極低温用負膨張コイルボビンの開発 —高強度ポリエチレン繊維/アルミナ繊維系混合強化複合材料 からなるパイプの弾性率及び熱歪特性—

山中 淳彦[†], 鹿島 俊弘^{*1}, 西嶋 茂宏^{*2}, 高尾 智明^{*3}, 竹尾 正勝^{*4}

東洋紡績(株)総合研究所 大津市堅田 2-1-1 (†E-mail: Atsuhiko.Yamanaka@kt.toyobo.co.jp)

^{*1} 静岡大学 浜松市新部田

^{*2} 大阪大学産業科学研究所 茨木市美穂ヶ丘 8-1

^{*3} 上智大学理工学部電気電子工学科 東京都千代田区紀尾井町 7-1

^{*4} 九州大学大学院システム情報科学研究科 福岡市東区箱崎 6-1-10

(2001 年 7 月 19 日受理)

Development of Coil Bobbin Expanding by Cooling
—Young's Modulus and Thermal Strain of Hybrid Composite Pipes Reinforced
with High-strength Polyethylene and Alumina Fiber —

Atsuhiko YAMANAKA, Toshihiro KASHIMA,^{*1} Shigehiro NISHIJIMA,^{*2}
Tomoaki TAKAO^{*3} and Masakatsu TAKEO^{*4}

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

^{*1} Shizuoka University, Shinmiyakoda, Hamamatsu. 432-8561

^{*2} Institute of Science and Industrial Research, Osaka University, 8-1 Mihogaoka, Ibaraki 569-0047

^{*3} Sophia University, 7-1, Kioi-cho, Chiyoda-ku, Tokyo 102-8554

^{*4} Kyushu University, 6-1-10, Hakozaki, Higashi-ku, Fukuoka 812-8581

(Received July 19, 2001)

Synopsis : Hybrid composite pipes reinforced with high-strength polyethylene fiber (DF) and alumina fiber (AIF) were prepared to develop the coil bobbin for stable superconducting coils. The bobbin 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 hybrid composite (ADFRP) showed 0 thermal expansion coefficient when the ratio between DF and AIF volume was 5/5 in fiber direction, and its Young's modulus was larger than that of DF reinforced plastic (DFRP) both in parallel and perpendicular to fiber direction. The circumferential and longitudinal Young's moduli of ADFRP pipe were larger than those of DFRP pipe. The average value of inner and outer circumferential thermal strains with cooling down showed 0 with a filament winding (FW) angle of 90 deg when the ratio between DF and AIF volume (D/A) was 5/5. When D/A equals 5/5, the calculated thermal strain with 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 a FW angle of 50-90 deg, and an absolute value was smaller than those of DFRP. The inner and outer circumferential thermal strains were different. The difference decreased with an increase of the ratio inner diameter / thickness, and the differences were smaller than those of DFRP with a decrease of the degree of anisotropy of thermal expansion coefficients in UD-FRP. The experimental data were obtained to make it possible to devise a coil bobbin with negative thermal expansion coefficient by ADFRP.

Keywords : high-strength polyethylene fiber reinforced plastic, coil bobbin, thermal strain of pipe, hybrid composite, alumina fiber

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)の一方方向強化材(UD-FRP)は繊維軸方向に負膨張を、垂直方向に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⁾。DFRPには他に低摩擦係数^{4,5)}、高熱伝導性⁶⁾、高耐電圧性^{7,8)}といった特徴がある。

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⁹⁻¹¹⁾。また磁場中での直流コイルにおいてクエンチの要因となる超電導線材のスティックスリップを低減できることも報告されている¹²⁾。

しかしこれら極低温分野では、上記負膨張性等の特長に加え、高い圧縮強度又は弾性率等の機械特性が要求される場合がある。たとえば S/N 転移型限流器では、限流動作後の導体の安定性が保持される(限流耐量性)には限流動作時のヘリウム圧力上昇によるコイルボビンの弾性変形量が小さいこと、即ちコイルボビンが高弾性率であることが要求される^{13,14)}。

この様に負膨張性に加え、弾性率の向上が必要な場合、その方法としては DF とより弾性率の高い繊維たとえばアルミナ繊維(AIF)との混合強化等(ADFRP)が考えられる。

DF と異種繊維との混合強化としては、他に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)の混合強化(DGFRP)が挙げられ、積層材(UD-DGFRP)及び FW パイプでその効果が既に確認されている^{15,16)}。DGFRP パイプの超電導コイルボビンへの応用としては交流コイル及び直流マグネットの永久電流スイッチのボビンに使用し、コイルが高い安定性を示すことが報告されている¹⁷⁻²⁰⁾。

なお ADFRP, DGFRP とともに摩擦係数は低いことが報告されている²¹⁻²³⁾。

ADFRP のコイルボビンへの応用としては 6.6kV 級

超電導限流器に使用し、コイルが高い安定性と限流耐量性を示すことが既に報告されている^{13,14)}。

一方 DFRP, DGFRP の FW パイプの熱歪はその巻角度及び形状(内径/肉厚比)に依存することが知られている^{3,16)}。

そこで本報では超電導コイルボビンへの応用を考え、負膨張性を保持し、かつ高弾性率である ADFRP コイルボビンの工学的設計手法を確立するため ADFRP の FW パイプについて弾性率の巻角度依存性及び冷却時の熱歪の巻角度及び形状依存性を検討した。

2. 実 験

ADFRP パイプの弾性率の巻角度(θ)依存性は UD-ADFRP の弾性率を実測し、その結果を用いて計算により見積もった²⁴⁾。熱歪の巻角度依存性については同様に計算²⁴⁾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(Di/t)が 5~40 の ADFRP パイプを作製し、これらの熱歪を測定した。なお AIF/DF 体積比(A/D)は UD-ADFRP の繊維方向の冷却時の膨張がほぼ零となるよう設定した。

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), AIF(住友化学, Altex®, 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, AIF の弾性率は各々 85 GPa と 250 GPa であり、マトリクス樹脂は両者とも約 3 GPa である²⁵⁾。従ってマトリクスの違いによる影響は小さいと考えられる。

UD-ADFRP はこれら強化繊維とマトリクスより DF 及び AIF の一方方向強化(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 hr の加熱でプレス成形して得た。ここに繊維体積率(V_f)は 52%とした(DF と AIF の合計の体積含有率が 52%)。

2.2 測 定

2.2.1 UD-FRP の熱膨張係数

試験片形状は厚み 5 mm, 幅 5 mm, 長さ 5 mm とし、これは厚み 5 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 、またこれらに垂直方向を T とした。熱膨張係数は TMA により $-100 \sim 40^\circ\text{C}$ にて測定した。

2.2.2 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($L, T, 45$ 方向)の長さ 150 mm 、厚み 1 mm 、幅 10 mm とし、これらは厚み 1 mm 、 $200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$ の同一成形板から切り出した。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、引張り弾性率は応力-歪($\epsilon_{//}$)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。

2.2.3 パイプの弾性率

2.2.2 で得られた結果を用い、計算により見積った²⁴⁾。

2.2.4 パイプの冷却時の熱歪

2.2.2 で得られた結果を用いて計算により見積り²⁴⁾、これを実測値と比較した。冷却熱歪の実測は以下の方法で行った。

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、これを熱歪とした。測定した熱歪を室温(293K 、以下 RT)と液体窒素温度(77K 、以下 LNT)の温度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。

以下の議論を明確にするため、パイプの各熱歪の定義を Fig.1 に、断面図と形状についての定義を Fig.2 に示す。ここでパイプの軸方向を x 、周方向を y とし、

Fig. 1 Definition of strain in the pipe.

パイプの外周方向冷却熱歪を ϵ_{yo} 、内周方向熱歪を ϵ_{yi} 、内、外面周方向熱歪の平均値を $\epsilon_y = (\epsilon_{yo} + \epsilon_{yi})/2$ 、外面軸方向熱歪を ϵ_{xo} 、内面軸方向熱歪を ϵ_{xi} 、内、外面軸方向熱歪の平均値を $\epsilon_x = (\epsilon_{xo} + \epsilon_{xi})/2$ とする。さらに周方向熱歪、軸方向熱歪の総称を ϵ_y, ϵ_x とする。またパイプの外径を D_o 、内径 D_i 、肉厚を t とする。

3. 結果と考察

3.1 UD-ADFRP 及び 90°巻 ADFRP パイプの熱歪特性

3.1.1 UD-ADFRP の線膨張係数

Fig. 3 に ADFRP の繊維方向の熱膨張係数($\alpha_{L(AD)}$)の(A/D)比依存性を示す。DFRP と AIFRP の引張弾性率は各々 52 GPa と 145 GPa であり、この値を用いて(1)式に示す複合則により $\alpha_{L(AD)}$ を計算した。

$$\alpha_{L(AD)} = (a\alpha_{L(D)}E_{L(D)} + b\alpha_{L(AI)}E_{L(AI)}) / (aE_{L(D)} + bE_{L(AI)}) \quad (1)$$

ここで $\alpha_{L(D)}$ 、 $\alpha_{L(AI)}$ は各々 DFRP、AIFRP の繊維方向の熱膨張係数、 $E_{L(D)}$ 、 $E_{L(AI)}$ は引張弾性率である。また a, b は DF 及び AIF の繊維総量中の体積分率である。よって $a+b=1$ である。計算結果は点線で示す様に上に凸の曲線になったが、これは AIFRP の弾性率が DFRP のそれより高いからである。 $\alpha_{L(D)}$ の実測値は計算結果にはほぼ一致している。これより A/D が 5/5 で ADFRP はほぼ 0 膨張を示す。

Fig. 4 に ADFRP の垂直方向(T)、積層方向(z)の熱膨張係数(α_T, α_z)の(A/D)比依存性を示すが、各々(2)(3)式に示す簡単な複合則で予測できる。

$$\alpha_{T(AD)} = (a\alpha_{T(D)}E_{T(D)} + b\alpha_{T(AI)}E_{T(AI)}) / (aE_{T(D)} + bE_{T(AI)}) \quad (2)$$

$$\alpha_{z(AD)} = (a\alpha_{z(D)} + b\alpha_{z(AI)}) \quad (3)$$

Fig. 2 Cross-section and notation of shape parameter in the pipes

Fig. 3 AIF content dependence of thermal expansion coefficients parallel to fiber direction in UD-ADFRP.

ここで $\alpha_{T(D)}$, $\alpha_{T(AI)}$ はそれぞれ繊維軸に垂直方向(T)のDFRP, AIFRPの熱膨張係数, $E_{T(D)}$, $E_{T(AI)}$ は弾性率である。

3.1.2 90°巻パイプの熱歪のA/D比依存性

Fig.5 に θ が90°のADFRPパイプの周方向熱歪実測値のA/D依存性を示す。点線は加成則より求めた ϵ_L

Fig. 4 AIF content dependence of thermal expansion coefficients perpendicular to fiber direction in UD-ADFRP.

Fig. 5 Dependence of circumferential thermal strain on AIF content in ADFRP pipes. Winding angle : 90 deg. Δ , ϵ_{y_o} (Obsd); $\square$, ϵ_{y_i} (Obsd); $\circ$, $\epsilon_y = 1/2(\epsilon_{y_o} + \epsilon_{y_i})$; ---, ϵ_y (Calcd).

に温度差(-216)をかけて求めた計算値である。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。なお実測したパイプの形状についてはTable 1に示す。ここで内、外面周方向熱歪の平均値 $\epsilon_y = 1/2(\epsilon_{y_o} + \epsilon_{y_i})$ に着目すると、これはUD-ADFRPの加成則により求めた計算値と一致する。これよりADFRPパイプ($\theta = 90^\circ$)の周方向冷却熱歪は内、外面平均値(ϵ_y)がUD-ADFRPの加成則に従い、A/Dが5/5ではほぼ0となることがわかった。

3.2 UD-ADFRPの引張特性

E_L のAIF量依存性をFig.6に示す。加成則に従った挙動を示し、ADFRPはDFRPよりも高い弾性率を示す。DFRP, ADFRP(A/D=5/5), AIFRPの繊維方向に対し、平行方向(L), 垂直方向(T), 45度方向(45), 積層方向(z)の引張り弾性率(E_L , E_T , E_{45} , E_z)をTable 2に示すが、 E_T , E_{45} , E_z についても同様にADFRPはDFRPより大きい値を示す。

Table 1 Pipe shape parameters of DFRP, ADFRP (A/D=7/3, 5/5).

A/D	Do (mm)	Di (mm)	t (mm)	Di/t	θ (deg)
0/10	55	50	2.5	20	85
3/7	93	80	6.5	12.3	90
5/5	110	80	15.0	5.3	90

Fig. 6 AIF content dependence of tensile modulus parallel to fiber direction in ADFRP.

3.3 パイプの弾性率

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²⁴⁾により ADFRPパイプの弾性率における DF と AIF の混合強化の効果を予測する。なお A/D 比は 5/5 に設定した。これはこの条件において UD-ADFRP の繊維方向の熱膨張率及び 90°巻パイプの内、外面周方向熱歪の平均値が 0 となり、また弾性率も AIFRP と DFRP のほぼ中間値となるので DF と AIF 混合の影響が明確化できると考えられる。

3.3.1 計算式

ADFRP(A/D=5/5)パイプの弾性率と熱歪の巻角度(θ)依存性は以下に示す計算式²²⁾により求めた。

$$1/E_x = 1/E_x - \chi^2 G_{xy} \quad (4)$$

Table 2 Material parameters of UD-FRP ($V_f=52\%$).

	ADFRP (A/D=5/5)	DFRP
E_L (Gpa)	99.5	52.0
E_T (Gpa)	8.5	1.8
E_{45} (Gpa)	12.1	2.2
E_z (Gpa)	3.3	2.2
ν_L	0.40	0.44
ν_T	0.047	0.048
ν_{45}	0.47	0.69
$\alpha_{L(RT)}$ ($\times 10^{-6}/K$)	-0.53	-9.0
$\alpha_{T(RT)}$ ($\times 10^{-6}/K$)	23.6	78.0
$\alpha_{z(RT)}$ ($\times 10^{-6}/K$)	57.0	78.0

$$1/E_y = 1/E_y - \Psi^2 G_{xy} \quad (5)$$

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

$$1/E_y = m^4/E_L + l^4/E_T + (1/G_{LT} - 2\nu_T/E_L)l^2m^2$$

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

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

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

$$\Psi = 2(l^2/E_T - m^2/E_L - (1/G_{LT} - 2\nu_T/E_L)(l^2-m^2)^2/2)lm$$

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

$$\alpha_y = d_{21}\alpha_L + d_{22}\alpha_T \quad (7)$$

$$\varepsilon_{x(cal)} = -\Delta T \alpha_x \quad (8)$$

$$\varepsilon_{y(cal)} = -\Delta T \alpha_y \quad (9)$$

$$d_{11} = (l^2(l^2-m^2)(1-\nu_L\nu_T)E_L'E_T' + 4l^2m^2G_{LT}(E_L'+\nu_LE_T'))/A$$

$$d_{12} = (-m^2(l^2-m^2)(1-\nu_L\nu_T)E_L'E_T' + 4l^2m^2G_{LT}(E_T'+\nu_TE_L'))/A$$

$$d_{21} = (-m^2(l^2-m^2)(1-\nu_L\nu_T)E_L'E_T' + 4l^2m^2G_{LT}(E_L'+\nu_LE_T'))/A$$

$$d_{22} = (l^2(l^2-m^2)(1-\nu_L\nu_T)E_L'E_T' + 4l^2m^2G_{LT}(E_T'+\nu_TE_L'))/A$$

$$A = (l^2-m^2)^2(1-\nu_LE_L'E_T' + 4l^2m^2G_{LT}(E_L'+E_T'+2\nu_TE_L'))$$

$$l = \cos\theta, m = \sin\theta,$$

$$E_L' = E_L/(1-\nu_LE_T), E_T' = E_T/(1-\nu_LE_T)$$

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, 周方向の熱膨張係数, $\varepsilon_{x(cal)}$, $\varepsilon_{y(cal)}$ はパイプの軸方向, 周方向の冷却熱歪の計算値で α_x , α_y に RT と LNT の温度差 ($-\Delta T = -216$) をかけて求めた。 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 の熱膨張係数(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 2 を利用した。

Fig. 7 Dependence of tensile modulus on winding angles in FW pipes.

Fig. 8 Dependence of thermal strain on winding angles in FW pipes. ○, ϵ_{x0} in ADFRP; ●, ϵ_{xi} in ADFRP; ○, ϵ_{x0} in ADFRP; □, ϵ_{y0} in ADFRP; ■, ϵ_{yi} in ADFRP; □, ϵ_{y0} in ADFRP; ▽, ϵ_{x0} in DFRP; ▼, ϵ_{xi} in DFRP; ▽, ϵ_{x0} in DFRP; △, ϵ_{y0} in DFRP; ▲, ϵ_{yi} in DFRP; △, ϵ_{y0} in DFRP.

3.3.2 計算結果

計算した室温の ADFRP(A/D=5/5)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. 7 に示す。ADFRP(A/D=5/5)の E_x , E_y はすべての θ に対しても DFRP に比べて大幅に向上しており、これは AIF を混合することにより E_L , 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。

3.4 パイプの冷却時の熱歪特性

3.4.1 熱歪の巻角度(θ)依存性

ADFRP (A/D=5/5)及び DFRP パイプの軸方向及び周方向の RT から LNT での冷却熱歪 ϵ_y , ϵ_x の巻角度依存性について前節にて示された式を用いて計算した $\epsilon_{y(cal)}$ と実測値を Fig. 8 に示す。図中熱歪が正は冷却時に膨張することを示し、負膨張を意味する。なお実測

したパイプの形状、巻角度については Table 3 に示す。

まず計算値に着目する。 $\epsilon_{x(cal)}$ は θ が $0 \sim 40^\circ$, $\epsilon_{y(cal)}$ は $50 \sim 90^\circ$ で膨張となり、その絶対値はそれぞれ θ が 30° 及び 60° 付近で最も大きくなる。これは DFRP の挙動と一致しているが、膨張になる θ の範囲及びその絶対値は AIF の影響により小さくなる。また $\epsilon_{x(cal)}$ は θ が $40 \sim 90^\circ$ で、 $\epsilon_{y(cal)}$ は $0 \sim 50^\circ$ で収縮となり、それぞれ $\theta=90^\circ$ 及び 0° で最大値を示すがその値は DFRP のそれより小さい。いずれも巻角度依存性は DFRP に比べて小さい。これは AIF 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と思われる。

次にコイルボビンへの応用を考え、周方向の冷却熱歪が膨張になる θ が $50 \sim 90^\circ$ で実測値と計算値とを比較する。実測値の内、外面周方向熱歪の平均値 $\epsilon_y = 1/2(\epsilon_{y0} + \epsilon_{yi})$ と及び軸方向熱歪の平均値 $\epsilon_x = 1/2(\epsilon_{x0} + \epsilon_{xi})$ と計算値 $\epsilon_{y(cal)}$, $\epsilon_{x(cal)}$ とがほぼ一致している。これより ADFRP パイプの熱歪の巻角度依存性に関し工学的な設計法としてこの方法を採用することができると考えられる。

以上より ADFRP パイプの弾性率及び内、外面冷却熱歪平均値の巻角度依存性が明らかになり、軸又は周方向に高弾性率かつ熱歪の内、外面平均値が負膨

Fig. 9 Dependence of thermal circumferential strain in DFRP and ADFRP (A/D=5/5) on the shape parameter. Winding angle : 60 deg. ○, ϵ_{y0} in ADFRP; ●, ϵ_{yi} in ADFRP; ○, ϵ_y in ADFRP; △, ϵ_{y0} in DFRP; ▲, ϵ_{yi} in DFRP; ▽, ϵ_y in DFRP.

Table 3 Pipe shape parameters of DFRP and ADFRP (A/D=5/5).

	θ (deg)	Do (mm)	Di (mm)	t (mm)	Di/t
ADFRP	60	223.2	210.0	6.6	31.8
	75	223.2	210.0	6.6	31.8
	90	110.0	80.0	15.0	5.3
DFRP	45	55.0	50.0	2.5	20.0
	60	55.0	50.0	2.5	20.0
	70	55.0	50.0	2.5	20.0
	85	55.0	50.0	2.5	20.0

Fig. 10 Dependence of thermal circumferential strain in ADFRP (A/D=5/5) on the shape parameter. Winding angle : 60 deg, 75 deg. ○, ϵ_{y_o} (60deg) ; ●, ϵ_{y_i} (60deg) ; ○, ϵ_y (60deg) ; △, ϵ_{y_o} (75deg) ; ▲, ϵ_{y_i} (75deg) ; ▽, ϵ_y (75deg).

張となるパイプの設計が可能となった。しかし内、外面の周方向熱歪は異っており、この補正を行うことが実際は重要である。なぜならば超電導コイルボビンへの応用を考える場合、外面周方向熱歪が直接効てくる物性と考えられるからである⁹⁾。FWパイプの内、外面周方向熱歪は形状(内径/肉厚比: Di/t)に依存することが知られているので、ADFRPパイプの内、外面周方向熱歪の形状依存性について以下に述べる。

3.4.2 熱歪の形状(Di/t)依存性

Di/t が 5~35 で ADFRP (A/D=5/5) 及び DFRP パイプの周方向冷却熱歪(ϵ_{y_o} , ϵ_{y_i} , ϵ_y)を Fig.9 に示す。ここで巻角度 θ は ϵ_y が最も大きな膨張を示す 60°とした。いずれも Di/t が大きくなるにつれて ϵ_{y_o} は収縮から膨張

Table 4 Material parameters of the pipes (ADFRP (A/D=5/5), DFRP).

	θ (deg)	$\alpha_y - \alpha_z$ ($\times 10^{-6}/K$)
ADFRP	60	60.3
	75	58.7
DFRP	60	103

に転ずる。しかし DFRP も ϵ_{y_o} が Di/t が 3~4 で収縮から膨張に転ずるのに対し、ADFRP は Di/t が 25~30 まで収縮を示し、膨張に転じても絶対値は DFRP のそれより小さい。また ADFRP, DFRP とともに ϵ_{y_i} は ϵ_{y_o} より大きい膨張を示すが、 Di/t の増加によりその値は ϵ_{y_o} に近づく傾向を示す。一方 ϵ_y は Di/t に依存しない。しかし ADFRP の ϵ_{y_i} , ϵ_y は DFRP のそれより小さい膨張である。

次に巻角度による影響を知るため ADFRP について $\theta=60^\circ, 75^\circ$ で比較する。Fig. 10 に ADFRP パイプ($\theta=60^\circ, 75^\circ$)の周方向冷却熱歪(ϵ_{y_o} , ϵ_{y_i} , ϵ_y)の Di/t 依存性を示す。 $\theta=75^\circ$ の場合でも $\theta=60^\circ$ と同様の挙動を示す即ち ϵ_{y_o} は Di/t の増加に従い収縮が小さくなり、 ϵ_{y_i} は ϵ_{y_o} より大きい膨張を示すが、 Di/t の増加によりその値は ϵ_y に近づく傾向を示す。一方 ϵ_y は Di/t に依存しない。しかし、 $\theta=75^\circ$ の場合、 $\theta=60^\circ$ に比べて、 ϵ_{y_o} はやや大きな収縮を、 ϵ_{y_i} , ϵ_y はやや小さな膨張を示す傾向がある。これは前節で述べた計算結果に対応している。

3.4.3 内、外面周方向熱歪の差

コイル特性に直接関係があると思われるのは外面周方向の冷却熱歪であるが⁹⁾、Fig.9, 10 に示す様に内周と外周の周方向熱歪は異なる値を示し、その差($\Delta\epsilon_y = \epsilon_{y_i} - \epsilon_{y_o}$)は形状に依存する。また $\Delta\epsilon_y$ は(10)式に示す簡単な計算で予測ができる²⁶⁾。

$$\Delta\epsilon_y = 2(\Delta T)(\alpha_z - \alpha_y) / [(Di/t) + 1] \quad (10)$$

ここで α_y は式(7)で求めた値である。 α_z は 3.1 に示し

Fig. 11 Dependence of the difference between ϵ_{y_i} and ϵ_{y_o} on the shape parameter.

た様に UD-FRP の積層方向の熱膨張係数である。式(10)によると熱膨張率の異方性 $\alpha_z - \alpha_y$ が大きい程 $\Delta\epsilon_y$ は大きくなる。また Di/t の増加に従い $\Delta\epsilon_y$ は小さくなる。Table 4 に各パイプの熱膨張係数の異方性 $\alpha_z - \alpha_y$ を示す。DFRP と ADFRP ($\theta=60^\circ$) を比較すると ADFRP の $\alpha_z - \alpha_y$ は DFRP のそれより小さい。また ADFRP について $\theta=60^\circ$ と 75° で $\alpha_z - \alpha_y$ を比較すると $\theta=60^\circ$ がやや大きいものの巻角度による差は小さい。

Fig.11 に各パイプについて $\Delta\epsilon_y$ の Di/t 依存性と式(10)より求めた計算結果を示す。いずれの試料でも $\Delta\epsilon_y$ は Di/t の増加に伴い小さくなる。また $\theta=60^\circ$ の DFRP と ADFRP を比較すると、ADFRP の $\Delta\epsilon_y$ は DFRP のそれより小さい。これは ADFRP は DFRP に比べて $\alpha_z - \alpha_y$ が小さいためと考えられる。次に ADFRP の巻角度に着目すると $\theta=60^\circ$ と 75° では $\Delta\epsilon_y$ に明確な差は認められない。これは式(10)によると $\theta=60^\circ$ と 75° とでは $\alpha_z - \alpha_y$ に大きな差が無いからと考えられる。これらの傾向は実測値と計算値がよい対応を示している。

4. 結 論

ADFRP 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弾性率、熱歪特性を測定し以下のことが明らかになった。

- (1) UD-ADFRP の熱膨張係数は複合則で計算でき、A/D 比が 5/5 でほぼ零となる。
- (2) 90°巻 ADFRP パイプの周方向冷却熱歪の内、外面平均値 $\epsilon_y = 1/2(\epsilon_{y_o} + \epsilon_{y_i})$ は複合則で計算される UD-ADFRP のそれとほぼ一致する。
- (3) UD-ADFRP 及び ADFRP パイプの引張り弾性率は AIF の混合の効果により DFRP に比べて大きい。
- (4) ADFRP パイプの軸方向及び周方向の熱膨張係数の計算値 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時の熱歪(RT-LNT) $\epsilon_{x(cal)}, \epsilon_{y(cal)}$ は実測値から求めた $\epsilon_x = 1/2(\epsilon_{x_o} + \epsilon_{x_i}), \epsilon_y = 1/2(\epsilon_{y_o} + \epsilon_{y_i})$ とほぼ一致する。
- (5) ADFRP パイプの周方向の冷却熱歪 ϵ_y は DFRP と同様、内、外面で差があり、 ϵ_{y_o} は小さな収縮または小さな膨張、 ϵ_{y_i} は大きな膨張を示し、その差は Di/t が大きくなるにつれて小さくなる傾向を示す。また内、外面平均値 $\epsilon_y = 1/2(\epsilon_{y_o} + \epsilon_{y_i})$ は Di/t に殆ど依存せず、DFRP パイプのそれより低い膨張となる。
- (6) ADFRP パイプの ϵ_{y_o} と ϵ_{y_i} の差 $\Delta\epsilon_y = \epsilon_{y_i} - \epsilon_{y_o}$ は計算値とほぼ一致し、DFRP より小さい。

これらのデータを使用することにより負膨張性を保持しつつ高弾性率を有する ADFRP 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) A. Iwabuchi, H. Arai, Y. Yoshino, T. Shimizu, M. Sugimoto, K. Yoshida, T. Kashima and H. Inui : Cryogenics, 35 (1995) 13
- 5) T. Takao, H. Nemoto, H. Konda, T. Kashima and A. Yamanaka : Proc. of ICEC16 / ICMC (1997) 2049
- 6) H. Fujishiro, M. Ikebe, T. Kashima and A. Yamanaka, Jpn. J. Appl. Phys. 36 (1997) 5633
- 7) T. Nitta, M. Chiba, T. Kashima and T. Takao : Proc. of MT-15 (1998)
- 8) 仁田旦三, 千葉政邦, 澤田直隆, 鹿島俊弘, 山中淳彦 : 電気学会年会 5-297 (1998)
- 9) T. Kashima, A. Yamanaka, E. S. Yoneda, S. Nishijima and T. Okada : Adv. Cryog. Eng. 41 (1996) 441
- 10) 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
- 11) T. Takao, K. Watanabe, T. Moriya, T. Kubosaka, T. Kashima, A. Yamanaka and S. Fukui : Proc. of MT-15 (1998)
- 12) A. Yamanaka, T. Kashima and K. Hosoyama : IEEE Transactions on Applied Superconductivity, to be published
- 13) 大熊 武, 岩田良浩 : 低温工学 32 (1997) 366
- 14) 田崎賢司, 矢沢 孝, 米田えり子, 野村俊自, 鶴永和行, 前田秀明, 大熊 武, 中出雅彦, 原 榮志 : 第 52 回秋季低温工学・超電導学会予稿集, (1994) 27
- 15) 山中淳彦, 鹿島俊弘, 西嶋茂宏, 岡田東一 : 低温工学 32 (1997) 330
- 16) 山中淳彦, 鹿島俊弘, 西嶋茂宏, 岡田東一 : 低温工学 33 (1998) 710
- 17) K. Takeda, M. Chiba, K. Fukuda, Y. Sakagami, M. Shibuya, K. Miyashita, H. Moriai, K. Kamata : Proc. of

ICEC 17 (1999)

- 18) 田川公平, 宮下克巳, 杉山勝夫, 森合英純, 鎌田
 囃寿, 福田州洋 : 秋季低温工学・超電導学会予稿
 集 57(1997) 285
- 19) 佐藤誠樹, 松尾政晃, 船木和夫, 中武 浩, 山下幸
 生, 竹尾正勝, 木須隆暢, 鹿島俊弘, 山中淳彦 : 九
 州大学ベンチャービジネスラボラトリー 1997 年
 度年報
- 20) 鹿島俊弘, 山中淳彦, 山崎章則, 有吉昭彦 : 第 57
 回秋季低温工学・超電導学会予稿集, (1997) 288
- 21) 岩淵 明, 菊池智也, 舟山裕人, 清水友治, 鹿島俊
 弘, 山中淳彦 : 日本機械学会年会 (1995)
- 22) T. Takao, H. Konda, H. Akama, T. Kashima and A.
 Yamanaka : Proc. of MT-15 (1998)
- 23) T. Takao, H. Akama, N. Maeda, T. Kashima and A.
 Yamanaka : Proc. of ICEC17 (1999)
- 24) M. Uemura, H. Iyama and Y. Yamaguchi : J. Jpn. Soc.
 Aero. Space. Sci., 26 (1978) 471
- 25) D. Hull ; An Introduction to Composite Materials,
 Syndicate of the Cambridge University Press, England
 (1985) 27
- 26) 山中淳彦, 鹿島俊弘, 西嶋茂宏, 岡田東一 : 低温
 工学 35 (2000) 530