$$

$$1/E_y = 1/\underline{E}_y - \psi^2 \underline{G}_{xy} \quad (5)$$

$$1/\underline{E}_x = l^4/E_L + m^4/E_T + (1/G_{LT} - 2\nu_L/E_L) l^2 m^2$$

$$1/\underline{E}_y = m^4/E_L + l^4/E_T + (1/G_{LT} - 2\nu_L/E_L) l^2 m^2$$

$$1/\underline{G}_{xy} = 4\{(1+\nu_L)/E_L + (1+\nu_T)/E_T\} l^2 m^2$$

$$+ (l^2 - m^2)^2 / G_{LT}$$

$$1/G_{LT} = 2(1+\nu_{45})/E_{45}$$

$$\chi = 2\{m^2/E_T - l^2/E_L$$

$$+ (1/G_{LT} - 2\nu_L/E_L) (l^2 - m^2)^2 / 2\} lm$$

$$\psi = 2\{l^2/E_T - m^2/E_L$$

$$- (1/G_{LT} - 2\nu_L/E_L) (l^2 - m^2)^2 / 2\} lm$$

$$\alpha_x = d_{11}\alpha_L + d_{12}\alpha_T \quad (6)$$

$$\begin{aligned}
 \alpha_y &= d_{21}\alpha_L + d_{22}\alpha_T \\
 d_{11} &= \{l^2(l^2 - m^2)(1 - \nu_L\nu_T)E_L'E_T' \\
 &\quad + 4l^2m^2G_{LT}(E_L' + \nu_LE_T')\}/\Delta \\
 d_{12} &= \{-m^2(l^2 - m^2)(1 - \nu_L\nu_T)E_L'E_T' \\
 &\quad + 4l^2m^2G_{LT}(E_T' + \nu_TE_L')\}/\Delta \\
 d_{21} &= \{-m^2(l^2 - m^2)(1 - \nu_L\nu_T)E_L'E_T' \\
 &\quad + 4l^2m^2G_{LT}(E_L' + \nu_LE_T')\}/\Delta \\
 d_{22} &= \{l^2(l^2 - m^2)(1 - \nu_L\nu_T)E_L'E_T' \\
 &\quad + 4l^2m^2G_{LT}(E_T' + \nu_TE_L')\}/\Delta \\
 \Delta &= (l^2 - m^2)^2(1 - \nu_L\nu_T)E_L'E_T' \\
 &\quad + 4l^2m^2G_{LT}(E_L' + E_T' + 2\nu_TE_L') \\
 l &= \cos \theta, m = \sin \theta \\
 E_L' &= E_L/(1 - \nu_L\nu_T) \\
 E_T' &= E_T/(1 - \nu_L\nu_T)
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

ここで E_x , E_y はパイプの軸方向, 周方向の弾性率, α_x , α_y はパイプの軸方向, 周方向の線膨張係数, E_L , E_T , E_{45} , ν_L , ν_T , ν_{45} は UD-FRP の引張り弾性率及びポアソン比, α_L , α_T は UD-FRP の線膨張係数 (方向: L , T) である。計算に用いた UD-FRP の特性は前項で求めた Table 1 を利用した。

3.2.2 計算結果

計算した室温の DGFRP ($D/G=7/3$) 及び DFRP パイプの軸方向及び周方向の弾性率 E_x , E_y の巻角度依存性を Fig. 1 に示す。DFRP の場合, 周方向弾性率 E_y は $\theta=0^\circ$ では 1.8 GPa と小さいが, これは DFRP の E_T が小さいことに起因する。 θ が 45° から 90° へと変化するにつれて急激に増大し, $\theta=90^\circ$ では 52 GPa となる。これは E_L の寄与によるものである。また軸方向弾性率 E_x は $\theta=45^\circ$ 対称で E_y と同様の挙動を示す。 E_x , E_y とも θ が 0 または 90° で 52 及び

1.8 GPa と大きな異方性をもつ。

一方, DGFRP ($D/G=7/3$) では, $\theta=0^\circ$ で E_x は DFRP に比べてやや低いが, これは DGFRP の E_L が DFRP のそれに比べてやや小さいことによる。しかしここの E_y は大幅に向上しており, これは GF を混合することにより複合材料全体としての繊維, マトリクス界面の接着性向上により E_T が大幅に増大したことの寄与によるものと思われる。また θ が 0° から 45° へと変化するにつれて E_x は DFRP 同様低下するが, DGFRP の低下は DFRP に比べてゆるやかであり, θ が 10° 以上では DFRP のそれより大きい。これも GF を混合することにより E_T が大幅に増大しているためと推定される。このように GF 混合の効果は巻角度による弾性率低下の低減に強く反映されている。なお GFRP 及び DF の引張り弾性率は温度の低下に伴い高くなることが報告されており^{12,13)}, LHeT 及び LNT における DGFRP パイプの引張り弾性率は室温で求めた値よりも高くなると推定される。

3.3 パイプの冷却時の熱収縮/膨張特性

3.3.1 熱収縮/膨張率の巻角度 (θ) 依存性

前節にて示された式を用いて計算した DGFRP ($D/G=7/3$) 及び DFRP パイプの軸方向及び周方向の線膨張係数 α_x , α_y の巻角度依存性を Fig. 2 に示す。これより α_x は θ が $0\sim40^\circ$, α_y は $50\sim90^\circ$ で負膨張になっており, それぞれ θ が 30° 及び 60° 付近で最も大きな膨張となる。これは DFRP の挙動と一致しているが, 負膨張になる θ の範囲及びその絶対値は GF 混合によりやや小さくなる。また α_x は θ が $45\sim90^\circ$, α_y は $0\sim45^\circ$ で正膨張を示し, それぞれ $\theta=90^\circ$, 0° で最大値を示すがその値は DFRP のそれより

Fig. 1 Dependence of tensile modulus on winding angles in FW pipes.

Fig. 2 Dependence of thermal expansion coefficient on winding angles in FW pipes.

小さい。これは GF 混合により各々 α_L 及び α_T の値が小さくなることに対応している。

RT から LNT での周方向及び軸方向の熱収縮/膨張率について実測値と計算値の比較を Fig. 3 に示す。なお熱収縮/膨張率の計算値は計算で求めたパイプの線膨張係数 α_x, α_y に RT (293 K) と LNT (77 K) の温度差 (−216) をかけて求めた。従って冷却時に収縮する場合は負、膨張する場合は正の値を示す。以下実測値については、外側周方向熱収縮/膨張率を ε_{y0} 、内側周方向熱収縮/膨張率を ε_{y1} 、内外周平均値を $\bar{\varepsilon}_y=1/2(\varepsilon_{y0}+\varepsilon_{y1})$ 、外側軸方向熱収縮/膨張率を ε_{x0} 、内側軸方向熱収縮/膨張率を ε_{x1} 、内外軸平均値を $\bar{\varepsilon}_x=1/2(\varepsilon_{x0}+\varepsilon_{x1})$ とする。さらに周方向熱収縮/膨張率、軸方向熱収縮/膨張率の総称を $\varepsilon_y, \varepsilon_x$ とする。なお実測したパイプの形状、巻角度については Table 2 に示す。

DGFRP パイプの熱収縮/膨張率は計算値、実測値

ともにその絶対値が DFRP のそれより小さい。また実測値の内外平均値 $\bar{\varepsilon}_y=1/2(\varepsilon_{y0}+\varepsilon_{y1})$ 及び $\bar{\varepsilon}_x=1/2(\varepsilon_{x0}+\varepsilon_{x1})$ と計算値とはほぼ一致している。これより工学的な設計法としてこの方法を採用してもよい。

3.3.2 熱収縮/膨張率の形状 (D_i/t) 依存性

D_i/t が 2~20 の DGFRP ($D/G=7/3$) ($\theta=75^\circ$) パイプ及び DFRP ($\theta=60^\circ$) の周方向熱収縮/膨張率 ($\varepsilon_{y0}, \varepsilon_{y1}, \bar{\varepsilon}_y$) を Fig. 4 に示す。いずれも ε_{y0} は D_i/t が 3~4 を境にして収縮から膨張に転ずるが、その絶対値は DFRP の方が高い値を示す。また ε_{y1} は両者とも大きな膨張を示すが、その値は DFRP の方が高い。しかし D_i/t が大きくなるにつれて両者は近づく傾向を示す。また DGFRP では ε_{y0} と ε_{y1} の差及び D_i/t 依存性は DFRP に比べて小さい。コイル特性に直接関係あると思われるのは外周の熱収縮/膨張率であるが⁴⁾、その DGFRP と DFRP の差は前述の UD-FRP の線膨張係数から計算される熱収縮/膨張率の差

Fig. 3 Dependence of thermal strain on winding angles in FW pipes. □, ε_{x0} in DGFRP; ■, ε_{x1} in DGFRP; □, $\bar{\varepsilon}_x$ in DGFRP; ○, ε_{y0} in DGFRP; ●, ε_{y1} in DGFRP; ○, $\bar{\varepsilon}_y$ in DGFRP; ▽, ε_{x0} in DFRP; ▽, ε_{x1} in DFRP; ▽, $\bar{\varepsilon}_x$ in DFRP; △, ε_{y0} in DFRP; ▲, ε_{y1} in DFRP; △, $\bar{\varepsilon}_y$ in DFRP. The outer and inner diameters of DFRP pipes are 55 and 50 mm, respectively; those of DGFRP pipes are in ().

Table 2 Pipe-shape parameters.

	θ	D_o (mm)	D_i (mm)	t (mm)	D_i/t
DFRP	30	55	50	2.5	20
	45	55	50	2.5	20
	55	55	50	2.5	20
	60	55	50	2.5	20
	70	55	50	2.5	20
	85	55	50	2.5	20
DFRP ($D/G=7/3$)	40	30	9	10.5	0.86
	75	55	50	2.5	20
	90	95	80	7.5	10.7

Fig. 4 Dependence of thermal circumferential strain on the shape parameter. ○, ε_{y0} in DGFRP; ●, ε_{y1} in DGFRP, ○, $\bar{\varepsilon}_y$ in DGFRP (winding angle: 75 deg); △, ε_{y0} in DFRP; ▲, ε_{y1} in DFRP; △, $\bar{\varepsilon}_y$ in DFRP (winding angle: 60 deg).

より小さい。たとえばDFRP ($\theta=60^\circ$)とDGFRP ($D/G=7/3$, $\theta=75^\circ$)を比較するとUD-FRPの線熱膨張係数から前述の方法で計算される熱膨張率は $5,480\ \mu\epsilon$ と $1,450\ \mu\epsilon$ でその差は $4,030\ \mu\epsilon$ であるが、 D_1/t が10の場合のパイプの ε_{y0} は $1,000\ \mu\epsilon$ と $300\ \mu\epsilon$ でその差は $700\ \mu\epsilon$ である。これは ε_{y0} と ε_{y1} の差がDGFRPの場合DFRPに比べて小さいことによるものと考えられる。

4. 結 論

DGFRPパイプの超電導コイルボビンへの応用の検討をするため引張り弾性率、熱収縮/膨張特性を測定し以下のことが明らかになった。

1) DFRPにGFを混合(DGFRP)することにより、負膨張性を保持しつつ、繊維方向弾性率 E_L をあまり低下させずに垂直方向弾性率 E_T を向上させることができる。

2) DGFRPパイプの引張り弾性率はDFRPに比べて巻角度の変化に伴う低下が少ない。

3) DGFRPパイプの軸方向及び周方向線膨張係数

の計算値 α_x , α_y は各々 $\theta=0\sim 40^\circ$, $\theta=50\sim 90^\circ$ で負になる。また α_x , α_y の計算値から求めた冷却熱収縮/膨張率(RT~LNT) ε_x , ε_y は実測値から求めた $\bar{\varepsilon}_x=1/2(\varepsilon_{x0}+\varepsilon_{x1})$, $\bar{\varepsilon}_y=1/2(\varepsilon_{y0}+\varepsilon_{y1})$ とほぼ一致する。

4) DGFRPパイプの周方向熱収縮/膨張率 ε_y はDFRPと同様内外で差があり、 ε_{y0} は小さな収縮または小さな膨張となる。また ε_{y1} は大きな膨張を示し、その値は D_1/t が大きくなるにつれてDFRPに近づく傾向を示す。

5) DGFRPパイプの $\bar{\varepsilon}_y=1/2(\varepsilon_{y0}+\varepsilon_{y1})$ はDFRPパイプより低膨張であり、 ε_{y0} と ε_{y1} の差はDFRPより小さい。

これらのデータを使用することにより実用に供する負膨張性DGFRPコイルボビンの設計が可能となった。

参 考 文 献

- 1) G.T. Davis, R.K. Eby and J.P. Colson : J. Appl. Phys. **41** (1970) 4316
- 2) G.K. White and C.L. Choy : J. Polym. Sci. Polym. Phys. Ed. **22** (1984) 835
- 3) T. Kashima, A. Yamanaka, S. Nishijima and T. Okada : Adv. Cryog. Eng. **42** (1996) 147
- 4) T. Kashima, A. Yamanaka, E.S. Yoneda, S. Nishijima and T. Okada : Adv. Cryog. Eng. **41** (1996) 441
- 5) 上条弘貴, 根本 薫, 鹿島俊弘 : 秋季低温工学・超電導学会予稿集 **53** (1993) 105
- 6) 山中淳彦, 鹿島俊弘, 西嶋茂宏, 岡田東一 : 低温工学 **32** (1997) 330
- 7) 大熊 武, 岩田良浩 : 低温工学 **32** (1997) 366
- 8) 田川公平, 宮下克巳, 杉山勝夫, 森合英純, 鎌田罔寿, 福田洋州 : 秋季低温工学・超電導学会予稿集 **57** (1997) 285
- 9) 鹿島俊弘, 山中淳彦, 山崎章則, 有吉昭彦 : 秋季低温工学・超電導学会予稿集 **57** (1997) 288
- 10) M. Uemura, H. Iyama and Y. Yamaguchi : J. Jpn. Soc. Aero. Space. Sci. **26** (1978) 471
- 11) D. Hull : An Introduction to Composite Materials, Syndicate of the Cambridge University Press, England (1982) 19
- 12) 塚崎雄一, 西嶋茂宏, 太田健一, 岡田東一, 浅野 清 : 低温工学 **30** (1997) 188
- 13) I.S. Smurov, A. Uglov, Yu. Krivongov, S. Sturlese, C. Bartuli : J. Mater. Sci. **27** (1992) 4523