超電導磁気浮上列車用 FRP 製荷重支持体の開発*

青山 博^{*1}, 服部 敏雄^{*1}, 岩佐 正明^{*1}, 根本 武夫^{*2}
園部 正^{*3}, 滝沢 照広^{*3}, 渡邊 洋之^{*3}
福士 慶滋^{*4}, 一ノ瀬 道幸^{*5}, 寺井 元昭^{*6}

Development of a Thermal Insulating Support System
Using Fiber-Reinforced Plastics for MAGLEV Trains

Hiroshi AOYAMA, Toshio HATTORI, Masaaki IWASA, Takeo NEMOTO,
Tadashi SONOBE, Teruhiro TAKIZAWA, Hiroyuki WATANABE,
Keiji FUKUSHI, Michiyuki ICHINOSE and Motoaki TERAII

A new type of load support system for the superconducting magnet of MAGLEV trains has been developed. This connects a coil case kept at liquid helium temperature (4.2 K) with an outer case kept at ambient temperature (about 300 K). Thus, this support system possesses low thermal conductivity as well as high stiffness and sufficient strength. In this paper we show how this new support system is developed. First, we define a characteristic parameter "specific stiffness" which is the product of support system stiffness multiplied by thermal resistance. Then, we evaluate this specific stiffness for various structural shapes, such as bars, cylinders and cones. On the basis of these evaluations we select a cone shaped support system made of alumina FRP. The optimization of cone angle and lamination angle by finite element analysis is discussed. Finally, measured results from several new cone shaped support systems are presented, including thermal conductivity, stiffness, stress distributions and strength.

Key Words: Composite Material, Material Testing, Optimal Design, Reliability, Fatigue, MAGLEV, Superconducting Magnet, Fiber Reinforced Plastics, Cryogenic Temperature, Thermal Conductivity

1. 緒 言

近年、MRI (Magnetic Resonance Imaging, 核磁気共鳴) 装置、SOR (Synchrotron Orbital Radiation, 放射光) 装置、大型加速器および磁気浮上列車など、超電導磁石を利用した機器の開発が進められている⁽¹⁾。磁石の心臓部である超電導コイルは、液体ヘリウムによって 4.2K に冷却されて使用される。このコイルを大気温度 (300K) の磁石外槽内に支持する荷重支持体は、十分な剛性と強度の他に、液体ヘリウムの消費量を抑えるために高い断熱特性 (高熱抵抗) が

要求される^{(2) (8)}。このため、荷重支持体はFRP (繊維強化プラスチック) で、製作されている⁽⁹⁾。本研究は、磁気浮上列車に搭載される超電導磁石内で使用される荷重支持体を主対象として行ったものである。そして、従来の円筒型から、コーン形状を基本としたFRP製荷重支持体数種を開発し、その剛性、強度と熱侵入量の関係を考察した。

2. 各種荷重支持体の剛性、熱抵抗の比較

超電導磁石の荷重支持体に要求される剛性と熱抵抗を、種々の構造に対して定量的に比較する。これらの性能は、構造と構成材料の材料定数 (縦弾性率 E 、熱伝導率 λ) によって決まるが、ここでは、構造の違いのみに注目した性能比較を行う。比較パラメータとしては、剛性と熱抵抗とをかけた比剛性を用いる。

2.1 ロッド型 図1に示す諸元で剛性、熱抵抗を計算する。以下、構成材料の縦弾性率を E 、熱伝導率を λ で示す。

$$\text{剛性 } K; \quad P/\delta = AE/L \quad \cdots (1)$$

$$\text{熱抵抗 } R; \quad \Delta T/Q = L/A\lambda \quad \cdots (2)$$

* 原稿受付 1995年10月25日。

^{*1} 正員、(株)日立製作所機械研究所 (〒300 上浦市神立町502)。

^{*2} (株)日立製作所機械研究所。

^{*3} (株)日立製作所日立工場 (〒317 日立市幸町3-1-1)。

^{*4} (株)日立製作所日立研究所 (〒319 12 日立市大みか町7-1-1)。

^{*5} 日立化成工業(株)山崎工場 (〒317 日立市東町4-13-1)。

^{*6} 東海旅客鉄道(株) (〒103 東京都中央区八重洲1-6-6)。

ただし、 P ；軸力、 δ ；変形量、 A ；断面積、 L ；ロッド長、 ΔT ；温度差、 Q ；熱量、とする。

この両性能を次式で示す一つのパラメータ比剛性 $S \cdot S$ (Specific Stiffness) で表す。これは、単位熱侵入量当たりの剛性を表し、これが大きい程、支持体に適切であることを示す。

$$S \cdot S = K \times R \quad (3)$$

ロッド型の場合、軸方向剛性のみ考慮すると、

$$S \cdot S_{ax} = E / \lambda \quad (4)$$

となる。実機では全方向にまんべんなく剛性が必要となり、一般には図2に示すようなX、Y、Z方向に組み合わせた支持構造となり、

$$S \cdot S = 0.33 E / \lambda \quad (5)$$

となる。

Fig. 1 Rod model

Fig. 2 3-rod support model

2・2 多重円筒型 多重円筒型は従来より超電導磁石の断熱支持体として使われてきたもので、図3に示すように、円筒が6層に重ねられている。そして、その中心軸が大気温度の磁石外槽に、最外周円筒部が液体ヘリウム温度のコイル内槽に固定される。

2・2・1 軸方向

$$\text{剛性 } K ; \frac{P}{\delta} = \frac{8 \pi t E}{L} \cdot \frac{1}{\sum \frac{1}{r_i}} \quad (6)$$

$$\text{熱抵抗 } R ; \frac{\Delta T}{Q} = \frac{L}{8 \pi t \lambda} \sum \frac{1}{r_i} \quad (7)$$

ただし、 t ；一つの円筒の板厚。これらより

$$S \cdot S_{ax} = E / \lambda \quad (8)$$

となる。当然ながら軸方向の比剛性は、ロッド型の軸方向の剛性に等しくなる。

2・2・2 軸直角方向

$$\text{曲げ } \delta' = \sum \frac{P L^3}{48 E I_i} \quad (9)$$

$$\text{せん断 } \delta'' = \sum \frac{P L}{4 A_i G} \quad (10)$$

$$\text{剛性 } K ; \frac{P}{\delta} = \frac{P}{\delta' + \delta''} \quad (11)$$

ただし、 I_i ；各円筒の断面2次モーメント、 A_i ；各円筒の断面積、 G ；横弾性係数とする。上式に、実際に使用されている支持体の諸寸法を代入すると

$$S \cdot S = 0.277 E / \lambda \quad (12)$$

となり、多重円筒型の場合、軸直角方向の剛性が軸方向の剛性の約 1/4 になることが分かる。この軸方向と軸直角方向剛性のアンバランスが、しばしば超電導コイル制振上問題となる。

Fig. 3 Cylindrical model

2・3 コーン型 コーン形状を図4に示すものの軸方向につき計算する。

軸方向の剛性については、皿バネの式を参考にし、

$$\begin{aligned} \text{剛性 } K ; \frac{P}{\delta} &= \frac{E}{(1-\nu^2) M a^2} \left\{ (h-\delta) \left(h - \frac{\delta}{2} \right) t + t^3 \right\} \\ &= \frac{E t}{(1-\nu^2) M} \left(\frac{h}{a} \right)^2 \quad (13) \end{aligned}$$

と、考える。ただし、 a ；外半径、 b ；内半径、 h ；コーン高さ、 t ；コーン板厚、 ν ；ポアソン比、 M は、 a と b より決まる係数であり、 $\theta = 45^\circ$ の時 $M=0.79$ である⁽¹⁰⁾。

熱抵抗は円板の熱伝導の計算式を、もとに熱伝導経路が $1/\cos \theta$ 長くなるものと近似して計算した。

$$\text{熱抵抗 } R; = \frac{\Delta T}{Q} = \frac{\text{Log}(a/b)}{2\pi t \lambda} \cdot \frac{1}{\cos \theta} \quad (14)$$

これらの式に、図4の諸寸法を代入すると

$$S \cdot S = 0.45 E / \lambda \quad (15)$$

となり、多重円筒型に比べ小型のものでも、剛性を向上できることが分かった。

Fig. 4 Conical model

3. コーン角度の検討

前節でコーン型の有効性が予測されたため、FEM解析によってコーン角度の最適化の検討を行った。図5に、計算モデルを示す。解析条件は $E=40 \text{ GPa}$ 、 $\nu=0.3$ 、 $\lambda=3.25 \text{ W/mK}$ で行った。図6に前節で定義した比剛性 $S \cdot S$ とコーン角度の関係を示す。荷重支持体としては、あらゆる方向に剛性のバランスがとれていることが望ましいため、コーン角度 45° 程度が最適形状とみなせる。

Fig. 5 Calculation models

Fig. 6 Cone angle vs. specific stiffness

4. 荷重支持体の試作と強度、熱侵入測定

4.1 各種FRPの機械的および熱的特性 材質の選定に当たっては、CFRP、GFRPおよびアルミナFRP ($\text{Al}_2\text{O}_3 \text{ FRP}$) ⁽¹¹⁾を候補とした。表1に各FRPの剛性および強度の実測結果を示す。各FRPは繊維の配向が $(0^\circ/45^\circ/90^\circ/135^\circ)$ sの擬似等方材を用い、試験は室温大気中で行った。

図7に同じく、各FRP材の熱伝導率を試験温度との関係で示す。室温付近(300K)では、GFRPが最も低い熱伝導率を示す。また、液体ヘリウム温度付近(4K)では、CFRPが低い値を持つ。アルミナFRPは全温度域で比較的低い熱伝導率を有している ⁽¹²⁾。

Table 1 Mechanical properties of FRP

FRP type	GFRP	CFRP	AluminaFRP
Young's modulus (GPa)	15	40	34
Compressive Strength(MPa)	180	350	400

Fig. 7 Thermal conductivity of FRP

4.2 コーン型荷重支持体 以上の予備検討をふまえて、支持体の試作を行った。図8に示すように、各支持体はそれぞれ大小2つのコーンから構成され、熱伝導距離を長くする工夫をした。両コーンはステンレス製の中間コーンで連結している。まず、コーンの組み合わせはCFRPとGFRPとし、特に実際の超電導磁石内で、低温部に接合されるコーンに、低温で熱伝導率の小さいCFRPを用い、大気温度にさらされる部材側にGFRPを用いることで、トータルでの熱抵抗を高めた。図9にコーン型支持体を搭載した超電導磁石の構造模式図を示す。浮上力、推進案内力、コイルの自己電磁力、熱収縮力などの主荷重を2つのコーン型荷重支持体で受け持つ。そして、レーストラック状をしたコイルの面内上下方向の振動を4本のロッド型支持体で、また面外方向の振動を4個の支持

体で抑制する方式を採っている。

Fig. 8 Geometry of cone support system

Fig. 9 Structure of the superconducting magnet

4・3 繊維配向の影響 繊維の配向をコーンの母線方向と周方向に選んだ直交異方性FRPおよび、繊維の配向を変えたものを数層重ねた擬似等方性FRPの2種について試作を行った。試作したコーン型支持体の外観を図10に示す。強度試験は軸方向、軸直角方向で行い、剛性、破壊強度およびFRP各部のひずみを測定した。実際の超電導磁石にこのコーン型支持体が搭載される場合、支持体には液体ヘリウム温度から大気温度までの温度勾配がつく。この温度勾配下での強度試験をするにあたって、図11に示す極低温環境槽を設計、製作した。真空槽の中に、液体ヘリウムタンクとそれを覆うように液体窒素タンクが取り付けられている。外側コーン（大コーン）上部には液体窒素温度の熱シールド板が取り付けられる（図12）。

熱侵入量はコーン上部を液体ヘリウム温度に、コーン下部を液体窒素温度に保った時のヘリウム蒸発量を測定することで行った。

表2に各支持体の剛性、強度および熱侵入量の測定結果を示す。

図13に9.8kN負荷時の内側コーン（小コーン）の応力測定結果を示す。図には、FEM計算結果も合わせて示してある。軸直角方向に負荷した場合、コーン側面部の応力が直交異方性FRPで擬似等方性FRPの約1/2と低く、コーン上面部の応力が、逆に大きくなっている。このことが直交異方性FRPを使

用したコーンの剛性・強度を低下させる原因となっている。あらゆる方向に等価な剛性、強度を持たせるためには擬似等方性FRPが有利であることが分かる。

Fig. 10 Cone support system

Fig. 11 Test equipment under low temperature

Fig. 12 Structure of the test equipment

Table 2. Stiffness, strength and thermal resistance of the load support system

Lamination	Orthotropic		Quasi-isotropic	
Load direction	Axial	Transversal	Axial	Transversal
Stiffness (kN/mm)	49.4	36.7	-	31.3
Strength (kN)	41.1	37.2	-	43.1
Heat generation(W)	0.102		0.120

Fig.13 Stress distributions in an inner cone under transversal load (9.8kN)

4・4 CFRP・GFRPとアルミナFRPの比較
擬似等方性CFRPとGFRPより構成されるコーン型支持体と、擬似等方性アルミナFRPのみで構成される支持体を製作し剛性、強度および熱侵入量を測定した。本支持体はコーン下部の径を前モデルと同じとし、コーン角度を55°に変更した。これはコーン上部の小径部の応力を緩和させるためである。表3に測定結果を示す。アルミナFRPを用いて作製された支持体は、CFRP・GFRPの組み合わせの場合に比べて、熱侵入量で7.5%低く、軸直角方向の強度で44%高いことが分かった。以上の検討の結果、荷重支持体を構成するFRPとしては、擬似等方性アルミナFRPが最も適していることが分かった。

Table 3 Stiffness, strength and thermal resistance of the load support system

FRP type	CFRP/GFRP		AluminaFRP	
Load direction	Axial	Transversal	Axial	Transversal
Stiffness (kN/mm)	76.5	29.4	127.5	66.7
Strength (kN)	80.4	44.1	89.2	63.7
Heat generation(W)	0.305		0.282	

4・5 コーン形状に関する検討
本荷重支持体は限られた搭載スペースで最大の熱抵抗を確保するために、大小2つのFRPコーンを使用し、このFRPコーンと金属を4箇所で締結している。強度試験を行っ

た際、この締結部で破壊することが多く、この部分の信頼性を確保するのが困難であった。そこで、締結部を減らし2つのコーンを対向させる形をとった新たな支持体を考案した。この支持体の内部構造を図14に示す。また、その外観を図15に示す。本荷重支持体は鼓状に成型された擬似等方性アルミナFRPでできている。そのくびれ部に熱シールド板が取り付けられる。そして、コーンの一端が内槽へ、もう一端が外槽側へ、それぞれ締結される。内槽側から外槽側までを一体成型のFRPで製作してあるため、FRPと金属の締結部が従来の4箇所から2箇所へと減った。しかも、締結部の径が大きくなっているため接着面積が大きくとれることになり接着信頼性も上がる。

また、図16に示すようなこの荷重支持体の形状は、支持体にかかる最大荷重である車体重量負荷に対して、応力分布が一様になる形状を有しており、強度的にも最適であることがわかる。

本荷重支持体は、擬似等方性アルミナFRPで製作した。成型は鼓形状の内金型に一方向アルミナ繊維を含むプリプレグシートを、その繊維配向を変えながら重ね、外金型で加圧することで行った。軸直角方向の荷重に対し、FRP内部の応力が均一になるように板厚が場所によって変えてある。この板厚はFEM計算によってFRPの応力分布を変化させながら決めた。

上記荷重支持体を用いた磁石の構造を図17に示す⁽¹³⁾。コーン型荷重支持体は、レーストラック状内槽の直線部中央に取り付けられ、コイルに働く浮上力、推進案内力を外槽を通して台車側に伝える。荷重支持体にとって、浮上力、推進案内力は主にコーンの軸直角方向に作用することになる。

表4に本支持体の剛性、強度および熱侵入量の測定結果を示す。

Fig.14 Structure of the bicone load support system

Fig. 15 Bicone load support system

Fig. 16 Bending moment of the load support

Fig. 17 Structure of the superconducting magnet

Table 4 Stiffness, strength and thermal resistance of the load support system

Stiffness	Axial	235 kN/mm
	Transversal	67 kN/mm
Strength	Axial	over 100 kN
	Transversal	116 kN
Heat generation		0.280 W

5. 荷重支持体の疲労試験

5.1 実環境槽の製作 荷重支持体はFRPと金

属の締結部を有しており、極低温環境下での締結部の強度も荷重支持体の信頼性を左右する重要なデータである。従って、荷重支持体の信頼性を定量的に把握するためには、疲労試験を実際の環境を模擬した状態で行う必要がある。図11に示した極低温環境槽は試験治具の冷却に液体ヘリウムおよび、液体窒素を使用するため長期の疲労試験には適さない。このため、新たに、冷凍機を用いた環境槽を設計、製作した。環境槽の外観を図18に示す。外観はステンレス製の箱型溶接構造をしており、内部は真空に保たれる。環境槽外槽内部の構造を図19に示す。内部にはFRP製コーン型支持体4つによって支えられた低温側治具が中央に位置している。低温側治具はステンレス（SUS304）の箱型溶接構造をしている。この箱型の低温側治具が実際の超電導磁石のコイル内槽（液体ヘリウム温度）を模擬している。この低温側治具はヘリウム冷凍機3台によって10K程度にまで冷却される。試験片は低温側治具の端部にボルトによって固定される。この試験片に荷重を負荷するために常温側治具を取り付ける。常温側治具上部を油圧アクチュエータにつながった負荷ロッドによって上下に引圧負荷する。これによって、試験片には軸直角方向の荷重が負荷される。試験中、試験片の剛性は負荷荷重を、負荷ロッドの変位と低温側治具の変位の差で除した値から求めている。FRP各部のひずみ、荷重振幅、負荷ロッド変位、および低温側治具変位信号はA/D変換機を通して、パソコンに取り込んでいる。

Fig. 18 Fatigue test equipment

Fig. 19 Structure of the fatigue test equipment

5.2 荷重条件 荷重支持体に作用する荷重を冷却時、励磁時、走行時に分けて整理する。

5.2.1 冷却時 内槽冷却時にコーン型荷重支持体取付部は内槽支持ビームの熱収縮によってコイルの中心に向かって4 K時で δ_c 強制変形する。したがって、荷重支持体に負荷される荷重 P_1 は、荷重支持体の軸直角方向の剛性を K_c として

$$P_1 = K_c \times \delta_c \quad (16)$$

となる。

また、内槽の上下方向の振動を抑えるロッド型荷重支持体の熱収縮を δ_r とした時、ロッド型支持体による負荷 P_2 は、ロッド型支持体の剛性を K_r とし、

$$P_2 / (K_r \times 2) + P_2 / (K_c \times 2) = \delta_r \quad (17)$$

で表される(図20(a))。

5.2.2 励磁時 励磁されると、自己電磁力によってコイルの上下方向に P_3 、隣接コイルとの間に P_4 の負荷を受ける(図20(b))。

5.2.3 走行時(浮上力、推進案内力) 通常走行時には、コーン型支持体1つに列車の進行方向に、 P_5 、上下方向に P_6 の電磁力が働く(図20(c))。

Fig. 20 Load patterns

5.2.4 荷重履歴 以上をまとめて、コーン型荷重支持体に働く負荷を整理して、上部荷重支持体と下部荷重支持体に分けて荷重方向を含めて図21に示す。なお、図中の座標軸は図17に従う。

Fig. 21 Load value of each pattern

5.2.5 荷重の負荷回数 実機における、コーン型荷重支持体の荷重負荷イメージを図22に示す。本図より、繰り返し荷重パターンとしては、

- (1) 製作時 $\longleftrightarrow$ 冷却後
- (2) 冷却後 $\longleftrightarrow$ 励磁後
- (3) 励磁後 $\longleftrightarrow$ 浮上
- (4) 浮上走行中の振動

の4種類に分類される。

Fig. 22 Load pattern image

5.2.6 試験条件 前項(1)から(4)の荷重方向の違いを考慮し、試験は各荷重条件のもとで試験片の向きを変えて行った。試験片に対して加えた荷重の方向を図23に示す。浮上走行中の振動に関しては実荷重の平均荷重を、1.6倍、振動に伴う荷重を2倍(±4 kN)にして、 1.2×10^7 回実施することにした(表5)。

Fig. 23 Load directions

Table 5 Test conditions

No.	Test item	Load direction	Load (kN)	Cycle
1	Cooling	Z (0°)	0~-19	120
2	Excitation	Z (0°)	4~14	3650
3	Levitation	X (90°)	0~21	1.7×10^5
4	Running	X (90°)	29~37	1.2×10^7

5.3 試験結果⁽¹⁴⁾ 試験片の剛性は2章で述べたように、負荷荷重を、常温側治具(負荷ロッド)と低温側治具の相対変位で除した値とする。本試験片の剛性変化を図24に示す。各荷重条件のもとで、剛性は変化していない。

Fig. 24 Stiffness change

6. 結 論

超電導磁気浮上列車用磁石を対象としたコーン型 FRP 製荷重支持体の開発を行い、以下の結論を得た。

- (1) 板厚一定の場合、コーン角度 4.5° で、比剛性 $S \cdot S$ が最大値 0.45 をとる。
- (2) 擬似等方性 FRP を使用することで、軸直角方向の強度を、CFRP・GFRP の組み合わせの場合、

直交異方性に比べ、 15.8% 向上させることができる。

- (3) 擬似等方性アルミナ FRP を用いることで、擬似等方性 CFRP・GFRP の組み合わせの場合の軸直角方向強度を 44.4% 、剛性を 12.6% 向上させることができる。また、熱侵入量を 7.54% 減少させることができる。

- (4) 2 つのコーンを対向させ金属締結箇所を減らした支持体構造の採用により、熱侵入量を増加させずに、強度を 82.1% 向上させることができる。

また、実環境下で長期にわたり疲労試験できる実環境槽を製作し、この試験槽を用いて実走行時の荷重条件に基づくコーン型荷重支持体の疲労試験を行い以下の結論を得た。

- (5) 試作した実環境槽により、コーン型荷重支持体の低温部は 13 K に冷却できることが分かった。
- (6) コーン型荷重支持体に、実走行時の平均荷重の 1.6 倍、振動に伴う荷重を 2 倍にした条件で、 1.2×10^7 回の疲労試験を行い、その結果剛性等に異常の無いことを確認した。

文 献

- (1) 森田, 溶接学会誌, 64-3, (1995), 32-37.
- (2) 中島・ほか 6 名, 日本金属学会会報, 31-3, (1992), 211-219.
- (3) 鈴木・ほか 8 名, 第 49 回春期低温工学・超電導学会講演概要集, (1993-5), 67.
- (4) 山地・ほか 7 名, 第 49 回春期低温工学・超電導学会講演概要集, (1993-5), 68.
- (5) 寺井・ほか 5 名, 第 49 回春期低温工学・超電導学会講演概要集, (1993-5), 69.
- (6) 寺井・ほか 5 名, 第 49 回春期低温工学・超電導学会講演概要集, (1993-5), 70.
- (7) 寺井・ほか 6 名, 第 49 回春期低温工学・超電導学会講演概要集, (1993-5), 71.
- (8) 鈴木・ほか 6 名, 第 49 回春期低温工学・超電導学会講演概要集, (1993-5), 76.
- (9) 竹野・ほか 4 名, 低温工学, 21-3, (1986), 182-187.
- (10) R. J. Roark and W. C. Young, Formulas for Stress and Strain, (1976), 383, McGraw-Hill.
- (11) 安部・ほか 2 名, 複合材料, 6-3, (1980), 89-97.
- (12) Rule, D. L. and Sparks, L. L., NISTIR, 89-3914, (1989), Natl. Inst. of Stand. and Tech..
- (13) 坂本・ほか 10 名, 機講, 940-10, (1994), 487-489.
- (14) Camponeschi, E. T. and Stinchcomb, W. W., ASTM STP 787, (1982), 225-246.