

伝導冷却マグネットを指向したビスマス系ならびに イットリウム系高温超電導テープ導体の伝熱特性

長崎 陽^{*1,†}, 中村 武恒^{*2}, 船木 一幸^{*3}, 芦田 康将^{*1}, 山川 宏^{*1}

Thermal Conduction Characteristics of Bi- and Y-system Tape Conductors Aiming at Conduction-cooled Magnet

Yoh NAGASAKI^{*1,†}, Taketsune NAKAMURA^{*2}, Ikkoh FUNAKI^{*3}, Yasumasa ASHIDA^{*1} and Hiroshi YAMAKAWA^{*1}

Synopsis: This paper reports thermal diffusivities of Bi-system and Y-system tape conductors. First, we measure temperature traces of the bundled conductors for the heater disturbance at conduction cooling conditions. Obtained results are modeled and analyzed using one-dimensional as well as two-dimensional heat balance equations. We show that the analysis results can successfully reproduce the experimental results for a wide temperature range from 20 to 77 K. On the basis of such results, we also clarify that the thermal diffusivity, in the perpendicular direction to the tape surface, of the Y-system conductors are five orders of magnitude lower than that of the Bi-system ones. Our results indicate that the consideration of such low thermal diffusivity is important for the conduction-cooled magnet design.

Keywords: magnetic sail, Y-system tape, Bi-system tape, conduction cool, thermal diffusivity

(Some figures in this article may appear in colour only in the electronic version)

1. はじめに

我々は、深宇宙探査を目的とした磁気セイル宇宙機¹⁾搭載用高温超電導マグネットシステムの研究開発を実施している²⁾。同宇宙推進システムは、太陽から吹き出す太陽風（高速なプラズマ流）を、マグネットが作る強力な磁界で受け止め推進力を得るシステムである。**Fig. 1**に磁気セイルの飛行イメージ図を示す。磁気セイルでは、まず宇宙機に搭載した直径 4 m 程度のマグネットを励磁することで広範囲に磁界を発生させる。発生した磁界と太陽風プラズマとの相互作用により磁気圏が形成される。磁気圏境界面に流れる電流が宇宙機に搭載したマグネット上に磁界を作り、さらにマグネットに流れる電流との相互作用（Lorentz 力）

により推力が生じる。以上のように、磁気セイルは原理的に推進剤を必要とせず、太陽から離れる方向へ推力が持続的に得られる。したがって高い燃料効率で航行が可能となり、太陽系の外縁部、更には系外の探査を比較的短期間で遂行することが期待される。

磁気セイルの推力を高めるためには、搭載されるマグネットの磁気モーメントを高める必要があり、本研究では、低損失で大電流を通電可能な超電導マグネットの適用を検討している。宇宙空間の背景温度は約 3 K であり、そうした極低温環境も超電導マグネット適用の大きなメリットとなる。磁気セイルでは開発中の赤外天文衛星 SPICA³⁾に倣い、冷媒が不要で軽量の放射冷却システム、および伝導冷却システムの使用を前提とする。絶対零度に近い温度環境では技術的成熟度の高い低温超電導技術の適用が考えられる。しかし、実際の宇宙空間においては、太陽光によるマグネットへの侵入熱を完全に遮断することは難しく、マグネットの温度は背景温度(3 K)に比べて高温となる。また、液体ヘリウムを用いて超電導マグネットを冷却する場合、上記侵入熱によって液体ヘリウムが徐々に蒸発する。そのため、宇宙空間で長期間低温超電導マグネットを動作させるためには、ASTROMAG 衛星⁴⁾のように、非常に大きな液体ヘリウムタンクが必要となる。以上より、磁気セイルにおいて低温超電導マグネットの適用は難しく、高温超電

Received April 19, 2012

^{*1} 京都大学 生存圏研究所

〒611-0011 京都府宇治市五ヶ庄

Research Institute for Sustainable Humanosphere, Kyoto University,
Gokasho, Uji, Kyoto 611-0011, Japan

^{*2} 京都大学大学院 工学研究科

〒615-8530 京都府京都市西京区京都大学桂

Graduate School of Engineering, Kyoto University,
Kyotodaigakukatsura, Nishikyo, Kyoto 615-8530, Japan

^{*3} 宇宙航空研究開発機構 宇宙科学研究所

〒252-5210 神奈川県相模原市

Institute of Space and Astronautical Science, Japan Aerospace
Exploration Agency, Sagami-hara, Kanagawa 252-5210, Japan

† E-mail: nagasaki@rish.kyoto-u.ac.jp

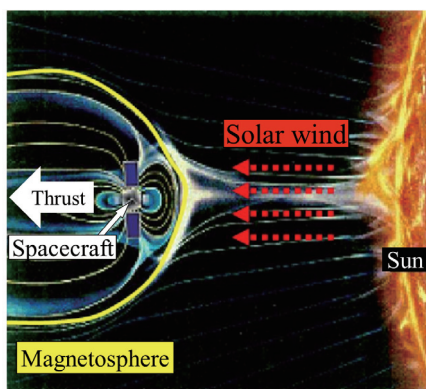


Fig. 1 Illustration of the thrust generation mechanism of the magnetic sail spacecraft.

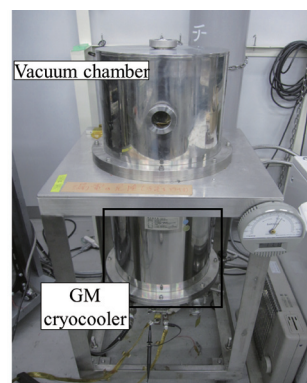


Fig. 2 Conduction-cooled experimental system.

導マグネットの適用が強く期待されている。本研究では、宇宙空間において放射・伝導冷却システムによる 20 K での高温超電導マグネットの実現を目指す。

我々は、これまで上記高温超電導マグネットの最適設計に向けた基礎検討を実施してきた⁵⁾。そして、ピスマス系 (Bi 系) マグネットについてはサブスケールモデルコイルを試作し、ミッション提案にある程度耐え得る設計が可能であることを示した⁵⁾。一方、より高い磁気モーメントを実現するためには、高磁界通電特性に優れるイットリウム系 (Y 系) マグネットの適用が望ましい。しかしながら、Y 系マグネット設計に際しては、同線材の低い熱伝搬速度に起因するホットスポット (局所的発熱) の影響を十分に考慮する必要がある、放熱特性に配慮した設計が非常に重要となる。特に、磁気セイル搭載用高温超電導マグネットは無冷媒冷却が想定されており、信頼性の高いシステムを実現するためには、線材長手方向だけでなく厚み方向の熱伝搬特性を精密に検討する必要がある。本特性に関しては、過去に断熱条件下における Y 系コイルの伝熱特性について調査されているが⁶⁾、冷却効果を考慮した非一様冷却バンドル導体の厚み方向ならびに長手方向への伝熱特性や、線材の種類による熱拡散率の相違については詳細に検討されていない。

本稿では、磁気セイル搭載用超電導マグネットシステムの熱設計へ向けた基礎検討として、材料候補である Bi 系線材ならびに Y 系線材の熱拡散率について短尺バンドル導体を用いて調べた。ヒータによる熱入力をバンドル導体に与え、それぞれ 1 次元、2 次元系で解析可能な 2 種類の冷却系において伝熱の過程を調べ、バンドル導体の厚み方向および長手方向への伝熱特性について調査を行った。

Table 1 Specifications of the tapes and bundles

	Width (mm)	Tape thickness (mm)	Bundle thickness (mm)
Bi-2223/Ag	2.6	0.18	1.6
YBCO	3.0	0.11	1.2
Cu	2.9	0.11	1.2

2. 実験方法

2.1 伝導冷却システム

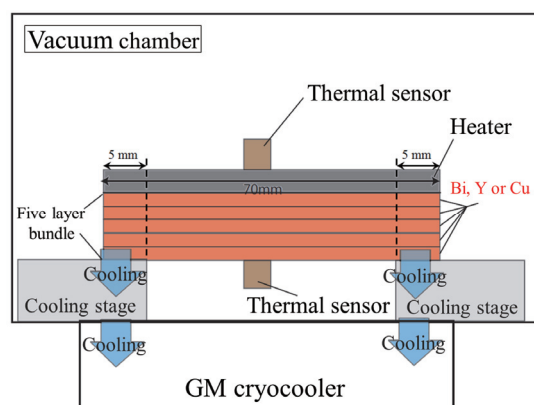
本実験で用いた伝導冷却システムを **Fig. 2** に示す。真空チャンバ内部は、チャンバ下部に取り付けられた GM 冷凍機を用いて 10 K 程度まで冷却可能である。

2.2 バンドル導体の仕様

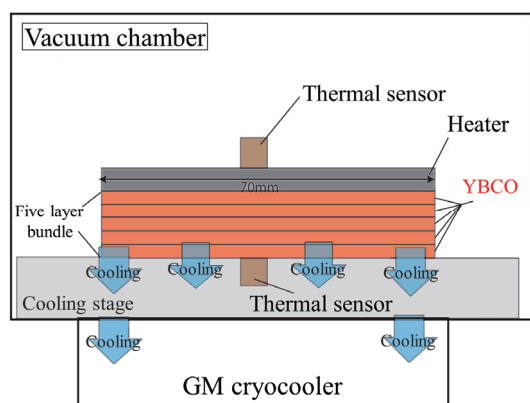
磁気セイル搭載用超電導線材の熱拡散率を取得するために、線材 5 枚を積層したバンドル導体を作製した。本実験では、バンドル導体の上面からヒータ入熱し、上下表面温度の測定を通して導体内における伝熱の様子を調べる。使用線材としては、住友電気工業(株)製 Bi 系テープ線材 (Bi-2223/Ag)、SuperPower 社製 Y 系テープ線材 (YBCO)、および Cu テープ材の 3 種類を用いた。今回用いた線材および作製したバンドル導体の諸元を **Table 1** に示す。超電導線材をマグネット化する際、電気的絶縁の観点から線材単独で使用することは少なく、ポリイミドテープ他により絶縁を行う。これは、厚み方向への伝熱特性の悪化を引き起こす要因であり、マグネットの冷却特性を解析する際に考慮すべき重要な制約条件となる。したがって、本実験でも各線材間でポリイミドテープによる絶縁を行った。また、バンドル導体の線材層間にはエポキシ系接着剤を薄く塗布している。なお、上記試料作製時には、導体長手方向に均等な力を与えることでその均一性の改善を試みた。

2.3 測定方法

本研究では、**Fig. 3** に示す 2 種類のセットアップにおいて実験を行った。まず、厚み方向ならびに長手方向の両者の伝熱特性を調べるために、バンドル下面両端 5 mm のみを冷却した (**Fig. 3(a)**) : 両端冷却系, Both-ends cooling system)。両端冷却系においては、上面から均一にヒータ熱を与えた場合、その温度変化はバンドル中央を境界とした線対称になると考えられる。前述の 3 種類の線材を用いて、上記冷却条件下で実験を行った。さらに、Y 系線材においては、バンドル導体下面全体を均一に冷却して実験を行った (**Fig. 3(b)**) : 下面均一冷却系, Uniform cooling system)。同冷却系では、バンドル上面からヒータ熱を均一



(a) Both-ends cooling system



(b) Uniform cooling system

Fig. 3 Schematic configuration of the experimental set-up for the thermal diffusivities of the HTS tapes.

に与えた場合、長手方向への温度勾配がほとんど生じないと考えられる。即ち、バンドル長手方向への伝熱を無視することができ、線材厚み方向の伝熱特性について詳細に調べることができる。本実験では、両端冷却系においては 290 mW のヒータ入熱を、また下面均一冷却系においては 10 W のヒータ入熱をそれぞれ与えた。

バンドル導体上面の熱源としては、長さ 70 mm、幅 10 mm、厚み 0.5 mm のニクロムヒータを用いた。また、Cernox[®]抵抗温度センサをバンドル導体中央部の上面（ヒータ面）と下面にそれぞれ設置し、上下面の温度測定に使用した。なお、Fig. 3(b) では、温度センサを取り付けるために、冷却ステージ中央部分に小さく穴が開いている。ヒータや温度センサの設置には熱伝導グリスを使用しており、熱接触不良を避けている。

上記セットアップにおいて、バンドル導体の温度が安定した後にヒータ熱を 60 秒間印加し、その後ヒータを OFF とした。上記過程において、バンドル導体の長手方向中央部上下表面における温度変化を測定し、ヒータからバンドル下面までの伝熱の様子を調べた。磁気セイル用超電導マ

グネットの運転条件としては、20 K 以上の冷却を想定しているため、20 K から 70 K 程度の温度範囲における伝熱特性を系統的に検討した。なお、本実験ではバンドル導体に通電は行っていない。

3. 解析方法

3.1 差分法による熱伝導解析

上記実験結果を 1 次元ならびに 2 次元熱伝導方程式によって再現し、超電導線材の熱容量、熱伝導率、熱拡散率などの熱物性値を数値的に得た。試料中の単位体積素片に対する 2 次元熱伝導方程式は式(1)のように表される。

$$C(x, y, T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \kappa(x, y, T) \frac{\partial T}{\partial x} \right\} + \frac{\partial}{\partial y} \left\{ \kappa(x, y, T) \frac{\partial T}{\partial y} \right\} + W \quad (1)$$

ここで T は温度、 κ は熱伝導率、 C 、 W は単位体積あたりの熱容量、発熱量をそれぞれ表す。熱拡散率は κ/C で求められる。1 次元熱伝導方程式では、上式において各熱物性値が温度 T と x のみの関数となる。なお、異なる 2 種類の物質間の熱移動は熱伝達によって起こるものとし、熱伝達量 q は物質 1 の温度を T_1 、物質 2 の温度を T_2 として以下の式(2)によって計算した。ただし h は熱伝達係数である。

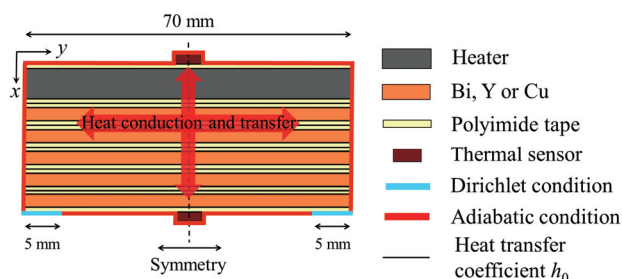
$$q = h(T_1 - T_2) \quad (2)$$

熱容量 C 、熱伝導率 κ 、および熱伝達係数 h は、温度 90 K、64 K、50 K、37 K、10 K についてそれぞれ求め、その他の温度における値については線形補間で定めた。

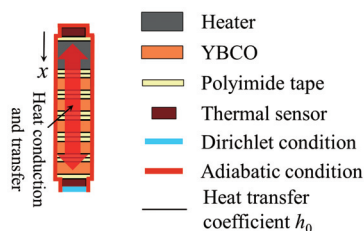
式(1)を差分法によって差分式化し、ヒータ ON 時の熱伝導の計算を行う。なお、差分を陽解法により行くと、計算上の空間刻み Δx 、 Δy と時間刻み Δt に制限があり、これらを適切に選ばなければ解が安定しない。そのため、長時間のシミュレーションには適していない。そこで、 Δt に制限がない陰解法の一つである Crank-Nicolson 法を適用して上式の差分化を行った。

3.2 シミュレーションモデルと方法

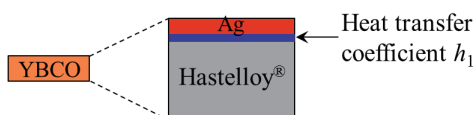
Fig. 4(a), Fig. 4(b) には、それぞれ両端冷却系 (Fig. 3(a), Both-ends cooling system) および下面均一冷却系 (Fig. 3(b), Uniform cooling system) における測定試料断面の解析モデルを示す。同図に示すように、ヒータおよび各線材とポリイミドテープが層状構造になっている。簡単のために、エポキシ系接着剤内の熱伝導およびその厚みは無視し、後述の熱伝達係数 h_0 によってその伝熱特性を考慮した。両端冷却系 (Fig. 4(a)) においては、バンドル導体中央部の点線は対称境界となる。したがって、バンドル導体半分の領域について 2 次元熱伝導方程式を解き、解析を行った。一方、下面均一冷却系 (Fig. 4(b)) においては、バンドル長手方向の温度差はほとんど発生しておらず、バンドルの厚み方向



(a) Two-dimensional thermal analysis model of the both-ends cooling system



(b) One-dimensional thermal analysis model of the uniform cooling system



(c) Analysis model of the inside structure of the YBCO tape

Fig. 4 Thermal analysis model of the cross-sectional surface of the bundles.

にのみ伝熱する。したがって 1 次元熱伝導方程式を解き、バンドル中央部分の 1 次元熱伝導を計算した。これらのモデルを基に、線材厚み方向 Δx 、長手方向 Δy をそれぞれ $10 \mu\text{m}$ 、 $500 \mu\text{m}$ としてメッシュ化した。また、時間刻み Δt は 10 ms とした。試料は真空中におかれているため、断面内から空間への熱の出入りは存在しないものとし、断熱境界条件を与えた。ただし、冷却ステージは初期温度で一定 (Dirichlet 条件) であるとした (Fig. 3, Fig. 4 参照)。

実験では、ポリイミドテープを巻いた超電導線材を積層してバンドル導体とし、ニクロムヒータ、冷却ステージ、温度センサと接触させている。これらの物質接触面では、式(2)によって表される熱伝達が起こる。先行研究⁶⁾では熱伝導グリス塗布面とその他の部分で異なる熱伝達係数を仮定した解析が行われているが、求める熱物性値が増えると解の一意性が失われるため、本解析では全ての物質接触面で同様の熱伝達が起こるものと仮定し同一の熱伝達係数 h_0 を定義した (Fig. 4(a), (b)参照, 物質境界線それぞれ計 19 箇所)。このあと示すように、先行研究⁶⁾と本研究で得られる Y 系線材の厚み方向への熱拡散率の値に大きな差異がないことから、本解析法の仮定で問題が無いと考えられる。

また、Bi 系については Ag を母材とした多芯構造をとるため線材の内部構造を無視し、1 つの線材が 1 つの物質であると考え解析を行った。Y 系線材については線材内部が積層構造をとるため、Ag、超電導層、バッファ層および Hastelloy[®] 基板で構成される内部構造を考慮し解析を行った。ただし、Fig. 4(c) に示すように Y 系線材の超電導層およびバッファ層の厚みは考慮せず、Ag および Hastelloy[®] 間の熱移動は熱伝達によって起こるものとし、熱伝達係数 h_1 を定義した。また、2 次元熱伝導解析において同一物質内の厚み方向および長手方向への熱拡散率は等方的であるとした。

解析モデル内の物質において、その熱物性値が既知なのはニクロムヒータ、Cu (残留抵抗比 RRR: 100)、Ag (RRR: 2360)、Hastelloy[®] であるが⁷⁾、熱伝達係数 h_0 、 h_1 、およびポリイミドテープ、Bi 系線材の熱物性値 (κ および C) は未知である。したがって、熱伝導方程式に従いバンドル断面内における温度時間変化を解析し、実験結果 (温度測定データ) と解析結果の残差二乗和が最小となるように未知の熱物性値を定めた。求める未知の熱物性値が多いため、以下に示す手順に従って系統的にフィッティングを行った。

- (1) 熱物性値 (κ および C) が既知の Cu バンドルについて測定を実施し、その温度測定結果と解析結果の残差二乗和が最小となるように、熱伝達係数 h_0 、ポリイミドテープの等価的な熱伝導率 κ および熱容量 C を定めた。
- (2) (1)で得られた熱伝達係数 h_0 、ポリイミドテープの熱物性値を用いて解析を行い、Bi 系、Y 系バンドルの温度測定結果との残差二乗和が最小となるように、Bi 系線材の等価的な熱伝導率 κ 、熱容量 C 、および Y 系線材内の熱伝達係数 h_1 を定めた。
- (2)のフィッティングより得られた Bi 系線材の熱伝導率 κ ならびに熱容量 C から、Bi 系線材の等価的な熱拡散率 (κ/C) を求めた。また Y 系線材については、その熱伝導率 κ ならびに熱容量 C を、Ag と Hastelloy[®] の熱物性値および熱伝達係数 h_1 から計算することで、線材厚み方向への等価的な熱拡散率 (κ/C) を求めた。

4. 結果と考察

4.1 両端冷却系における実験結果

Fig. 5 には、ヒータ入熱に伴う導体上下面の温度差 ΔT を、Cu バンドル、Bi 系バンドル、および Y 系バンドルについてそれぞれ示す (初期温度 $T_0 = 20, 40, 60, 77 \text{ K}$)。ただし、ヒータ入熱開始時および終了時をそれぞれ $t = 0, 60 \text{ s}$ とし、 $t = 90 \text{ s}$ まで示している。同図から明らかなように、初期温度 T_0 が低温であるほど温度差 ΔT が大きくなっている。これは、ヒータおよび各線材の熱容量が低下するためである。また、各線材における温度差 ΔT を比較する

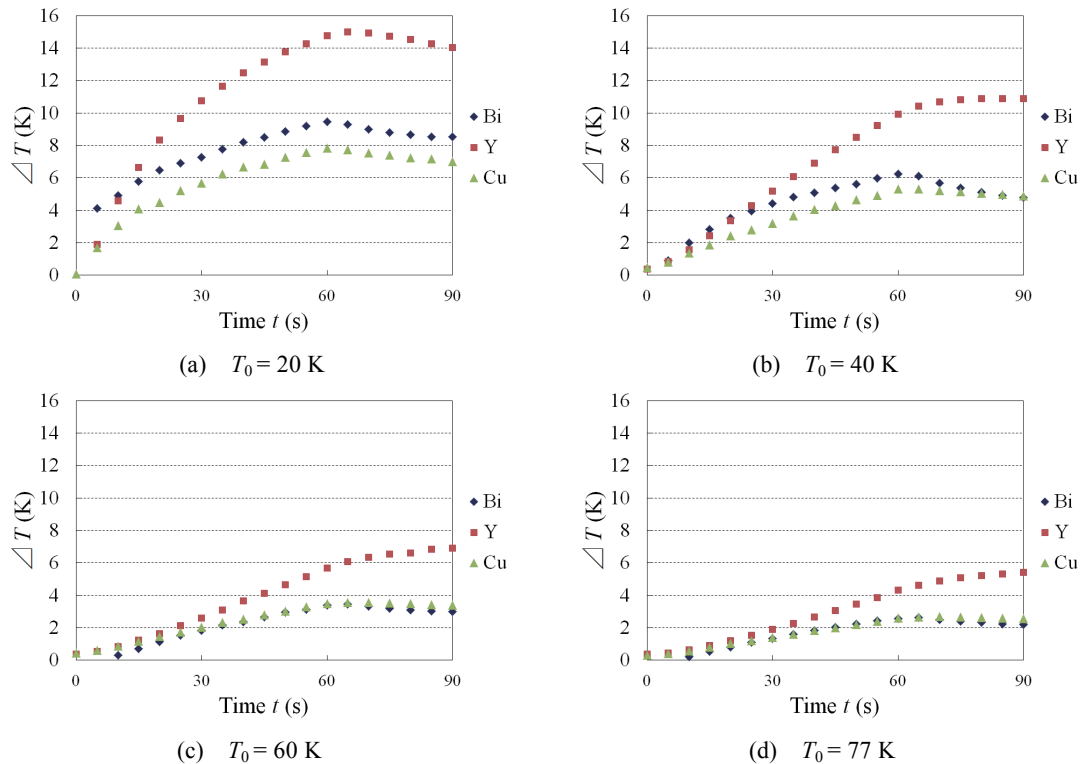


Fig. 5 Temperature difference between the upper and lower surface of the bundles during heater disturbance (290 mW) for the both-ends cooling system (experimental results).

と、すべての温度を通して、Y 系バンドルにおいて最も大きくなっている。Bi 系バンドルと Cu バンドルの ΔT を比較すると、低温度側 ($T_0 = 20, 40$ K) においては Bi 系の方が大きくなっているが、高温度側 ($T_0 = 60, 77$ K) においてはほとんど差異がない。この導体上下面の温度差 ΔT は線材厚み方向への熱拡散率の低さを示すため、Y 系線材の厚み方向への熱拡散率が最も低く、Bi 系線材と Cu は比較的近い値をとることが推測される。

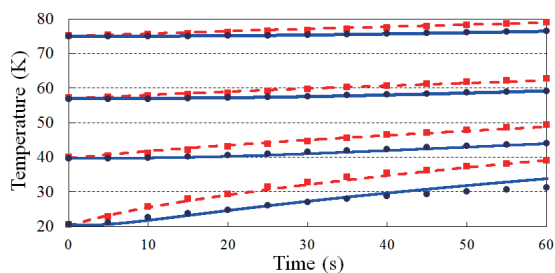
次に、線材の熱物性値を数値的に定量化するため、2 次元熱伝導方程式を解くことで上記実験をシミュレーションによって再現した。

4.2 両端冷却系における 2 次元熱伝導解析結果

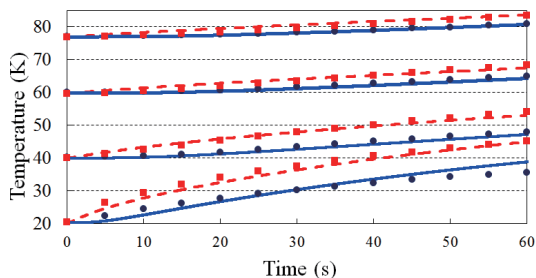
Fig. 6 には、ヒータ加熱中の温度変化について、測定データとの残差二乗和が最小となるように実施したシミュレーションの結果を示す。ただし、実験結果はシンボルで示し、解析結果は線で示している。同図から明らかなように、2 次元熱伝導方程式を用いた解析結果は実験結果を精度よく再現できている。また、これら最小二乗法に基づくフィッティングによって得られた熱伝達係数 h_0 , h_1 を **Fig. 7(a)** に、ポリイミドテープ、Bi 系および Y 系線材の厚み方向への熱伝導率 κ , 熱拡散率 κ/C を **Fig. 7(b)**, **Fig. 7(c)** にそれぞれ示す。ただし **Fig. 7(c)** では、熱拡散率の推定誤差をエラーバーとして示している。なお、Bi 系線材には母材として銀合金が用いられており、また Y 系線材は Ag の

安定化層や Hastelloy[®] 基板を持ち、これらが線材の大部分を占める。そこで、**Fig. 7(b)**, **(c)** には比較のために、Ag および Hastelloy[®] の熱伝導率、熱拡散率も示している。**Fig. 7(c)** が示しているように、解析の結果、Bi 系線材の熱拡散率は母材である Ag に近い値であるのに対して、Y 系線材の厚み方向への熱拡散率は Bi 系線材、Ag、および Hastelloy[®] に比較して 4 桁以上低い値となっている。これは、熱伝達係数 h_1 (**Fig. 7(a)**) の低さに起因すると考えられ、つまり積層構造を持つ Y 系線材の層間熱抵抗が原因であるとえられる。同様の特性は他研究でも報告されており⁶⁾、我々の研究はそれを精密に裏付ける結果となった。

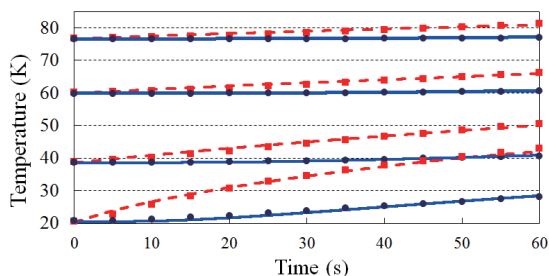
また、ヒータ入熱開始 60 秒後 ($t = 60$ s) のバンドル下面長手方向の温度分布 (初期温度 $T_0 = 20$ K) について、シミュレーション結果を **Fig. 8** に示す。なお、 $y = 0$ mm が温度測定位置 (バンドル中央) であり、Bi 系および Y 系バンドルについてそれぞれ示している。また比較のために、冷却パスが全く存在しない仮想断熱状態の解析も実施し、バンドル下面両端の冷却効果について調べた。**Fig. 8** より、Bi 系においては、バンドル中央部分の温度が冷却によって大きく低下していることが分かる。それに対して Y 系では、冷却ステージに接する下面 ($30 \text{ mm} < y < 35 \text{ mm}$) 近傍のみ温度が低下しており、線材中央部分 ($y = 0$ mm) はほとんど冷却されていない。本結果の原因としては、まず Y 系線材の大部分を Hastelloy[®] が占めるため、Bi 系線材に比



(a) Cu bundle



(b) Bi-system bundle



(c) Y-system bundle

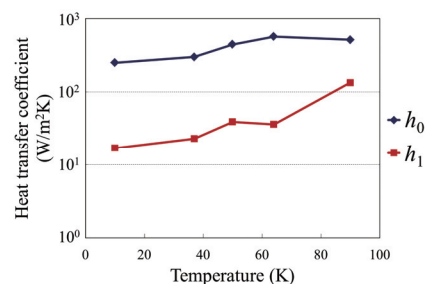
Fig. 6 Experimental results (symbols) and two-dimensional analysis results (curve) for the both-ends cooling system. Each figure indicates the results at $T_0 = 20, 40, 60$ and 77 K (square symbol and broken curve: upper surface; circle symbol and solid curve: lower surface).

較して長手方向の熱拡散率の低いことが挙げられる。さらに、本実験系ではバンドル導体下面のみを冷却したため、厚み方向の熱拡散率も冷却特性に大きく影響を与えたと考えられる。

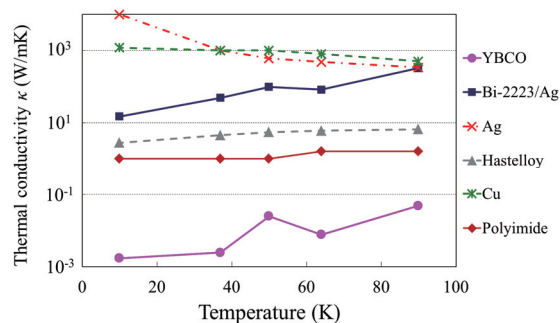
以上の結果から、Y 系線材はその長手方向冷却特性が悪いだけでなく、厚み方向への熱拡散率も非常に低いことが明らかになった。このような Y 系線材の厚み方向への熱拡散率の低さから、本冷却系のようにマグネットを周方向に非一様に冷却する際、通電中に発生した熱が外部へ均一に抜熱されず、適切な対策が施されなければマグネット内にホットスポットが生じる恐れがあると推測される。

4.3 下面均一冷却系における実験および 1 次元熱伝導解析結果

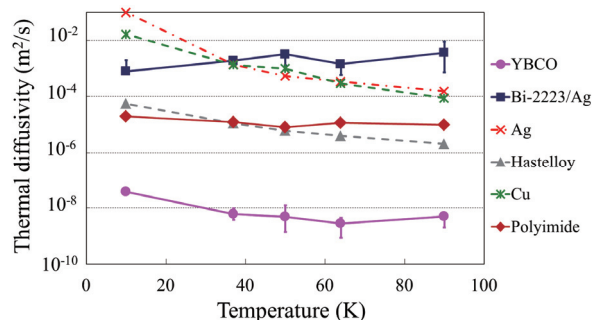
多くの超電導マグネットの形状は軸対称であり、マグネット内に生じた熱は主に径方向（線材厚み方向）や軸方



(a) Heat transfer coefficient h_0 and h_1



(b) Thermal conductivity κ



(c) Thermal diffusivity κ/C

Fig. 7 Estimated (a) heat transfer coefficient, (b) thermal conductivity and (c) thermal diffusivity, in the perpendicular direction to the tape surface, from the fitting results for the both-ends cooling system.

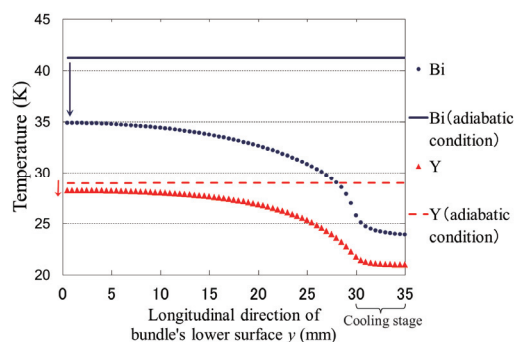


Fig. 8 Temperature distribution of the lower surface of the bundles at $t = 60$ s (two-dimensional analysis results, initial temperature $T_0 = 20$ K). Temperature was measured at $y = 0$ mm in the experiments. The arrows in this figure indicate the cooling effect via the both-ends cooling system.

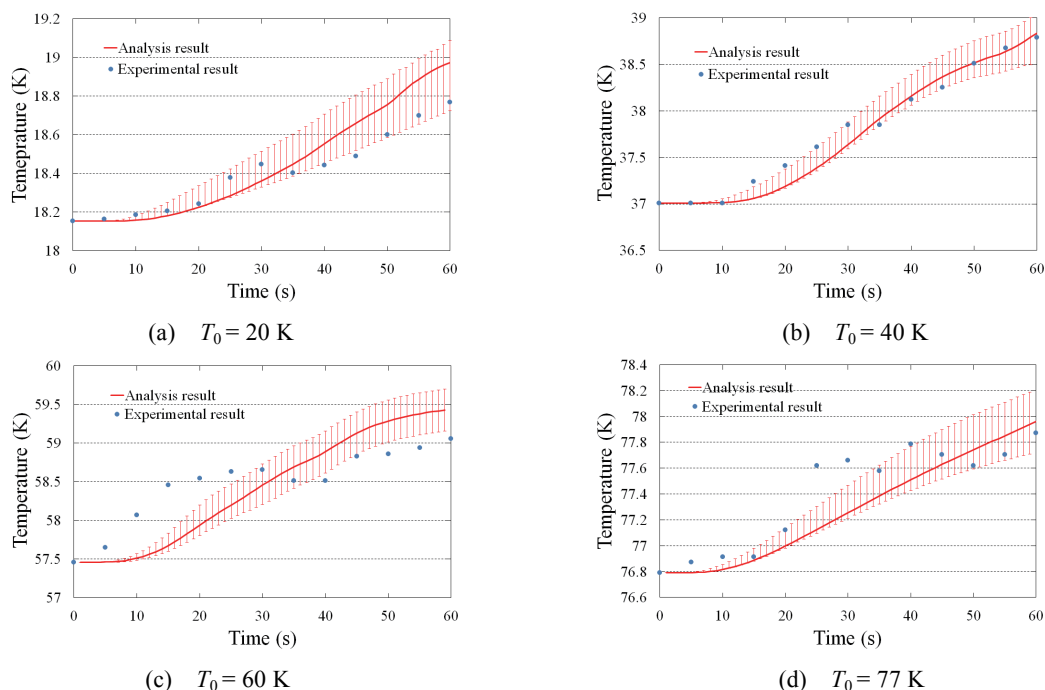


Fig. 9 Temperature traces of the lower surface of the bundles during heater disturbance (10 W) for the uniform cooling system (experimental and one-dimensional analysis results).

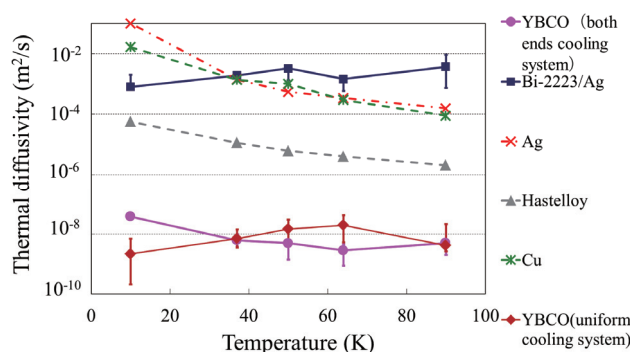


Fig. 10 Estimated thermal diffusivity, in the perpendicular direction to the tape surface, from the fitting results for the uniform cooling system.

向へ逃す必要がある。前節のような、Y 系線材の厚み方向への熱拡散率が Bi 系に比べ約 5 桁低いという結果 (Fig. 7(c)) は、同線材をマグネットとして用いる際に大きな制約条件となってしまう。そこで本節では、Y 系線材の厚み方向への伝熱に特化して調べるために、1 次元系で解析可能な下面均一冷却系 (Fig. 3(b)および Fig. 4(b)参照) について実験および解析を実施した。本実験ならびに解析によって、Y 系線材の厚み方向への伝熱の様子、またその熱拡散率について再度詳細な調査を行った。

Fig. 9 には、温度測定データ (シンボル) と 1 次元熱伝導解析結果 (フィッティング結果; 線で表示) を示す。フィッティングに際しては、温度測定データと解析結果の残差二乗和が最小となるように熱伝達係数 h_1 を定めた。

また、上記フィッティングによって得られた Y 系線材の厚み方向への熱拡散率を **Fig. 10** に示す (YBCO (uniform cooling system))。ただし、本温度測定データは実験上の誤差からばらつきが大きかったため、そのばらつきが熱拡散率の推定に与える影響を考慮する必要がある。そこで、ばらつきの指標として、Fig. 9 における温度測定データ (12 × 4 点) と上記フィッティング結果の残差の標準偏差を計算し、フィッティング結果からの変化量が同標準偏差となるまで熱伝達係数 h_1 を変化させ解析を行った。同解析結果を Fig. 9 においてエラーバーで示している。また、Fig. 10 には、変化させた熱拡散率 (熱伝達係数 h_1) の幅をエラーバーで示し、測定のばらつきによる熱拡散率の推定誤差とした。Fig. 10 から、下面均一冷却系において得られた Y 系線材の厚み方向への熱拡散率の値は、前節両端冷却系で得られた値に比較して最大で約 1 桁以下の差異しかなく、10 K 付近を除いてエラーバー (推定誤差) の範囲に収まっている。したがって、1 次元系ならびに 2 次元系両者の解析結果から、Y 系線材の厚み方向への熱拡散率が Bi 系線材や Ag, Hastelloy® に比べ非常に低い値となることが確かめられた。

このように、線材の厚み方向への放熱特性が悪いことが、Y 系マグネットにおいてホットスポットが生じかつ焼損が起こる一因になると考えられる。また、上記特性が 1 次元系ならびに 2 次元系解析について変わらなかったことから、本実験系に関して長手方向への冷却も期待できないことが確かめられた。線材長手方向への冷却が期待できないため、Y 系マグネットにおいては周方向に温度分布が生

じないように均一性の高い様な冷却が要求される。一方、Bi 系線材の熱拡散率は Y 系線材に比べると高いが、それでも磁気セイルで想定される運転温度 20 K 付近においては Ag に比べ 2 桁程度低くなっている。また、Fig. 5 で示される実験結果に注目すると、Bi 系線材ならびに Cu テープ材の厚み方向への熱拡散率が Y 系線材に比べて約 5 桁高いにも関わらず、その温度差 ΔT にはそれほど差がないことが分かる。これは、Bi 線材をバンドル化およびマグネット化した場合、線材内部以外の伝熱特性、すなわちポリイミドテープの熱拡散率や物質接触面の熱伝達係数 h_0 に支配された熱移動が起こる可能性を示唆している。このような特性はマグネットとしての冷却特性を評価する際に重要となるため、今後より詳細な検討が必要である。

5. まとめ

磁気セイル宇宙機搭載用伝導冷却超電導マグネットシステムの熱設計へ向けた基礎検討として、Bi 系ならびに Y 系高温超電導線材における熱拡散率について検討した。まず、伝導冷却下においてポリイミド絶縁を施した超電導バンドル導体の上面からヒータ熱を印加し、バンドル上下両面の温度を測定することで伝熱の過程を調べた。実験はそれぞれ 1 次元、2 次元系で解析可能な 2 種類の冷却系において行った。また、超電導線材の熱物性値をフィッティングパラメータとして、それぞれの測定結果を 1 次元、2 次元の熱伝導解析により再現し、超電導線材の熱拡散率を取得した。温度測定データと解析結果の最小二乗法に基づくフィッティングの結果、上記どちらの系においても、Bi 系線材に比べ、Y 系線材の厚み方向への熱拡散率が約 5 桁程度低いことが分かった。磁気セイルのように、冷媒を用いず比較的高温域 (20 K 程度) で超電導マグネットを用いるためには、その冷却特性が非常に重要となる。本検討から、Y 系線材を用いて伝導冷却超電導マグネットを実現させるためには、その低熱拡散率特性を十分に考慮し、マグネット内の発熱に配慮した設計を行わなくてはならない。

本研究は、宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究所宇宙工学委員会戦略的開発研究費による「プラズマセイルの研究開発」の一環として実施した。また、本論文における一部の実験を実施して戴いた小山友一氏に謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) R.M. Zubrin and D.G. Andrew: "Magnetic sails and interplanetary travel," *J. Spacecraft. Rockets.* **28** (1991) 197-203
- 2) H. Yamakawa, et al.: "Magneto-plasma sail: an engineering satellite concept and its application for outer planet missions," *Acta Astronaut.* **59** (2006) 777-784
- 3) H. Sugita, T. Nakagawa, H. Murakami, A. Okamoto, H. Nagai, M. Murakami, K. Narasaki and M. Hirabayashi: "Cryogenic infrared mission "JAXA/SPICA" with advanced cryocoolers," *Cryogenics* **46** (2006) 149-157
- 4) M. A. Green and G. F. Smoot: "The ASTROMAG superconducting magnet facility configured for a free-flying satellite," *Cryogenics* **32** (1992) 91-97
- 5) Y. Nagasaki, T. Nakamura, T. Koyama, I. Funaki, Y. Ashida, H. Kojima and H. Yamakawa: "Characteristic comparison between Bi and Y system superconducting magnets for magnetic sail spacecraft," presented at Asian Conference on Applied Superconductivity and Cryogenics 2011 (2011) P-122
- 6) T. Manabe, T. Nakamura, K. Higashikawa, K. Shikimachi, N. Hirano and S. Nagaya: "Study on heat loss characteristic of bundled MOCVD-YBCO coated conductors," *Abstracts of CSJ Conference* **77** (2007) 126
真鍋智之, 中村武恒, 東川甲平, 式町浩二, 平野直樹, 長屋重夫: 「MOCVD-YBCO バンドル導体の熱損失特性に関する検討」, 第 77 回 2007 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 (2007) 126
- 7) (社)低温工学協会 編: 「超電導・低温工学ハンドブック」, オーム社, 東京 (1993)

長 崎 陽 1988 年生。2011 年京都大学工学部電気電子工学科卒業。現在、同大学院工学研究科修士課程在学中。主として、磁気セイルならびに磁気プラズマセイル用高温超電導マグネットとそのシステム化に関する研究に従事。低温工学・超電導学会、日本航空宇宙学会会員。

中 村 武 恒 1969 年生。1993 年九州大学工学部電子工学科卒業。1998 年同大学院システム情報科学研究科博士後期課程 (電気電子システム工学専攻) 修了。同年京都大学勤務。2005 年同助教授, 2007 年同准教授。現在に至る。主として、車載システム、分散電源、超電導回転機と同マグネット技術開発に従事。低温工学・超電導学会、電気学会、応用物理学会、未踏科学技術協会 (超電導科学技術研究会) 会員。博士 (工学)。

船 木 一 幸 1967 年生。1995 年東京大学大学院工学系研究科博士課程修了, 博士 (工学)。宇宙科学研究所研究員, 助手, 筑波大学機能工学系講師を経て、現在は宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究所准教授。専門は宇宙機推進ならびに電磁流体力学。AIAA, IEEE 等会員。

芦 田 康 将 1987 年生。2010 年京都大学電気電子工学科卒業。現在、同大学院工学研究科博士課程在学中。主として、磁気セイルならびに磁気プラズマセイルの推力推定のための解析モデルに関する研究に従事。日本航空宇宙学会会員。

山 川 宏 1965 年生。1988 年東京大学工学部航空学科卒業。1993 年同大学院工学系研究科博士後期課程 (航空学専攻) 修了。同年文部省宇宙科学研究所勤務。1999 年同助教授。2006 年京大生存圏研究所教授。現在に至る。主として、科学衛星のミッション検討・提案に従事。日本航空宇宙学会、AIAA 等会員。博士 (工学)。