

# 石狩超電導直流ケーブルの断熱性能解析-4 最適な MLI 構成を目指して

## Thermal insulation analysis of cryogenic pipe in Ishikari Project – 4 for optimum MLI

山口 作太郎, 神田 昌枝, イワノフ ユーリ, 渡邊 裕文, 筑本 知子, 井上 徳之, 高野廣久(中部大)  
 YAMAGUCHI Sataro, KANDA Masae, IVANOV Yury, WATANABE Hirofumi, CHIKUMOTO Noriko,  
 INOUE Tokuyuki, TAKANO Hirohisa (Chubu Univ.)  
 e-mail: yamax@isc.chubu.ac.jp

### 1. はじめに

断熱 2 重管への熱侵入を輻射と熱伝導(熱伝達)の 2 つのプロセスに分けて見積もり、多層断熱膜(MLI)を通じての熱侵入量解析[1]を調べるモデルを提唱し、実験データの解析を行った。また、MLI の反射率、断熱 2 重管外管、内管の表面の反射率の実測値を入れた熱輸送方程式[2]を解析的に解いて、熱輸送量の見積もりを行った[3]。その結果、石狩プロジェクトで利用した 21 層 MLI では、多めの見積もりでも熱侵入量が 0.02W/m 以下となり、実験データとは 50 倍以上異なること分かった。一方、断熱 2 重管で直接熱侵入量測定するには設備が大きくなり、時間も長く掛かるため、より簡便な方法で複数の MLI 性能比較を行いたい。このため、小型クライオスタットの中に GM 冷凍機ヘッドを入れ、これに MLI を巻いた小型実験で MLI 温度測定を行い、熱侵入量を見積もる研究[4]を行ってきている。これによって MLI を構成するアルミ蒸着フィルム間に挟むスペーサ評価を行った[5]。その結果、スペーサの種類によって MLI 温度が大きく異なり、断熱性能に大きな影響を与えることがわかった。一例を Fig. 1 に示す。同時に MLI の光に対する反射率も熱力学的に求めることができ、光学的な測定をほぼ一致することがわかった。

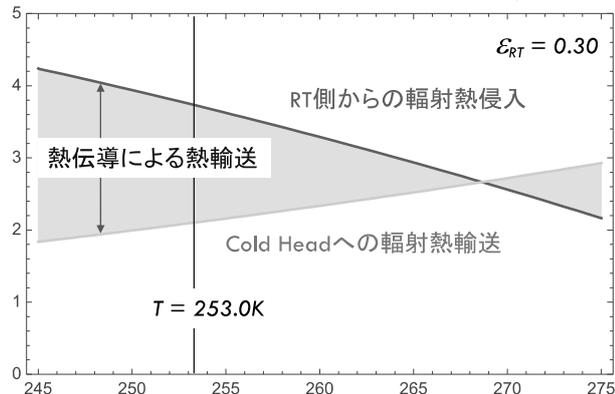


Fig. 1 Heat transfer of radiation and thermal conduction for 9B05 (spacer).

このため、今回はその実験と解析を更に進め、スペーサの最適化についての検討及び MLI に自重以上の力が印加されたときの熱輸送及び今後の MLI 利用方法について、議論を行う。

### 2. 実験装置の構成と利用するスペーサ

実験装置の模式図については、前回の予稿[4]の Fig. 1 に示した。0.1tのアルミ板及びSUS板に MLI を貼り、表面の輻射率を制御し、温度制御ができる銅製の Cryo-head を真空中に設置し、周りからの輻射の回り込みを防ぐように MLI の囲いを付けた。温度は 77K で制御した。そして、スペーサを変えてアルミ板等の温度を測定した。現状のモデルによる解析結果からはスペーサを 2 枚にすることによって大幅に熱伝導による熱輸送は減少した。例えば、9B05 を 2 枚重ねると 9B12 よりも熱伝導による熱輸送は減る。しかしながら、スペーサの顕微鏡写真を見ると、熱輸送を担う光が複数回スペーサによって反射・透過等のプロセスを経ていることが推測された。こ

れはスペーサによって輻射の熱輸送が変更されることを意味すると思われる。また、今回の実験では再現性を見るために複数回同じ条件で測定を行った。その結果として再現性はそれほど高くない。

Table 1 Experimental Condition

Spacer	Nos. of Spacer	RT [K]	Spacer temp	ColdHead [K]	materials
9B05	1	298.2	253.0	77.0	SUS
9B05	2	298.9	267.0	77.0	SUS
9B05	1	297.5	247.8	77.0	AI
9B12	1	298.4	264.2	76.9	SUS
9B12	2	298.9	268.7	77.0	SUS
9B12	1	296.7	265.0	77.0	AI
Net	1	298.2	267.3	77.0	SUS
Net	1	297.5	260.8	77.0	AI

同様に、表面状態を同じにしたおもりをアルミ蒸着膜とスペーサの上のせて、重量を変えながら温度計測を行った。スペーサ Net と 9B12 の一層の結果は似通っているが、おもりを乗せるとはっきり結果が異なってきて、重量が重くなるほど Net 利用の断熱性能が高いことがわかった。本来、MLI は自重ですら熱輸送に大きな影響を与えられている中で、自重以上の力を与えることが本来は工学的には避けたいことであるが、今までの多くの送電専用断熱 2 重管では内管、冷媒及びケーブルの自重が MLI に印加されている状況であるため、その影響を調査するために行った実験でもある。

### 3. 実験結果とまとめ

以上の実験を通じて、MLI 自重も含めてスペーサ熱伝導による熱輸送を低減し、本来の輻射に熱輸送だけにするためには、光学的透過性の向上とスペーサにかかる重みを低減することが今後の断熱性能向上につながる。

### 謝辞

(株) 栃木カネカからのサンプル提供及び石狩技組の支援に感謝する。また、中部大・電気システムの川上真吾君、及び研究員の岩田暢祐氏に感謝する。

### 参考文献

- 山口他、「石狩プロジェクトでの断熱 2 重管での輻射と熱伝導による熱侵入の分離」第 94 回 2017 年度春期低温工学・超電導学会講演概要集 3A-a03, p. 138.
- R. Byron Bird et al, Transport Phenomena, p. 447, 1960, John Wiley & Sons, Inc.
- 山口他、「石狩超電導直流ケーブルの断熱性能解析-1」第 95 回 2017 年度秋期 低温工学・超電導学会講演概要集 3B-a03, p. 161.
- 山口他、「石狩超電導直流ケーブルの断熱性能解析-2」第 96 回 2018 年度春期 低温工学・超電導学会講演概要集 2P-p13, p. 133.
- 山口他、「石狩超電導直流ケーブルの断熱性能解析-3」第 97 回 2018 年度秋期 低温工学・超電導学会講演概要集 1D-a03, p. 49.

# 超伝導送電用低温配管を用いた異なる外管温度での熱侵入量測定 Heat leak measurement of the cryogenic pipe at different surface temperatures

渡邊 裕文, 竹内 徹, 三宅 克弥, 山口 作太郎 (中部大)

WATANABE Hirofumi, TAKEUCHI Toru, MIYAKE Katsuya, YAMAGUCHI Satarou (Chubu Univ.)

E-mail: h\_watanabe@isc.chubu.ac.jp

## 1. はじめに

超伝導送電では超伝導ケーブルを収める送電路として外側と内側の管の間を真空引きして真空断熱とした低温配管が用いられる。低温配管の低温側である内管への熱侵入は輻射及び熱伝導により引き起こされるため、熱侵入量は外管の温度に依存する。そのため、熱侵入量は配管が設置される環境に依存すると考えられる。異なる環境に送電路を建設した場合の熱侵入量を見積もるために、石狩プロジェクトに用いられている低温配管を対象として熱侵入量の外管温度に対する依存性を測定した。昨年度春の研究発表会では外管温度  $-3\text{ }^{\circ}\text{C}$  から  $30\text{ }^{\circ}\text{C}$  の範囲での測定結果について報告したが [1]、今回、外管温度  $52\text{ }^{\circ}\text{C}$  までの範囲で測定を行ったのでその結果を報告する。また、輻射と熱伝導では侵入熱量の温度に対する依存性が異なることから、測定データから輻射と熱伝導の寄与を分離することを試みると共に、内管を支持するサポートからの熱伝導による熱侵入について計算を行ったので、これらの結果についても報告する。

## 2. 熱侵入量測定及び伝導熱計算

実験に用いた低温配管の断面の模式図を Fig. 1 に示す。外径  $267.4\text{ mm}$  (250A) のポリエチレン被覆炭素鋼管を外管として、外径  $60.5\text{ mm}$  (50A) と  $76.3\text{ mm}$  (65A) のステンレス鋼管の内管が設置されている。65A の配管をケーブル管、50A の配管をリターン管と呼ぶ。これらの配管には多層断熱材 (MLI) が巻かれている。又、これらの内管は繊維強化プラスチック (FRP) により外管に対して支えられている。

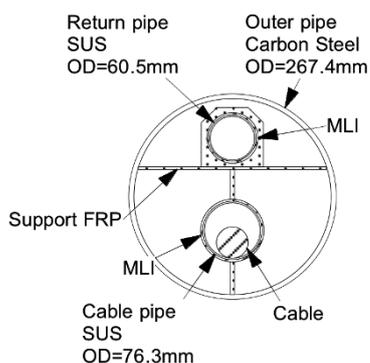


Fig. 1 Schematic cross section of the cryogenic pipe.

昨年報告した外管温度  $-3\text{ }^{\circ}\text{C}$  から  $30\text{ }^{\circ}\text{C}$  の範囲のデータは、石狩回線 1(500 m) 及び回線 2(1000 m) で測定した結果 [2,3]、並びに  $12\text{ m}$  のテスト用配管で測定した結果である [4]。テスト用配管を用いた実験では熱侵入量に比例する蒸発室素ガス流量から熱侵入量を求めたのに対し、石狩の施設を用いた実験では循環する液体室素の上昇温度と流量から熱侵入量を求めた。今回、テスト配管を用い、外管温度  $30\text{ }^{\circ}\text{C}$  から  $52\text{ }^{\circ}\text{C}$  の間で前回のテスト配管を用いた測定と同じ方法を用い熱侵入量を測定した。但し、前回は外管温度は室温でありコントロールしなかったのに対し、今回はヒーターと温度調節器により任意の温度に設定しコントロールを行った。

断熱配管の内管を構造的に支持する FRP を通じた熱伝導による熱侵入量について、テスト配管のサポート構造を対象として計算を行った。計算は CAE ソフトウェアである ANSYS を用い、有限要素法により行った。熱伝導率として NIST の推奨値 [5] を用いた。境界条件は接触熱抵抗を考慮するのは困難なため、低温側  $77\text{ K}$ 、高温側  $300\text{ K}$  の温度一定として計算を行った。

## 3. 熱侵入量の測定結果と伝導熱の計算結果

外管温度に対する熱侵入量の測定結果を Fig. 2 に示す。 $-3\text{ }^{\circ}\text{C}$  においてケーブル管  $0.82\text{ W/m}$ 、リターン管  $0.46\text{ W/m}$  程度であった熱侵入量は、外管温度の上昇につれて増加し、測定した外管の温度領域でケーブル管は  $0.45\text{ W/m}$ 、リターン管は  $0.48\text{ W/m}$  ほど大きくなっている。測定結果は滑らかな曲線上にほぼ乗っている。又、ケーブル管への熱侵入量はリターン管への熱侵入量よりも  $1.5$  倍ほど大きい値を示している。

サポートを介しての熱伝導による熱侵入量の計算結果は配管  $1\text{ m}$  あたりに換算すると、ケーブル管  $0.355\text{ W/m}$ 、リターン管  $0.130\text{ W/m}$ 、合計  $0.485\text{ W/m}$  であった。接触熱抵抗を無視した計算のため、大きめの値の可能性はあるが、配管の全熱侵入量の測定値と比較して、無視し得ない大きさになる可能性があることが分かる。

実験結果と計算結果についての詳細は当日報告する。

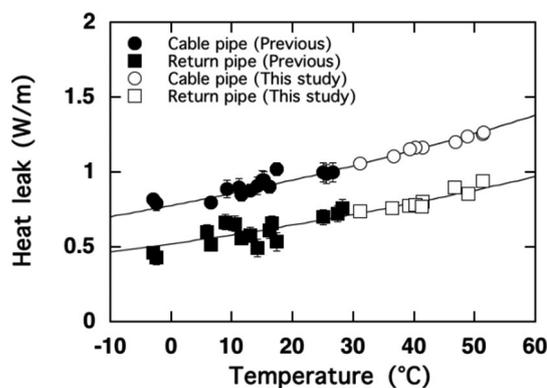


Fig. 2 Heat leak to the outer pipe temperature.

## 参考文献

1. H. Watanabe, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 96 (2018) p.140
2. H. Watanabe, et al.: IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, Vol. 171 (2017) 012116
3. H. Watanabe, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 27 (2017) 5400205
4. H. Watanabe, et al.: Physics Procedia, Vol. 67 (2015) pp.239-244
5. <https://trc.nist.gov/cryogenics/materials/materialproperties.htm>

# HTS DC 送電システムの端末クライオスタットの最適化について

## Optimization of Termination Cryostat for HTS DC Power Transmission System

イワノフ ユーリ, 渡邊 裕文, 筑本 知子, 神田 昌枝, 井上 徳之, 高野 廣久, 岩田 暢祐, 山口 作太郎 (中部大)  
 IVANOV Yury, WATANABE Hirofumi, CHIKUMOTO Noriko, KANDA Masae, INOUE Noriyuki, TAKANO Hirohisa,  
 IWATA Yosuke, YAMAGUCHI Satarou (Chubu University)  
 E-mail: ivanov@isc.chubu.ac.jp

### 1. Introduction

An important component of any superconducting power transmission cable system is termination cryostat (terminal). The terminal provides transition between cryogenic and room temperatures. In addition to the electrical connection provided by the current leads, refrigerant (usually liquid nitrogen) is also circulated through the terminal to cool the superconducting cable. Moreover, the signal wires pass through the terminal walls. Given the fact that superconducting devices are designed for high current, metal current leads have a large cross section and are therefore powerful thermal bridges. Consequently, taking into account the need to provide high-quality thermal and electrical insulations, the terminals are the most difficult parts of the superconducting line in terms of creating an optimal design. As far as the number of HTS lines is small, terminals are designed individually for each project.

### 2. On the design of terminals for Ishikari project

The key components of the terminal are current leads. The cross-section area of the current lead should be as large as possible to reduce the electrical resistance. However, as the cross-section increases, the heat flow into the cryogenic zone also increases. Since there is a strong correlation between the thermal and electrical conductivities of metals known as the Wiedemann-Franz law, for a particular operating current there is an optimal ratio of length to the cross-sectional area, at which the heat flux becomes minimal.

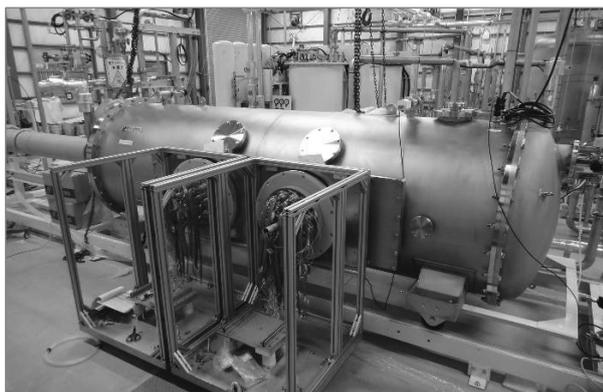


Fig. 1. General view of termination cryostat in Ishikari.

There are many designs of cryogenic current leads, but in any case, the Wiedemann-Franz law limits their efficiency. The minimum heat inleak is approximately 45 W/kA. An alternative method is the utilization of current lead with built-in Peltier element. Conducting transport current Peltier element operates in heat pump mode and prevents the penetration of heat inside the cryogenic device. Experiments show that the use of Peltier current leads (PCLs) lead to a decrease in heat inleak by about 30%.

One more factor that reduces the efficiency of HTS DC lines is imbalance in the currents. It is associated with the presence of electrical resistance at the soldered connections of the superconducting tapes. These resistances are very low but against the background of zero resistance of the rest of the superconductor, they determine the individual currents in tapes and introduce essential nonlinearity into the dependence of these currents on the total current. The unique feature of the Ishikari project is the installation of the individual PCLs for each of the cable's HTS tapes. The resistances of PCLs are relatively large and have little variation from sample to sample. The introduction of these resistances in the circuit causes the equalization of currents in the cable tapes.

### 3. Optimization of terminals

The size of the terminal is determined mainly by the parameters of the HTS cable (rated voltage, number of HTS tapes) and the design of the current leads. The disadvantage of PCL's approach is the need to use a large number of feedthroughs and individually cooled PCLs, for mounting of which a large diameter flanges are required. Reducing the size of these flanges will reduce the overall size of the terminal. This will reduce not only the price of the installation, but also the heat load. Furthermore, an additional economic effect will give some reduction in the size of the machine building.

Since the potential difference between the HTS tapes in the cable is small, it is possible to significantly reduce the insulating interval between adjacent feedthroughs and PCLs. However, it will be impossible to connect manually feedthroughs and PCLs to the braided wires using bolts. Instead, it is necessary to consider the possibility of using high-current plugs, the connection of which does not require much mechanical force and space and can be done with one hand. Due to this, the diameter of the flange with feedthroughs can be reduced at least two times.

The size of the outer flange depends on the diameter of the water-cooled jackets of the PCLs. Consequently, the method of PCL cooling should be revised. In the simplest case, the upper copper lead of the PCL can be made in the form of tube through which cooling water flows. In such a situation, the alteration of the core part of the PCL will not require.

### References

1. S. Yamaguchi et al.: Proc. 16 Int. Cryo. Eng. Conf. / Int. Cryo. Mater. Conf. (1996) 1159-1162
2. H. Okumura et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **7** (1997) 715-718
3. S. Yamaguchi et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **25** (2015) #5402504
4. Y. Ivanov et al.: Mater. Today. Proc. **5** (2018) 10408-10412

自己焼結 *ex situ* 法による MgB<sub>2</sub> バルク・線材の作製Fabrication of self-sintered *ex situ* MgB<sub>2</sub> bulks and wires

中西 健太, 山本 明保 (東京農工大学)

NAKANISHI Kenta, YAMAMOTO Akiyasu (TUAT)

E-mail: s180397y@st.go.tuat.ac.jp

## 1. はじめに

MgB<sub>2</sub> 超伝導体は金属系として最高の臨界温度( $T_c = 39$  K)を持つため、冷凍機冷却による 20 K 近傍での応用が期待されている。MgB<sub>2</sub> 線材は金属シースの中に原料粉末を充填し、冷間加工を施して長尺化する PIT(Powder-In-Tube)法や、IMD 法等により作製される。PIT 法には、原料に Mg と B の混合粉末を用いる *in situ* 法と、既成の MgB<sub>2</sub> 粉末を用いる *ex situ* 法がある。*in situ* 法では、Mg 溶融時に生じる空隙のため密度が低くなる一方、*ex situ* 法では自己焼結により *in situ* 法と比較して高密度で均一な組織が得られる可能性がある。*ex situ* 法 MgB<sub>2</sub> 線材の臨界電流密度( $J_c$ )の向上には、結晶粒間の結合性を高めること、原料粉末の粒表面に存在する絶縁不純物層を無くすることが重要な課題である[1]。

本研究では、比較的低い焼結温度でも自己焼結が生じる *ex situ* MgB<sub>2</sub> 線材の開発に向けて、低温焼結でも優れた特性が得られる原料 MgB<sub>2</sub> 粉末の検討を目的とした。自製 MgB<sub>2</sub> 粉末にボールミルを施した原料粉末の特性を評価するため、短尺線材としてバルクを作製し、構造・超伝導特性を評価した。

## 2. 実験方法

**原料 MgB<sub>2</sub> 粉末の作製** Mg と B を 1 : 2 のモル比で混合した粉末を、2 種の反応条件(600°C, 120 h; 900°C, 2 h)で反応させることで原料 MgB<sub>2</sub> 粉末を合成し、それぞれに、回転数 150 rpm、回転時間 0-30 h の条件でボールミルを施した。

**MgB<sub>2</sub> バルクの作製** *ex situ* PICT(Powder-In-Closed-Tube) 法により短尺線材型バルクを作製した。SUS 管中に原料粉末を充填、一軸プレスの後、熱処理(700-900°C, 24 h)を施した。**評価** 体積と質量から試料の密度を、X 線回折により構成相と軸長を、SEM・EDX により微細組織・化学組成を、SQUID VSM により磁化率、 $T_c$ 、 $J_c$  を、PPMS により電気抵抗率、臨界磁場、コネクティビティを評価した。

## 3. 結果と考察

種々の条件でボールミルを施した原料 MgB<sub>2</sub> 粉末の XRD パターンを Fig. 1 に示す。反応条件の異なる 2 種の原料粉末はともにほぼ単相の MgB<sub>2</sub> であり、ボールミル時間が長くなると半値幅が増加することから MgB<sub>2</sub> 粒の微細化が示唆された。

これらの原料粉末を用いて作製したバルク試料における  $a$  軸長の焼結温度依存性を Fig. 2 に示す。原料粉末に対してボールミルを施していない場合、焼結温度によらず  $a$  軸長の変化は確認できなかった。ボールミルを施した原料粉末を用いた試料では、焼結温度が高くなるにつれて  $a$  軸長は短くなり、その傾きはボールミル時間が長いほど大きくなることわかった。また、600°C で反応合成した原料粉末を用いた試料では 900°C で反応合成した場合と比較して、ボールミルを施すことによる  $a$  軸長の短縮がより顕著であった。 $a$  軸長の短縮はボールミル時に導入される炭素置換に由来すると考えられ、原料粉末の反応条件により炭素置換量が異なることが示唆された。

MgB<sub>2</sub> バルクの 20 K、自己磁場下と 3 T 下の  $J_c$  の焼結温度依存性を Fig. 3 に示す。600°C で反応合成した原料粉末を使用した場合は短時間のボールミルで高い  $J_c$  が得られ、焼結温度を 800°C とした場合でも  $J_c$  の大きな低下はみられなかった。一方で、900°C で反応合成した原料粉末を使用した場合は、長時間のボールミルにより、900°C で焼結した試料で高い  $J_c$  が

得られたが、焼結温度の低下による  $J_c$  の低下が大きかった。焼結温度 800°C では、反応条件(600°C, 120 h)、ボールミル時間 10 h の原料粉末を用いて作製した試料において、自己磁場下で  $3.9 \times 10^5$  A/cm<sup>2</sup>、3 T 下で  $9.7 \times 10^4$  A/cm<sup>2</sup> の  $J_c$  が得られており、より低温での焼結も可能であると期待される。

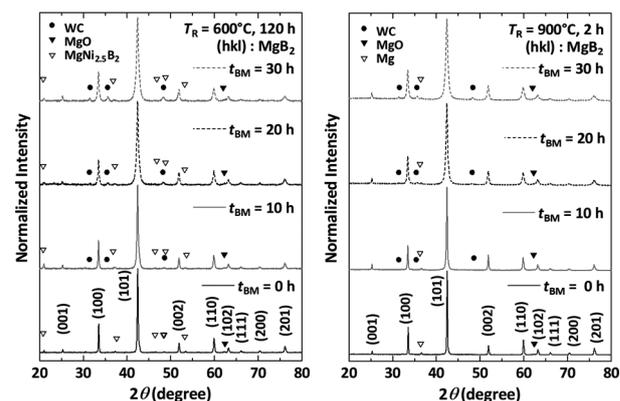


Fig. 1 XRD patterns of the starting MgB<sub>2</sub> powders with different ball-mill conditions: (Left) reaction synthesis at 600°C, (Right) reaction synthesis at 900°C.

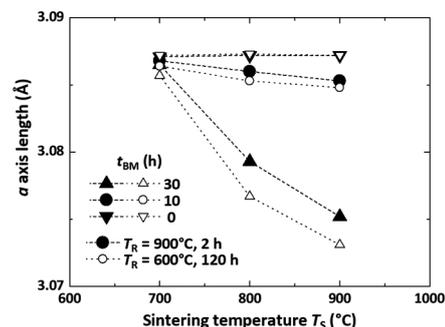


Fig. 2 Sintering temperature dependence of  $a$ -axis length for the MgB<sub>2</sub> bulks prepared from various starting powders.

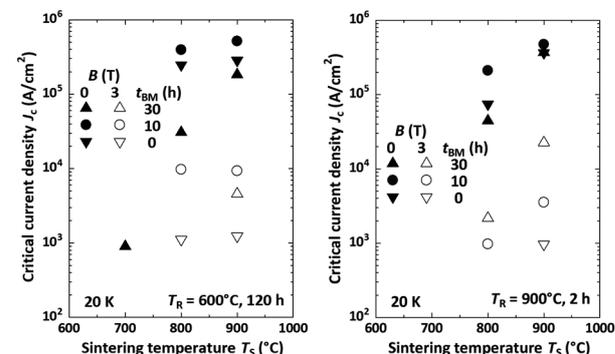


Fig. 3 Sintering temperature dependence of critical current density  $J_c$  under 0 and 3 T at 20 K for the MgB<sub>2</sub> bulks prepared from various starting powders: (Left) reaction synthesis at 600°C, (Right) reaction synthesis at 900°C.

## 参考文献

- H. Tanaka, A. Yamamoto, J. Shimoyama, H. Ogino and K. Kishio, *Supercond. Sci. Technol.*, **25** (2012), 115022

# 金属粉末添加による ex situ 法 MgB<sub>2</sub> 線材の焼結温度の低下

Reduced sintering temperature of ex situ processed MgB<sub>2</sub> tapes by metallic powder addition

藤井 宏樹, 北口 仁(NIMS)

FUJII Hiroki, KITAGUCHI Hitoshi (NIMS)

E-mail: fujii.hiroki@nims.go.jp

## 1. 序

MgB<sub>2</sub> 超伝導体の特長の一つに軽量性があるが、Al をシース材として線材を作製するには、線材の加熱処理温度を Al の融点以下に低下させることが必要である。ex situ 法 MgB<sub>2</sub> 線材に於いては、粒間結合改善のために通常 900°C 以上の加熱処理を線材に施すが、予め充填粉を粉碎処理すると、焼結温度( $T_{\text{sin}}$ )は 700°C 前後に低下する。Al シースの使用には一層の低下が必要であり、本研究では充填粉に金属粉末を添加して  $T_{\text{sin}}$  の低下を試みた。

## 2. 実験

市販 MgB<sub>2</sub> 粉に金属粉末  $M$  を MgB<sub>2</sub> :  $M = 100 : x$  ( $M = \text{Bi, In, Sn}$ ) のモル比で混合し、所定量の混合粉末を 350rpm で 100 時間粉碎処理した。これらの粉末を充填粉として、Powder-in-tube(PIT)法で Fe シース線材を作製し、Ar ガス気流中、種々の温度で 5 時間加熱処理を施した。こうして得られた試料の組織や超伝導特性の評価を行った。

## 3. 結果と考察

$x = 0$ 、即ち無添加の場合、最適加熱焼結温度( $T_{\text{opt}}$ )は 680–710°C であり、4.2K、10T での  $J_c$  値は 180–190 A/mm<sup>2</sup> であった。 $T_{\text{opt}}$  は、 $M = \text{Bi, In}$  添加では顕著な低下が見られなかったのに対して、Sn 添加では、Fig. 1 に示すように、 $x = 3$  の添加量で 100°C ほどの低下が見られた。

$T_{\text{opt}}$  以下では、 $T_{\text{sin}}$  の低下に伴って  $J_c$  値は減少するが、温度低下に対する  $J_c$  値の減少率( $dJ_c/dT_{\text{sin}}$ )は、添加元素に関わらずほぼ同じであった。即ち、Bi, In 添加試料では、無添加試料と同程度に減少したのに対し、Sn 添加では、Fig. 1 に示すように、 $T_{\text{opt}}$  の低下分相当のおよそ 100°C、低温側にシフトした曲線を示し、500°C での焼結では 100 A/mm<sup>2</sup> 前後の  $J_c$  値が得られた。これは無添加試料と比較してほぼ 2 倍に相当する値であった。

これらの線材のコア層の磁化測定を行うと、添加の有無、及び添加元素の種類に関わらず、 $T_{\text{sin}}$  の低下と共にその  $T_c$  は低下し、 $M = \text{Sn}$  の  $x = 1.5$  では、29K( $T_{\text{sin}} = 680^\circ\text{C}$ )から 14K( $T_{\text{sin}} = 350^\circ\text{C}$ )となった。一方、添加による  $T_c$  の低下は見られなかった。即ち Sn 添加試料では、無添加試料や Bi 及び In 添加試料と比べて、 $T_{\text{opt}}$  の低下によって  $T_c$  が低下することとなる。

Fig. 2 に、無反射板を用いて測定した  $x = 0$  及び  $x = 3$  ( $M = \text{Sn}$ ) の粉碎処理粉末の XRD 図を示す。 $x = 0$  と比較すると、添加試料では  $2\theta = 23^\circ$  付近にハロー図形が見られ、このブロードなピークの積分強度は  $x$  の減少に伴い小さくなった。故にこのピークは、Sn 添加による非晶質相や Mg<sub>2</sub>Sn などの微結晶相の存在を示唆するものと考えられる。このようなハロー図形は他の添加元素でも見られたが、Sn 添加試料に於いては、これら非晶質相などの第三相が  $T_{\text{opt}}$  の低下をもたらしたのと考えられる。

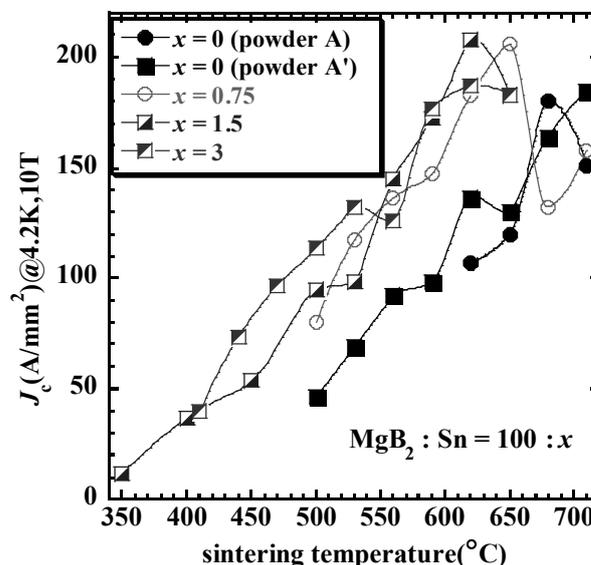


Fig. 1  $J_c$  values at 4.2 K and 10 T as a function of sintering temperature ( $T_{\text{sin}}$ ) for the ex situ processed tapes using MgB<sub>2</sub> powders with Sn addition milled at 350 rpm for 100 h. The addition amount is  $x$  in MgB<sub>2</sub> : Sn = 100 :  $x$  in molar ratio. The measurements were performed in a magnetic field applied parallel to the tape surface.

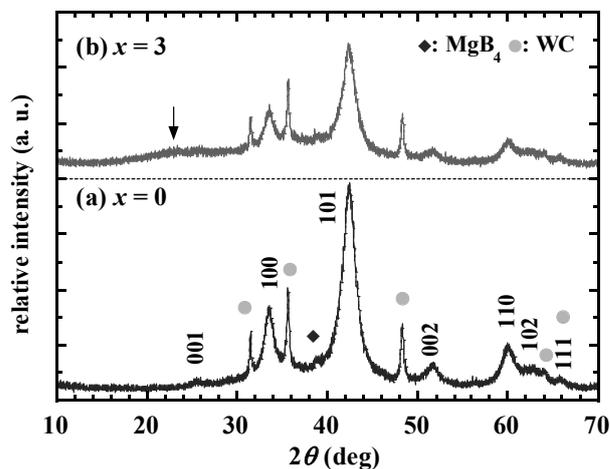


Fig. 2 XRD patterns of as-milled powders of MgB<sub>2</sub> with Sn addition with  $x =$  (a) 0 and (b) 3 in MgB<sub>2</sub> : Sn = 100 :  $x$ . The milling condition was 350 rpm for 100 h. XRD peaks assigned to MgB<sub>2</sub> are indexed and those to MgB<sub>4</sub> and WC are denoted by rhombus and circles, respectively. A broad peak around  $2\theta = 23^\circ$  is observed for  $x = 3$ , as indicated by an arrow.

## Status of MgB<sub>2</sub> superconducting wires at Sam Dong Co., Ltd. in Korea

CHOI Jun Hyuk, LEE Dong Gun (Sam Dong Co., Ltd.);

MAEDA Minoru, CHOI Seyong (Kangwon National University); KIM Jung Ho (University of Wollongong)

E-mail: jhchoi@samdongkorea.com

### 1. Introduction

Magnesium diboride (MgB<sub>2</sub>) superconducting wire has attracted more attention for various applications due to its high critical transition temperature (39 K) and relatively facile manufacture [1]. Over the past few years, many studies have been made for specific 1.5 T magnetic resonance imaging (MRI) [2], superconducting transmission cable, and superconducting magnetic energy storage (SMES) [3]. For this, a km-scale length MgB<sub>2</sub> wire is mandatorily required with superior superconducting properties and microstructural homogeneity along the rolling direction. In this paper, we will introduce the status of customized MgB<sub>2</sub> wires in Sam Dong Co., Ltd., Korea.

### 2. Sam Dong Co., Ltd

Sam Dong Co., Ltd. firstly produced an oxygen free high conductivity (OFHC) copper and metal based functional material in 1977, and has been leading company in the past 40 years. Since 2014, we have been developed various MgB<sub>2</sub> superconducting wires to satisfy customer demands. In 2017, we successfully manufactured a multifilament MgB<sub>2</sub> superconducting wire by using powder-in-tube method and its electromagnetic performance was comparable to the commercially available MgB<sub>2</sub> wires in the market, even cost-effectiveness. A cross section of the 18+ '1' Cu MgB<sub>2</sub> superconducting wire is shown in Fig. 1. The specifications are listed in Table 1.

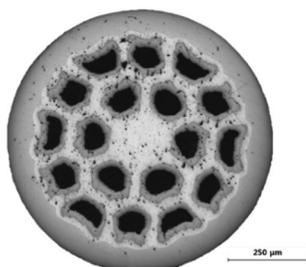


Fig. 1. Cross sectional view of 18+ '1' Cu MgB<sub>2</sub> superconducting wire

### 3. Results and Discussion

Magnetic field dependence of the MgB<sub>2</sub> superconducting wires were measured at the University of Wollongong, Australia, with respect to wide ranges of operating temperatures (4.2–30K). The transport critical current of MgB<sub>2</sub> wires (without any dopant) were evaluated using the standard four probe method with the criterion of 1  $\mu$  V/cm. As shown in Fig. 2., critical current densities at 3 T were estimated to be  $2 \times 10^5$  A/cm<sup>2</sup> at 4.2 K and  $1.5 \times 10^3$  A/cm<sup>2</sup> at

20 K, respectively. With our great effort, the MgB<sub>2</sub> superconducting wire manufactured in Sam Dong showed excellent performance toward practical applications.

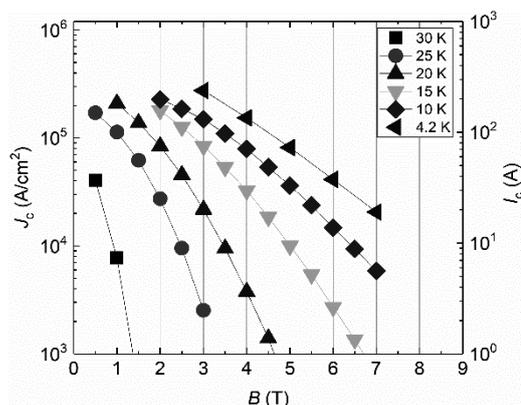


Fig. 2. Magnetic field dependence of critical current ( $I_c$ ) and critical current density ( $J_c$ ) for 18+ '1' Cu MgB<sub>2</sub> superconducting wire at the operating temperature of 4.2 to 30 K.

Table 1. Specifications of 18+ '1' Cu MgB<sub>2</sub> superconducting wire

Parameters	Specifications	
Diameter	0.83 mm <sup>ϕ</sup>	
Materials	External	Monel
	Inner	Cu
	Barrier	Nb

### Acknowledgment

This research was financially supported by the Ministry of SMEs and Startups (MSS), Korea, under the "Regional Specialized Industry Development Program (R&D, R0004502)" supervised by the Korea Institute for Advancement of Technology (KIAT).

### References

- [1] J.H. Kim et al., Appl. Phys. Lett. 92, 042506 (2008)
- [2] D. Patel et al., Sci. Rep. 7, 43444 (2017)
- [3] T. Hamajima et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 22, 570170 (2012)

## ステンレス鋼シース PIT 法 MgB<sub>2</sub> 細線への中間焼鈍の効果

Effect of intermediate annealing for PIT processed MgB<sub>2</sub> thin wires sheathed with stainless steel

小島 寛航, 小黒 英俊, 山田 豊(東海大)

KOJIMA Hirokazu, OGURO Hidetoshi, YAMADA Yutaka (Tokai Univ.)

E-mail: 9BAJM015@cc.u-tokai.ac.jp

### 1. はじめに

MgB<sub>2</sub> は 39 K という高い臨界温度を有することから、液体水素温度(20 K)においての利用が期待されている超伝導体である。その中で、液体水素液面計への応用が報告されている[1]。この時、熱負荷を少なくする観点で、細い線材が求められており、これまでにステンレスシースや Cu-Ni シースの 0.1 mm の細線が製作されてきた[2]。ところが、この細線の製作には、大きな加工度が原因となる、加工硬化による線材の破断が頻繁に起こることが問題であり、新規作成が困難な状況に陥っている状況である。

このため、液体水素液面計として利用するための MgB<sub>2</sub> 細線の作製方法の確立を目指し、Powder in Tube 法(PIT 法)を用いて直径 0.1 mm の MgB<sub>2</sub> 線材を作製することを目的として実験を行なった。本報では、線材作製時におけるステンレス鋼シース材への中間焼鈍の効果、および、作製した MgB<sub>2</sub> 線材の 4.2 K における超伝導特性について報告する。

### 2. 実験方法

Fig. 1 に、PIT 法による MgB<sub>2</sub> 線材の作製方法を示す。事前に、シース材である外径 1.0 mm、内径 0.6 mm のステンレス鋼管(SUS304)に対し、真空中、900°C x 1 h の条件で焼鈍を行った。原料は、MgH<sub>2</sub> 粉末と amorphous B 粉末に、10%SiC 粉末を添加した粉末を使用した。これを混合した後に、ステンレス鋼管に充填し、直径 0.6 mm、長さ 15 mm の銅線を両端に挿入した。これをスウェーjing加工によって先端を細く加工した後にダイスによる線引き加工を行い、伸線を行った。線引きを繰り返して、直径が 0.4 mm となった時点で、事前焼鈍と同条件にて中間焼鈍処理を行った。その後、同様にして直径 0.1 mm まで線引き加工を行った。加工後の線材は、Ar ガス雰囲気中で 630°C x 10 h で熱処理した。

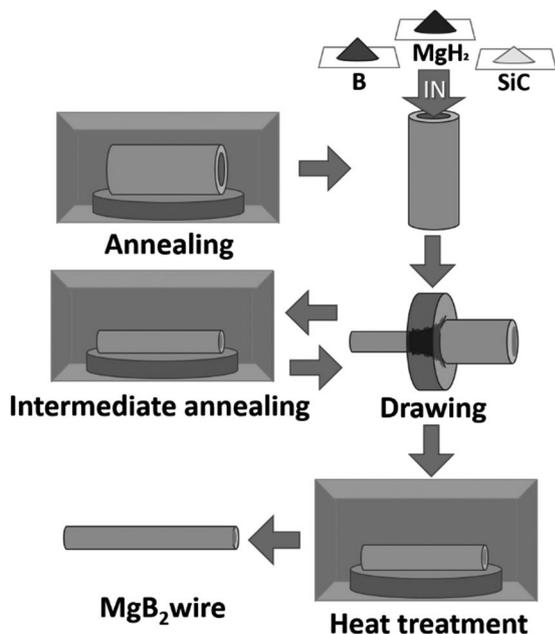


Fig. 1 The in-situ powder-in-tube process with intermediate annealing for MgB<sub>2</sub> thin wires sheathed with stainless steel.

### 3. 実験結果および考察

細線作製開始当初は、過去の文献[2]など参考に、ステンレス鋼シース材に事前焼鈍を行わず、購入時のままで線引きを行っていた。しかし、この方法ではスウェーjing加工および線引き加工によってステンレス鋼シース材が硬化し、破断が多くなり、目的の線径まで加工する事が出来なかった。そのため、線引きを容易にする目的で、事前焼鈍を導入した。しかし、事前焼鈍したシース材でも直径 0.4 mm 付近になると破断が再発し、目的の線径は得られなかった。また、破断によって液面計として利用するために必要な長さ(20 cm 以上を想定)を得られないことが考えられた。

ここで、事前焼鈍前後および直径 0.4 mm 時点でのシース材のビッカース硬さを測定した結果、焼鈍前で Hv 470、焼鈍後で Hv 250、直径 0.4 mm 時点で Hv 420 となった。これは、Hv 470 以上で断線が起こりやすいことを示している。そこで、断線を防ぐために線材への中間焼鈍処理を導入した。中間焼鈍処理を行ったことで線引きが容易になり、最終的に目的の直径 0.1 mm まで加工する事ができた。

作製した線材に実験方法に示した熱処理を行い、冷凍機を用いて 20 K における線材の電気抵抗を測定した結果、超伝導転移は見られなかった。この原因として、中間焼鈍処理温度が MgB<sub>2</sub> の生成温度以上であることから、中間焼鈍時点で MgB<sub>2</sub> が生成され、その後の線引き加工によって MgB<sub>2</sub> 同士の間が破壊されたことなどが考えられる。この線材を東北大学金属材料研究所強磁場センターにおいて 4.2 K に冷却し、臨界電流を測定した。Fig.2 に MgB<sub>2</sub> 細線の I-V 特性を示す。この結果から臨界電流が 4.2 K において 5 μA 以下であることが分かった。

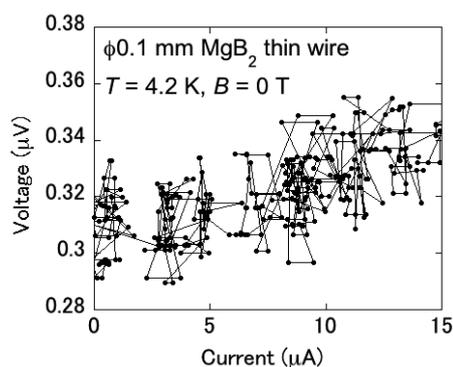


Fig. 2 Current-voltage characteristics of the MgB<sub>2</sub> thin wire at 4.2 K.

### 謝辞

本研究は、東北大学金属材料研究所強磁場超伝導材料研究センターの課題の一部として行われた。また、本研究は、東海大学総合研究機構「研究奨励補助計画」の支援を受け、実施したものである。

### 参考文献

1. K. Kajikawa et al., Physics Procedia 00 (2011) 1-6
2. Y. Yamada et al., IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 22 (2012) 6200304

## REBCO-CC の低温接合における KOH 供給方法の検討

## Investigation of KOH supply method for low-temperature superconducting joints of REBCO-CCs

船木 修平(島根大); 宮地 優悟(島根大, 学振特別研究員 DC); 高田 綾, 畠田 菜月, 山田 容士(島根大)

FUNAKI Shuhei (Shimane Univ.); MIYACHI Yugo (Shimane Univ., JSPS Research Fellow);

TAKATA Aya, HATADA Natsuki, YAMADA Yasuji (Shimane Univ.)

E-mail: s-funaki@riko.shimane-u.ac.jp

## 1. はじめに

REBCO 超電導線材(REBCO-CC)は一度の製造長に限界があること, また運搬時の重量規制があることから, 利用現場において REBCO-CC 同士, または異種の超電導線材との低抵抗接合もしくは超電導接合が必要不可欠とされる。しかしながらこれまで提案された手法は, 高温の接合熱処理時に生じる  $\text{REBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_y$  (RE123)相の酸素欠損を補うためのアニールが必要であることから, 利用現場で施工可能な装置, 環境, 工程における接合技術の確立が必要である。

これまで我々は, 水酸化物による REBCO の低温合成反応[1-3]を利用し, 接合熱処理温度を低下させることで, 後アニール処理を不要とする超電導接合技術の開発を進めてきた。そして, REBCO-CC 間に EuBCO 原料の圧粉体を挟み, マップル炉内において  $525^\circ\text{C}$  の水酸化カリウム(KOH)蒸気中で 12 h の熱処理を行うことで, 低温合成反応によって  $T_c \sim 60$  K の超電導接合に成功した[4]。本研究では, 接合界面の均質性向上を目的とし, 接合部内の合成過程の詳細な評価, 並びに KOH の供給方法, 及び用いる REBCO 原料の検討を行った。

## 2. 実験方法

$\text{Eu}_2\text{O}_3$ - $\text{BaO}_2$ - $\text{CuO}$  粉末,  $\text{Eu}_2\text{O}_3$ - $\text{BaCuO}_2$ - $\text{CuO}$  粉末,  $\text{EuBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_y$ - $\text{CuO}$  粉末を金属モル比が  $\text{Eu} : \text{Ba} : \text{Cu} = 1 : 2 : 3$  もしくは  $1 : 2 : 4$  となるように秤量・混合し, 油圧プレス機で約 20 MPa の圧力を印加し厚さ 0.2 mm の圧粉体を作製した。本研究では, この圧粉体を, 保護層を除去した GdBCO-CC 間に挟んで KOH 蒸気中で  $525^\circ\text{C}$  で 2 ~ 24 h 加熱した従来の接合試料のほか, 圧粉体のみを KOH 蒸気中で  $525^\circ\text{C}$  で 2 ~ 24 h 加熱した試料, KOH を混合した圧粉体を加熱した試料を作製した。

## 3. 結果及び考察

金属モル比が  $\text{Eu} : \text{Ba} : \text{Cu} = 1 : 2 : 4$  の  $\text{EuBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_y$ ,  $\text{CuO}$  粉末から作製した圧粉体を挟んで熱処理した GdBCO-CC 接合試料は, 機械的な接着は得られなかった。図 1 に KOH 蒸気中で熱処理時間を変えて作製した GdBCO-CC 接合試料における, 接合内部の圧粉体の XRD 測定結果を示す。熱処理前は  $\text{Eu123} + \text{CuO}$  相であった圧粉体が, 2 h 以上の熱処理で  $\text{Eu}_2\text{Ba}_4\text{Cu}_7\text{O}_{15-\delta}$  (Eu247)相に変化した。さらに, 24 h まで熱処理時間を伸ばしても Eu247 相が安定して得られることがわかった。また, 図 2 に接合試料における, 接合内部の GdBCO-CC の XRD 測定結果を示す。図より, 2 h 以上の熱処理で Gd123 相が Gd247 相と微量な Gd124 相に変態したことがわかった。以上の結果から, GdBCO-CC 接合試料の  $T_c$  低下の要因は, KOH 雰囲気において RE247 相が生成されたためと考えられる。一方, 圧粉体のみを KOH 蒸気中で熱処理した場合は, より高酸素雰囲気中で安定とされる Eu124 相が主に生成された。これは, 接合内部が擬似的に低酸素分圧となっていることを示唆する。RE-Ba-Cu-O は低酸素雰囲気中で RE123 相が安定であることから, 接合圧力を高くすることで,  $T_c$  の高い RE123 相による超電導接合が期待できる。

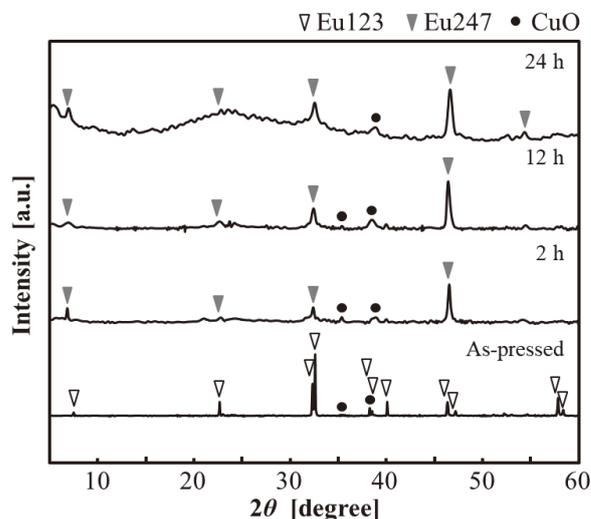


Fig.1 XRD patterns of as-pressed pellet and heated pellets in the GdBCO-CCs as a function of heating time

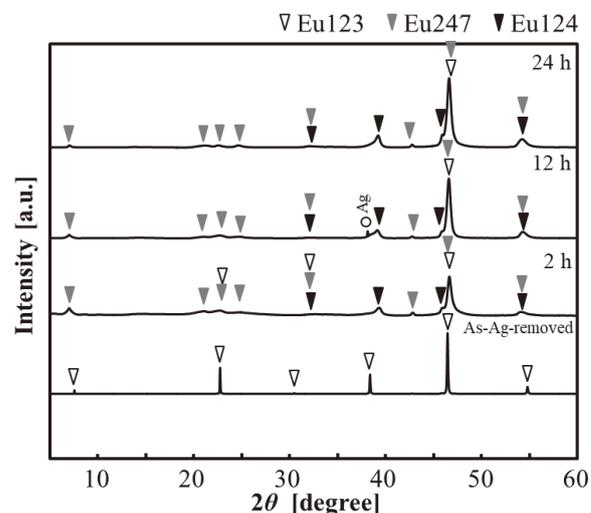


Fig.2 XRD patterns of as-Ag-removed GdBCO-CC and heated GdBCO-CCs as a function of heating time

## 謝辞

本研究の一部は, JST, 未来社会創造事業, JPMJMI17A2 の支援を受けたものである。

## 参考文献

1. S. Funaki, et al.: Physics Procedia, Vol. 27 (2012) p. 284
2. Y. Miyachi, et al.: Physics Procedia, Vol. 65 (2015) p. 129
3. L. N. Marquez, et al.: Chem. Mater., Vol. 5 (1993) p. 761
4. S. Funaki, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 97 (2018) p. 143

# Bi-Pb-Sn はんだを利用した Bi2223 線材と NbTi 線材の超伝導接合

## Superconducting joints between Bi2223 and NbTi wires using Bi-Pb-Sn solder

井上 和朗, 渋谷 直哉, 松本 凌, 小林 賢介, 内田 公, 西島 元, 竹屋 浩幸, 北口 仁, 高野 義彦 (NIMS)  
 INOUE Kazuo, SHIBUYA Masachika, MATSUMOTO Ryo, KOBAYASHI Kensuke, UCHIDA Akira, NISHIJIMA Gen,  
 TAKEYA Hiroyuki, KITAGUCHI Hitoshi, TAKANO Yoshihiko (NIMS)  
 E-mail: INOUE.Kazuo@nims.go.jp

### 1. はじめに

2014年に開発された1020 MHz (24 T) 核磁気共鳴装置の超伝導磁石には、最内層コイルに  $\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_{10}$  (Bi2223) が用いられたが、NbTi-Bi2223 超伝導接合技術が確立しておらず、永久電流運転ではなかった。我々は、Bi-Pb-Sn はんだに超伝導線材をシースごと挿入して接合する in-situ シース溶融法を考案し、NbTi-Bi2223 の接合に取り組んできた[1]。NbTi 線材のはんだ接合技術は確立しているものの、NbTi と Bi2223 の異種接合技術を確立するためには、Bi2223 のはんだによる良好な超伝導接合条件を見出すことが急務である。前回、Bi2223 線材の根元がはんだにより腐食して機械的強度が劣化する問題を Bi2223 線材の外側に Ni 合金の補強材が備わった住友電工製 DI-BSCCO type HT-NX を用いることで、根元腐食の問題を解決した[2]。今回、はんだ組成を広範囲に変えた試料を作製し、電流-電圧 (I-V) 特性評価や接合界面の組織観察を行った。

### 2. 実験方法

Bi, Pb, Sn の原材料を所定のモル比で計量、混合し、真空引きした石英管中で加熱溶融することで超伝導はんだを合成した。Bi-Pb-Sn はんだと Bi2223 線材 (type HT-NX, 住友電工) をガラス坩堝中に充填し、電気炉中で 400°C, 1h 及び 4h, 加熱溶融し接合処理を行った。液体ヘリウム中で、4端子法による I-V 測定から自己磁場下での臨界電流値 ( $I_c$ ) を見積もった。 $I_c$  は、基準電圧 1 $\mu\text{V}$  で定義した。また、はんだ接合部を研磨し SEM による接合界面の断面観察を行った。

### 3. 結果と考察

Fig.1 にはんだ組成を変えて 400°C で接合した試料の  $I_c$  分布を示す。Pb が 30~70%、Sn が 20%以下、Bi が 20~50%の組成領域で概ね  $I_c$  が 190A 以上となった。これは、8K 以上の  $T_c$  をもつ Pb-Bi 超伝導相が主相であるためと考えられる。

Fig.2 にはんだ組成の異なる 3 試料の I-V 特性を示す。3 試料とも数 n $\Omega$  の有限抵抗を生じるが、Pb 濃度が低くなるにつれ、100A 以下の領域では、抵抗は小さくなる傾向にある。FE-SEM による接合界面付近の断面観察からは、Bi2223 フィラメントとはんだ界面に沿って、Pb を主成分とする化合物が存在し、Pb 濃度が高い試料ほど厚いことが分かっており、観測される抵抗との何らかの関係が推察される。

有限抵抗が最も小さい Pb 20at%、Sn 30at%、Bi 50at%の組成はんだで接合した試料の I-V 特性を Fig.3 に示す。本測定においては、はんだ本体にも電圧端子を設置し、+側と一側の Bi2223-はんだ間の I-V 特性を各々個別に評価した。+側は、低電流から有限抵抗が生じているが、一側は、130A 付近まで測定感度内でゼロ抵抗を示した。今後、各々の接合界面の組織観察を行い、Bi2223 の I-V 特性のばらつきの原因を究明し、最適化することができれば、接合試料全体のゼロ抵抗を実現できる可能性があることを示唆している。

### 謝辞

本研究は JST 未来社会創造事業 JPMJMI17A2 の支援を受けたものである。

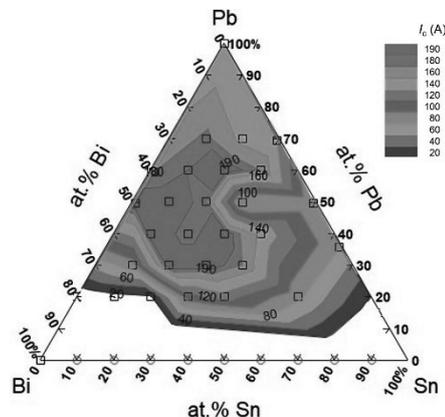


Fig.1  $I_c$  distribution map for samples joined at 400°C

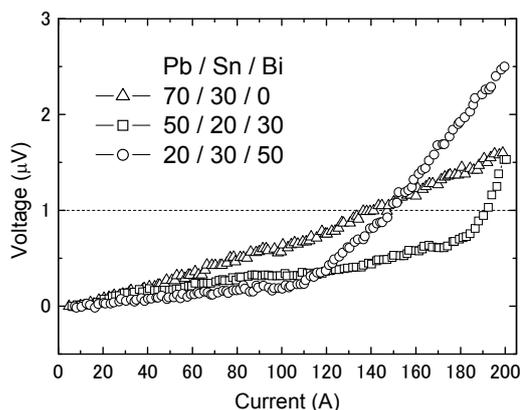


Fig.2 I-V curves of the joint using several PbSnBi solders

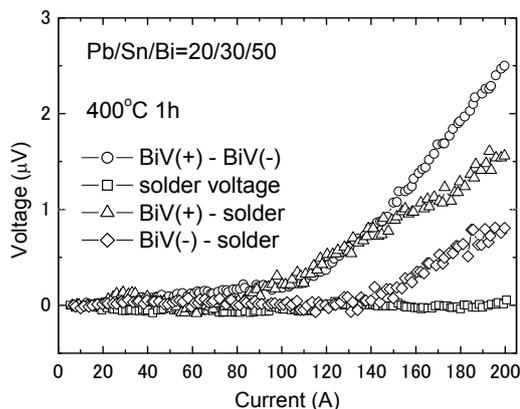


Fig.3 I-V curves of the joint between each Bi2223 and solder

### 参考文献

1. R. Matsumoto et al.: Appl. Phys. Express Vol. 10 (2017) p.093102
2. Y. Takano, et al.: Abstracts of CSSJ Conference, Vol. 97 (2018) p.3

# 磁気顕微法による NbTi-Bi2223 超伝導接合の局所臨界電流分布評価 Characterization of Local Critical Current Distribution for NbTi-Bi2223 Superconducting Joint Based on Magnetic Microscopy

呉 澤宇, 東川 甲平 (九大);  
松本 凌, 高野 義彦 (NIMS); 木須 隆暢 (九大)  
WU Zeyu, HIGASHIKAWA Kohei (Kyushu Univ.);  
MATSUMOTO Ryo, TAKANO Yoshihiko (NIMS); KISS Takanobu (Kyushu Univ.)  
E-mail: z.wu@super.ees.kyushu-u.ac.jp

## 1. はじめに

NMRなどの高磁界マグネット応用において、さらなる高磁界化の可能性を求めて酸化物系高温超伝導線材の適用が期待されている。一方、これらの応用には永久電流モード運転が求められるため、従来の金属系低温超伝導線材と酸化物系高温超伝導線材の超伝導接続の開発が必要となっている。この一例として、NbTi-Bi2223 超伝導接合技術である in-situ シース熔融法が提唱され、四端子法により超伝導接合の臨界電流( $I_c$ )が評価されている<sup>[1]</sup>。ただし、永久電流モード運転では四端子法による計測が困難な低電界領域の特性が重要となるため、当該領域における特性制限因子の解明が不可欠となる。そこで本研究では、磁気顕微法により低電界領域の超伝導電流の可視化を行うことに挑戦した。

## 2. 実験方法

試料は、PbSn ハンダを介した NbTi-Bi2223 接合である。Fig. 1 に示すように、接合部を厚さ 1.68 mm で切り出し、その面を磁気顕微法により観測することを試みた。具体的には、同サンプルを 5 K にまで冷却し、外部磁界印加時の試料直上の磁界分布を計測することで、接合部の超伝導電流を可視化した。

## 3. 結果と考察

外部磁界印加後の残留磁界分布を測定したものを Fig. 2(a) に示す。試料内に磁束が捕捉されている様子が得られている。Biot-Savart 則の逆問題を解くことにより、電流密度ベクトルを評価した結果を Fig. 2(b) に示している。主にハンダを流れる磁化電流が Nb-Ti 線材を通過していることがわかり、Nb-Ti 線材とハンダの接合は良好であると考えられる。一方、磁化電流は Bi-2223 線材の部分で弱くなっていることがわかる。全体的に試料中心部の磁化電流密度が小さいが、これは残留磁界の強度が高いことによる  $J_c$  の低下であることを疑い、残留磁界の他に 10 mT と 20 mT の外部磁界を印加した条件でも評価を行った。この時に試料が同じ磁界強度を感じている部分だけを取り出したものを Fig. 3 に示している。それらを再構成した Fig. 3(d) を見ると、ハンダの領域はほぼ同程度の  $J_c$  を有しているが、Bi-2223 線材の部分でやはり  $J_c$  が低くなっている様子がわかる。以上のように、本評価手法によって超伝導接合部の詳細な現象を把握することができ、本ハンダによる接合の場合には特性制限部が Bi-2223 フィラメント付近によるものであることが初めて分かった。このような特性制限部の場所の特定は、今後のプロセスの改善に大きく貢献できるものと期待できる。

**謝辞** 本研究は、JST 未来社会創造事業 JPMJMI17A2 の支援を受けて実施したものである。

### 参考文献

[1] R. Matsumoto et al., *Appl. Phys. Express*, 10, 093102 (2017).

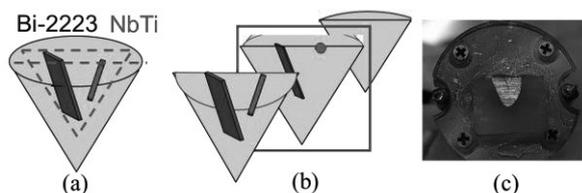


Fig. 1. (a) Schematic of the original sample, (b) that of the sliced piece, and (c) its photograph for the measurement.

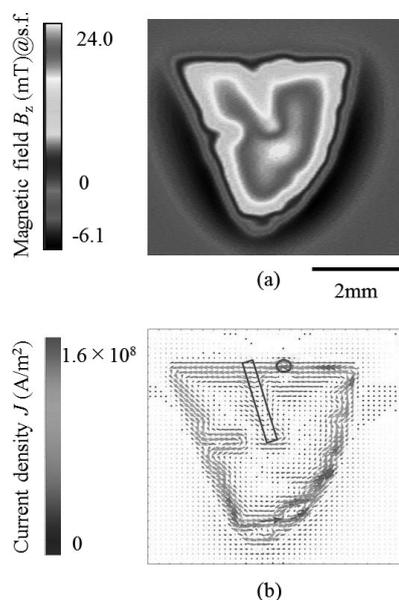


Fig. 2. (a) distribution of measured magnetic field,  $B_z$ , in the remanent state at 5 K, and (b) the corresponding distribution of current density,  $J$ . The position of the Nb-Ti wire and Bi-2223 tape are shown by red circle and blue rectangle, respectively, inside the  $J$  map.

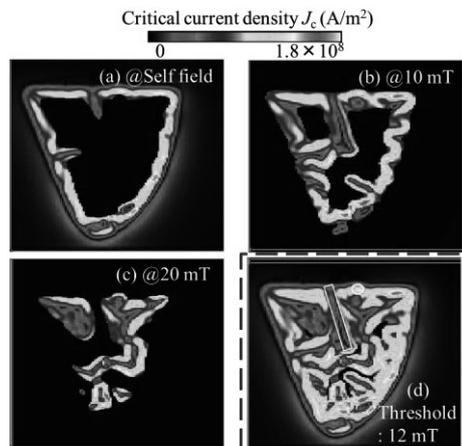


Fig. 3. Distribution of critical current density,  $J_c$ , at  $\sim 12$  mT: (a) remanent state, (b) 10 mT, (c) 20 mT, and (d) reconstructed  $J_c$  map with the positions of the NbTi wire and Bi2223 tape.

# はんだ複合材料の合成

## Development of New Solder Composites

社本 真一, 伊藤 孝, 保田 諭, 藤村 由希, 近藤 啓悦(原子力機構)

SHIN-ICHI Shamoto, TAKASHI U. Ito, SATOSHI Yasuda, YUKI Fujimura, KEIETSU Kondo (Japan Atomic Energy Agency)

E-mail: shamoto.shinichi@jaea.go.jp

### 1. はじめに

はんだは元々共晶点金属間化合物であり、複合材料の典型例である。以前は鉛フリーのはんだが積極的に開発され、銀など高価な元素を減らしたはんだの開発[1]や、Ni添加により接合界面の亀裂の低減[2]など、はんだならではの問題解決の技術開発がなされてきた。一方で、さらに複雑化したはんだ複合材料の研究として、低融点・高融点のはんだの複合材料の開発[3,4]、カーボンナノチューブ(CNT)・はんだ複合材料の開発[5]などその用途に応じて、様々な複合材料はんだが企業を中心として活発に研究開発されている。我々は超電導線材の低抵抗接続用のはんだとして、カーボンナノチューブ・はんだ複合材料および、超電導体・はんだ複合材料の合成を行ったので、報告する。

### 2. 実験方法および結果

CNTも超電導材料も、通常、はんだとの濡れ性は良くない。特にCNTは、濡れ性改善のため、化学処理を行う必要がある。ここでは、日本ゼオン社製品 ZEONANO® SG101 VACNT (直径1-5 nm、比表面積800m<sup>2</sup>/g)を用いて、硝酸水溶液中で10分間の超音波処理を行った[6]。その後、超音波半田こて(SUNBONDER USM-IV、黒田テクノ(株))を用いて、鉛ベースのはんだ、セラソルダー#186(Pb40Sn60系 Zn, Sb, Al, Ti, Si, Cu添加)を用いると混ざり、複合材料となることがわかった(Fig. 1(d))。また超電導材料として、Nb<sub>3</sub>Sn (Fig. 1(a)), YBa<sub>2</sub>Cu<sub>3</sub>O<sub>7</sub> (Fig. 1(b)), Bi<sub>2</sub>Sr<sub>2</sub>CaCu<sub>2</sub>O<sub>8+y</sub> (Fig. 1(c)), MgB<sub>2</sub>について、無処理で超音波半田こてを用いたところ、MgB<sub>2</sub>以外では混ざり、複合材料となることがわかった。この時、濡れ性ははんだの種類に依存し、KR-19RMA (almit)、Pbフリーはんだ Sn<sub>99</sub>Ag<sub>0.3</sub>Cu<sub>0.7</sub>では濡れ性が改善しないことがわかった。ちなみにここでは、フラックスとして、はんだに付属するもの以外に弘輝のはんだフラックス JS-E-15Xを用いた。

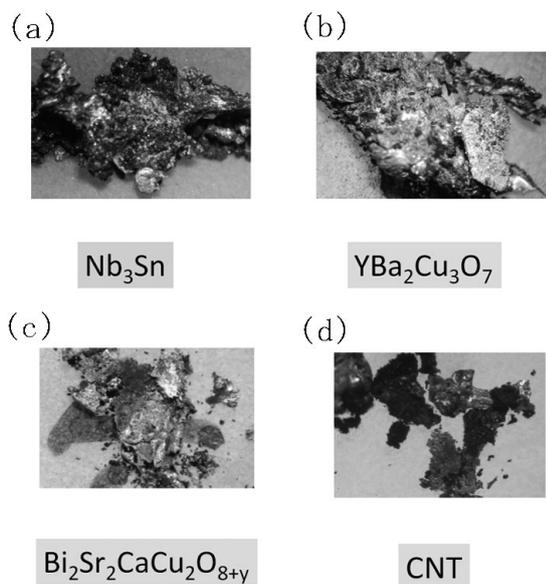


Fig. 1 Synthesized solder composites

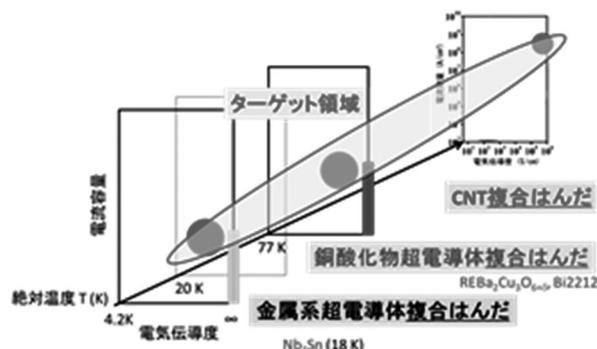


Fig. 2 Current research targets of our solder composites in conductivity and electrical capacity planes

### 3. まとめ

CNTは高密度電流特性、高熱伝導度、高電気伝導度、高強度といった特性を併せ持つ材料である。銀メッキにより接触抵抗が下がることも見つかっている。超電導接合でこのような特徴をどのように活かしていくかが今後の課題である。同時に液体窒素温度での利用を考えれば、複合材料として、高温超電導材料は魅力的である。これらの両方について、今回の実験で濡れ性の問題を簡便な方法で解決可能なことがわかった。これを利用して、今後、温度、形状を工夫して、超電導接合の低抵抗化を目指す予定である。

なおこの研究はJST未来社会創造事業大規模プロジェクト型接合基盤技術共同研究グループとして行われた。

### 参考文献

1. 中西研介, HARIMA Technology Report p19.
2. K. Nogita, et al.: "Inhibiting cracking of interfacial Cu6Sn5 by Ni additions to Sn-based lead-free solders", Transactions of The Japan Institute of Electronics Packaging (Trans JIEP), 2 (2009) p. 46-54.
3. "Low-melting-point junction material having high-melting-point particles uniformly dispersed therein", United States Patent 5,317,191 (May 31, 1994).
4. "Multiple Alloy Solder Preform", United States Patent 5,427,865 (Jun. 27, 1995).
5. 「高特性相互接続用カーボンナノチューブはんだ複合材料」特表 2009-519136 (公表日 平成 21 年 5 月 14 日)
6. 「電気接点材料及びその製造方法」特開 2015-105439

# 銅ジャケット付き REBCO 積層導体の機械的エッジジョイントにおける 接合抵抗の低減

## Reduction of joint resistance in mechanical edge joint of stacked REBCO conductors with copper jackets

佐藤 颯太郎, 伊藤 悟, 橋爪 秀利 (東北大)

SATO Sotaro, ITO Satoshi, HASHIZUME Hidetoshi (Tohoku Univ.)

E-mail: sotaro.sato.t4@dc.tohoku.ac.jp

### 1. はじめに

核融合炉におけるコイルセグメント着脱方式の分割型高温超伝導マグネットの実現に向けて、REBCO 線材を銅ジャケット内に単純積層した STARS (Stacked Tapes Assembled in Rigid Structure) 導体の機械的エッジジョイント接合の研究がなされている[1]。当該研究において、各線材の銅安定化層厚さを増加させることで、接合抵抗が減少することが確認されている。一方で線材厚さが増えることによって、導体をコイル加工する際に発生する曲げひずみが増加し、臨界電流が低下する可能性がある。そこで本研究では、曲げひずみ増加に影響しない銅ジャケットの厚さが接合抵抗の低減にもたらす影響を評価することを目的とした。まず STARS 導体の機械的エッジジョイント接合部において、銅ジャケット厚さを増加させたときの接合抵抗の変化を数値解析により評価した。また解析結果を検証するために、機械的エッジジョイント接合サンプルの接合抵抗測定を行った。

### 2. 解析方法

接合抵抗の銅ジャケット厚さ依存性を調べるため、有限要素法ソフトウェア COMSOL Multiphysics ver. 5.4 AC/DC Module を使用し、機械的エッジジョイント接合部の三次元電流分布解析を行なった。Fig. 1 に計算体系を示す。計算体系は導体の機械的エッジジョイント接合部分(接合長: 50 mm)としており、銅ジャケット内に 5 mm 幅の銅安定化層付き REBCO 線材 (フジクラ社製 FYSC-SC05) を 10 枚積層している。導体-インジウム箔間には接触抵抗を模擬した仮想抵抗を設け、接触抵抗率を  $3 \text{ p}\Omega\text{m}^2$  [1] とした。はんだ層の電気抵抗率は線材-線材間は  $3 \text{ p}\Omega\text{m}^2$ 、線材-銅ジャケット間では  $11 \text{ p}\Omega\text{m}^2$  と設定した。また超伝導層-ハステロイ層間には中間層を模擬した  $20 \text{ }\mu\Omega\text{m}^2$  の導体を設けた。境界条件として、二つの導体の REBCO 層表面にそれぞれ電位  $\phi_1 = 5.0 \times 10^{-6} \text{ V}$  と  $\phi_2 = 0$  を与え、接合部で発生するジュール損失と電位の関係から接合抵抗を算出した。各線材の銅安定化層厚さをそれぞれ 100, 200  $\mu\text{m}$  とし、導体上下面の銅ジャケット厚さを 0 から 2.5 mm まで 0.5 mm 間隔で変化させた際の接合抵抗値を求めた。また銅ジャケットと銅安定化層それぞれの厚さの接合抵抗への影響を比較するため、銅ジャケット厚さを 0 mm とし、銅安定化層厚さを 100  $\mu\text{m}$  から 600  $\mu\text{m}$  まで 100  $\mu\text{m}$  間隔で変化させた際の接合抵抗値の計算も行った。

### 3. 解析結果

Fig. 2 に銅安定化層と銅ジャケットの合計厚さに対する接合抵抗の変化と、曲げひずみと導体中立面の曲率半径  $R$  [m] の積の関係を示す。銅ジャケット厚さが増加するにしたがって、接合抵抗が減少することが確認できる。銅安定化層厚さ 100  $\mu\text{m}$ , 200  $\mu\text{m}$  時では銅ジャケット厚さ変化による接合抵抗の減少率に差異があるが、これは導電層における断面積の増加が相対的に異なるからだと考えられる。銅安定化層厚さは銅ジャケット厚さに比べ接合抵抗減少への寄与は大きい、曲げひずみも比例して増加する。核融合炉で使用されるような大型導体ではさらに積層数が多くなり、運転時には電磁力に

よるひずみも発生するため、REBCO 線材の不可逆ひずみを超える可能性が大きくなる。導体設計時に銅安定化層厚さはひずみにより上限が決まるため、銅ジャケットなどを用いた接合抵抗の低減は重要になると考えられる。

### 4. まとめ

数値解析により銅ジャケット厚さが増加するにしたがって、接合抵抗が減少することが確認できた。大型導体設計時には、銅ジャケットを用いた接合抵抗の低減は重要になってくる。

銅ジャケットによる接合抵抗の低減効果を検証するために実験も行った。銅ジャケットの有無の接合抵抗への影響に注目して評価を行うには接触抵抗値のばらつきを小さくするため、本実験では低温熱処理インジウム接合[2]を導入した。実験の詳細については、講演にて報告する。

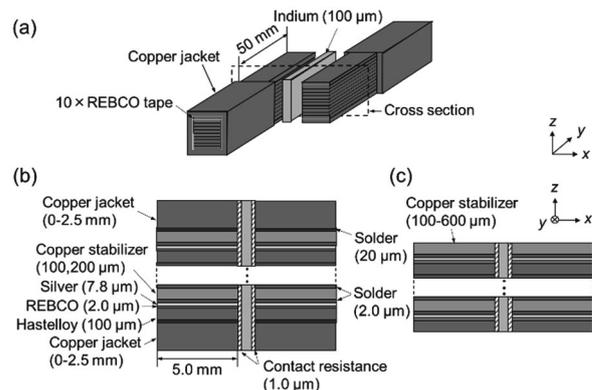


Fig. 1 (a) Schematic view of the mechanical edge joint of 10-layer stacked REBCO conductors, (b) cross section of the calculation geometry of the joint with a change in jacket thickness and (c) with a change in stabilizer thickness.

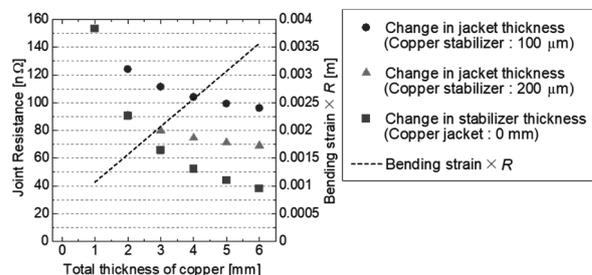


Fig. 2 Joint resistance in the mechanical edge joint depending on the total thickness of the copper, and bending strain as a function of copper stabilizer.

### 参考文献

1. S. Ito, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 23 (2013) p.4802408.
2. T. Nishio, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 26 (2016) p.4800505.

## リニア駆動型回転変調磁場を用いた REBa<sub>2</sub>Cu<sub>3</sub>O<sub>y</sub> 粉末の三次元結晶配向(2) Three-dimensional crystal orientation in RE123 powders by a linear-driven modulated rotating magnetic field (2)

堀井 滋, 木村 史子(京都先端科学大、京大); 柏木 勇人, 土井 俊哉(京大)  
HORI Shigeru, KIMURA Fumiko (Kyoto University of Advanced Science, Kyoto Univ.);  
KASHIWAGI Hayato, DOI Toshiya (Kyoto Univ.)

E-mail: horii.shigeru@kuas.ac.jp

### 1. はじめに

希土類(RE)系高温超伝導体の実用化には層状構造および粒間弱結合の問題から二軸結晶配向が求められる。現在、高温超伝導線材における3次元結晶配向を実現するために、高配向性基材を用いたエピタキシャル薄膜成長技術が用いられている。

一方で、回転変調磁場を用いた磁場配向も、室温で適用可能なエピタキシー技術を使わない比較的新しい三軸結晶配向法である。これまでに、我々は、双晶を有し結晶粒レベルで *ab* 面内方向の磁気異方性が低下・消失の可能性がある实用超伝導物質 REBa<sub>2</sub>Cu<sub>3</sub>O<sub>y</sub> (RE123)において、間欠回転磁場中で RE123 相は二軸結晶配向する[1]ことを明らかにしてきた。また、RE=Dy,Er で磁気異方性が高く、永久磁石レベルの磁場である1テスラの間欠回転磁場でも二軸配向する[1]一方で磁化軸が異なることも示した。

前回、この回転変調磁場を RE 系高温超伝導線材の作製技術として展開することを想定し、回転変調磁場を連続プロセスに組み込めるリニア駆動型回転変調磁場発生装置の開発[2]について報告した。配列永久磁石を直線往復運動させることで、0.9T の静磁場相当および 0.5T の回転磁場相当の回転変調磁場の発生[2,3]を示した。

本研究では、磁化軸の異なる Dy123 および Er123 のそれぞれに適切な配列永久磁石の設計・製作を行った。また、Dy123 および Er123 粉末を用いて実際に磁場配向を行った。

### 2. 実験方法

通常の前相反応法を用いて、Dy123 および Er123 を合成した。なお、大気中での本焼成プロセスは圧粉成型したのちに行い、本焼成後は十分に酸素アニールを行った。酸素アニール後、メノウ乳鉢で粉砕したものを磁場配向用の粉末とした。これらの粉末を用いて、粉末:エポキシ樹脂=1:10の重量比で混合し、リニア駆動型回転変調磁場発生装置内で、室温にて配向させた。また、エタノールおよびポリビニルブチラールを分散媒および粘性増強剤とした Dy123 スラリーを用いて配向厚膜の作製も試みた。得られた粉末配向体や配向厚膜の極点図[(103), (005)]から配向状態を明らかにした。

### 3. 結果および考察

Figs. 1(a)および 1(b)に、Dy123 用および Er123 用の配列磁石断面の概念図をそれぞれ示す。ここで注意すべきことは断面図の観察方向である。いずれも配列磁石の直線往復運動は左右方向で行われるが、Fig. 1(a)は水平方向から見た断面図であり、Fig. 1(b)は鉛直方向から見た断面図である。Dy123 と Er123 で磁化軸が異なるため、超伝導 CuO<sub>2</sub> 面を水平方向に配向させ (*c* 軸を鉛直方向に配向させ)、且つ2軸配向するように、異なる磁化軸に合わせた回転変調磁場を印加する必要がある。これらの配列磁石を直線往復運動させると、(a)および(b)で、それぞれ鉛直方向および水平方向に回転磁場成分を持つ回転変調磁場が発生する。

一方で、磁石の設計上、発生される回転変調磁場が弱められる場所が存在する。Fig.1(a)では、下部配列磁石直上が最も磁場強度が高いため、鉛直上方に設置するほど磁場強度が低下する。すなわち、シート状の試料においては、厚さ方向で磁場配向効果に変化する可能性がある。一方、Fig.1(b)では、配列磁石間の中央に近づくほど間欠回転磁場の効果が低下する。すなわち、シート状の試料において、幅方向で磁場配向効果に変化する可能性がある。当日は、実際に導入した配列磁石の詳細について述べるとともに、最も高い磁気異方性をもつ RE123 物質の一つである Dy123 および Er123 粉末での配向効果について報告する予定である。

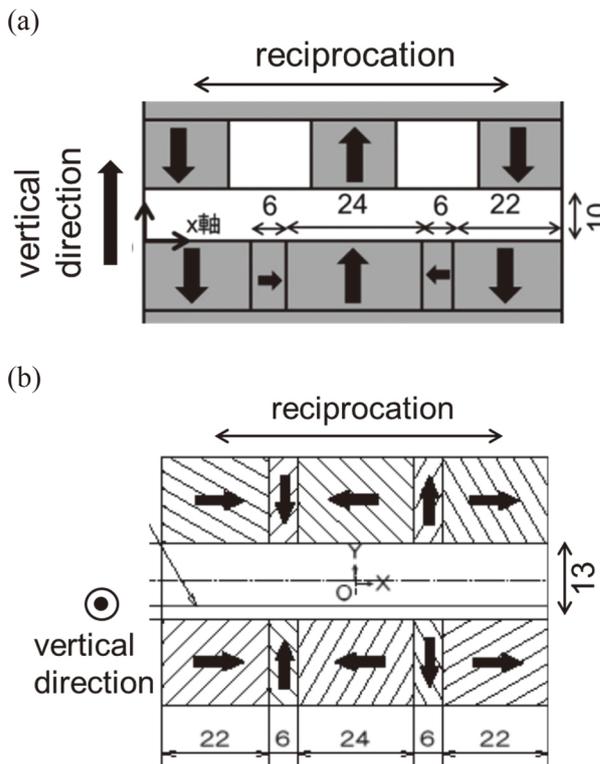


Fig.1 Schematics of cross-sections of the arranged permanent magnets for (a) Dy123 and (b) Er123.

### 謝辞

本研究の一部は、JST・研究成果最適展開プログラム(A-STEP)および科学研究費助成事業(17H03235)の助成を受けて実施したものである。

### 参考文献

1. Horii *et al.*, *SuST* 29 (2016) 125007.
2. 堀井ら、H30 春季低温工学・超伝導学会、1B-a04.
3. Horii *et al.*, *J. Cer. Soc. Jpn.* 126 (2018) 885.

# 食品工場におけるフルスケール磁化活性汚泥法のための ベンチスケール実用性試験

## Bench-scale feasibility test for full-scale magnetic activated sludge method in food factory wastewater

和久井 結太, 大島 瑛美, 酒井 保藏, 荷方 稔之, 六本木 美紀(宇都宮大)

WAKUI Yuta, OSHIMA Emi, SAKAI Yasuzo, NIKATA Toshiyuki, ROPPONGI Miki (Utsunomiya Univ.)

E-mail: sakaiy@cc.utsunomiya-u.ac.jp

### 1. はじめに

磁化活性汚泥(MAS)法は、従来の活性汚泥法に強磁性粉を添加して磁気分離を適用した方法である。固液分離が高速・確実となり、運転管理が簡易化できる。余剰汚泥の引き抜きを原則として行わないため汚泥処理負担が軽減する。本研究では、食品工場排水処理施設への実機検証を行うにあたって、ベンチスケールで適用性試験を行った。その結果、運転管理の容易さ、余剰汚泥の大幅減量、基準値以下の処理水品位の維持などが確認できた。

食品工場では高濃度の有機排水が発生し、排水処理の手間や費用が大きな負担となっている。MAS 法はこれらの負担を軽減する新技術として実用化が期待されている。現在、栃木県の食品工場で MAS 法のフルスケール試験を準備している。MAS 法で現地の排水を良好に処理できるかどうかを先立って検証する必要がある。

本研究の目的は、実機検証が予定されている食品工場の実排水を用いて、5 L のベンチスケール実験装置で MAS 法の適用性試験を行い、評価することである。

### 2. 方法

Fig.1 に実験装置を示す。曝気槽(5 L)に、MLVSS 濃度 18000 mg/L、磁性粉濃度 18000 mg/L となるように現地の汚泥と磁性粉を入れた。また、磁性粉は汚泥の増殖に伴い、MLVSS 濃度/磁性粉濃度が 1/1 となるように追加した。水理学的滞留時間(HRT)80 h、容積負荷 0.6-1.2 kg/(m<sup>3</sup>・d)で現地の排水を流入させた。汚泥は磁石回転ドラム下部を通過するとき、磁石に付着しドラムの回転によってスクレーパーで全量、曝気槽に戻され、浄化された水のみが流出する。反応槽は常時攪拌しながら曝気 30 min/非曝気 30 min の間欠曝気を行った。汚泥の引き抜きは週に 1-2 度の 50 mL のサンプリング以外行わなかった。MLVSS、TOC、T-N、BOD、SS などの経日変化を測定した。

### 3. 結果及び考察

Fig.2 に微生物濃度の変化を示した。装置立ち上げからおよそ 1 ヶ月で MLVSS 濃度が約 20000 mg/L で安定した。MLVSS 濃度が安定してからの TOC、T-N、BOD 除去率はそれぞれ 97.6-99.2%、91.4-96.4%、98.2-99.2%であり、安定して処理できた。破線の期間毎に新しく採取した排水を流入として用いた。そのため流入 BOD にばらつきが存在するが、問題なく処理できている(Fig.3)。流出 SS は 20-70 mg/L であり、汚泥の自己消化によって生成する難分解性有機物の漏出によるものと考えられる。現地では一律排水基準が適用されているため、BOD、SS、T-N のすべてで基準値以下に処理可能であると確認できた。100 日を過ぎてから MLSS の増加が認められた。これは、排水中に含まれるミョウバン由来のアルミニウムが凝集し、反応槽内で無機 SS として蓄積されているためだと推察した。実際に運用する際は、毎日少量の汚泥を引き抜く必要があると考えられた。引き抜き量は 1% 以下と予想され、現行の活性汚泥法と比べて引き抜き量は 6-9 割減量することができる。

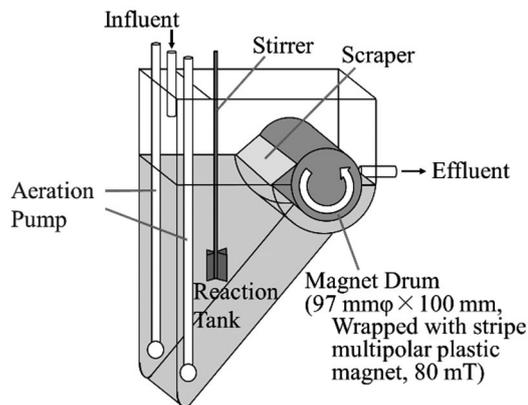


Fig.1 Apparatus for Bench Scale Experiment

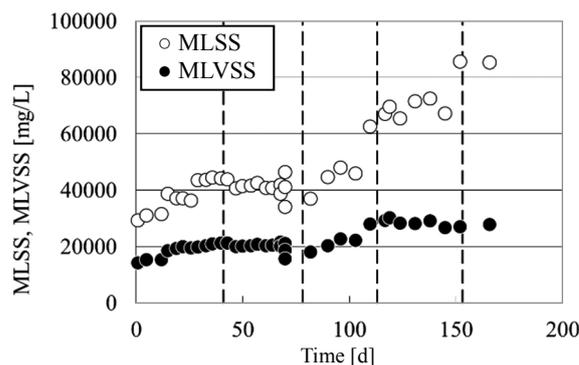


Fig.2 Change of MLSS and MLVSS

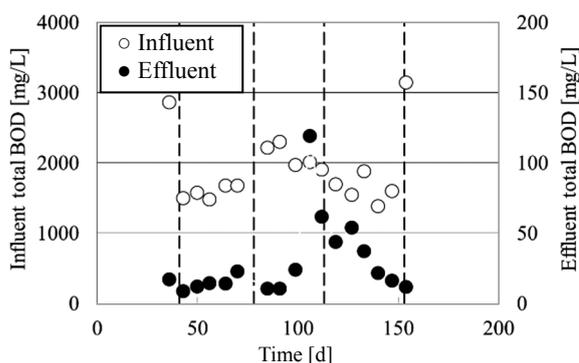


Fig.3 Change of BOD concentration

### 4. 結論

約半年間の検証実験で、磁気分離を用いることで良好な排水処理が継続できた。しかし、無機 SS 蓄積を抑制するため少量の汚泥引き抜きが必要であることがわかった。この場合も汚泥処理負担は大幅に軽減され、MAS 法のメリットは損なわれないことがわかった。沈降分離や膜分離による活性汚泥法と比べて、運転管理が簡単になることも予想された。

## 磁気分離のメタン発酵法への展開 ～濃厚排水個別処理による水処理プロセスの省スペース・低コスト化

Introduction of magnetic separation to a methane fermentation

～Space saving and cost reduction by separated treatment of high concentration wastewater

野村 侑樹, 酒井 保藏, 荷方 稔之(宇都宮大学)

NOMURA Yuki, SAKAI Yasuzo, NIKATA Toshiyuki (Utsunomiya Univ.)

E-mail: sakaiy@cc.utsunomiya-u.ac.jp

### 1. はじめに

磁気分離により微生物と処理水を分離する磁化メタン発酵法で、少量の濃厚プロセス排水を個別処理し、排水全体のBODを低下させ下水放流可能とする省スペース、低コストの水処理システムを検討した。実排水を用いたベンチスケール実験により、活性汚泥法を磁化メタン発酵による個別処理とすることで反応槽を120 m<sup>3</sup>から5 m<sup>3</sup>に縮小でき、曝気電力が不要となり、8 m<sup>3</sup>/dのメタンガスが副生することもわかった。

下水接続している食品工場では、下水道受入基準まで排水を処理する必要があるが、少量の濃厚プロセス排水のみを個別処理することで全体の処理を省略できる場合がある。この条件に該当する実際の食品工場(Fig. 1)をモデルとし、濃厚プロセス排水を個別処理して他の未処理の排水と混合することで下水道受入基準をクリアすることを目標とした。

メタン発酵法は高濃度の有機物処理に適用でき、曝気動力が不要である。メタン発酵に関わる菌(以下、消化汚泥)はマグネタイト(強磁性粉)を混合するだけで、磁気分離可能となる。磁化メタン発酵法は消化汚泥の高濃度化が可能であり、通常のメタン発酵法の2～3倍の負荷条件で連続運転できることがベンチスケール実験において立証されている[1]。

### 2. 実験方法

ベンチスケール実験装置をFig. 2に示す。反応槽容積5.4 L、反応槽上部は密閉されており、副生したバイオガスは水上置換法で計量した。水浴にて反応槽内を37℃に保った。種汚泥は宇都宮市水再生センターから採取し、マグネタイトを加えて磁化消化汚泥とし(MLVSS 11,000 mg/L、マグネタイト15000 mg/L)、濃厚プロセス排水を希釈してチューブポンプで流入させ運転を開始した。処理水は汚泥と共に磁気分離部に流入し汚泥のみがドラムによって反応槽に戻され、処理水は出口から流出した。磁気分離部はフェライト磁石(4.0 mm)を巻いた回転ドラム(半径4.9 cm 幅10.0 cm)とスクレーパーから成り、ドラムに付着した汚泥はスクレーパーによって反応槽内に戻る。実際の食品工場の濃厚プロセス排水を希釈水によって希釈し、負荷量を徐々に増加させ、現在は通常のメタン発酵法の2～3倍の負荷量となる6 kg-COD<sub>Cr</sub>/(m<sup>3</sup>・d)の容積負荷で流入させた。反応槽内の微生物濃度、汚泥沈降性、処理水の有機物濃度や処理水性状を測定した。

### 3. 結果と考察

微生物濃度は実験開始後、約3か月後は14000 mg/Lまで増加した。沈降性は徐々に向上し、SVI 25 mL/gとなった。また、有機物除去率も90%に達した。処理水のCOD<sub>Cr</sub>濃度、COD<sub>Mn</sub>濃度、SSをTable. 1に示した。この時の容積負荷から5 m<sup>3</sup>の反応槽があれば30 kg/dのCOD<sub>Cr</sub>成分を処理でき、1日分の濃厚プロセス排水0.1 m<sup>3</sup>中の23 kgのCOD<sub>Cr</sub>成分全てを処理できると考えられる。濃厚プロセス排水は混合排水中で230 mg/LのCOD<sub>Cr</sub>となるが、個別処理によって濃厚排水中のCOD<sub>Cr</sub>成分が73%除去されるため62 mg/Lまで減少する。これによって他の排水を処理することなく現地の下水道の受入基準を満たすと推察できる。

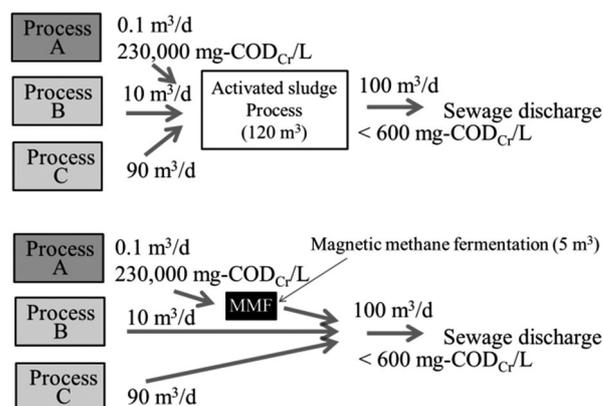


Fig. 1 Process wastewater of a food factory

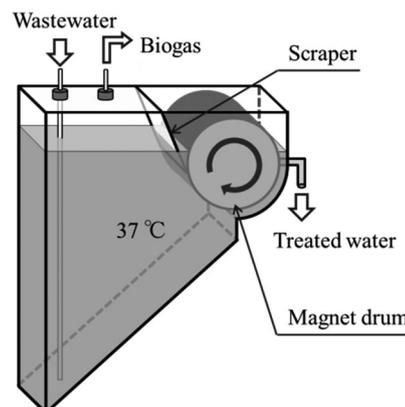


Fig. 2 Outline of bench scale equipment

Table. 1 Performance of MMF

	COD <sub>Cr</sub>	COD <sub>Mn</sub>	SS
原水(mg/L)	6,000	4,000	
処理水(mg/L)	1,600	400	200
除去率(%)	73	90	

有機物除去率の結果から、メタン発酵法として良好な運転が可能であることが示唆された。また反応槽からの汚泥の引き抜きはサンプリング時以外必要なかった。通常の標準活性汚泥法やメタン発酵法では汚泥の引き抜きが必要であり引き抜いた汚泥の濃縮、脱水、処分には人手やコストが必要となる。磁化メタン発酵法は曝気電力や汚泥処理費用の軽減が期待される。以上のことから、磁化メタン発酵法による実排水処理の省スペース、低コスト化が見込まれた。

### 参考文献

1. S. Eda, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 96 (2018) p.62

## 重粒子線回転ガントリーのためのアクティブシールド型超伝導マグネットの設計研究(2)

### Design study of a superconducting magnet with active shielding for a rotating gantry (2)

尾花 哲浩(NIFS); 荻津 透(KEK)

OBANA Tetsuhiro (NIFS); OGITSU Toru (KEK)

E-mail: obana.tetsuhiro@LHD.nifs.ac.jp

#### 1. はじめに

現在、放射線医学総合研究所にて稼働中の重粒子線用回転ガントリーには、鉄ヨークを用いた超伝導マグネットが使用されている[1]。マグネットの重量は鉄ヨークが支配的となり、1台のマグネットの重量は数トン程に達する。回転ガントリーは10台のマグネットを使用するため、数10トンの重量物が強固なフレームに搭載された状態で、非常に困難な回転制御が求められている。そこで、マグネットの軽量化により、回転ガントリーの制御系とフレーム構造を簡素化するため、鉄を使用しないアクティブシールド型超伝導マグネットの設計研究を進めている[2]。本講演では、アクティブシールドコイルの形状による磁場分布への影響について発表する。

#### 2. アクティブシールド型超伝導ダイポールマグネットの概念

Fig.1 にアクティブシールド型超伝導ダイポールマグネットの概念図を示す。本マグネットでは、ダイポールコイルの外周にアクティブシールドコイルを配置し、各コイルには正負が異なる電流を通電する。そのため、アクティブシールドコイルの外周では、各コイルから生じる磁場が打ち消し合い、マグネットからの漏れ磁場を遮蔽することが可能になる。

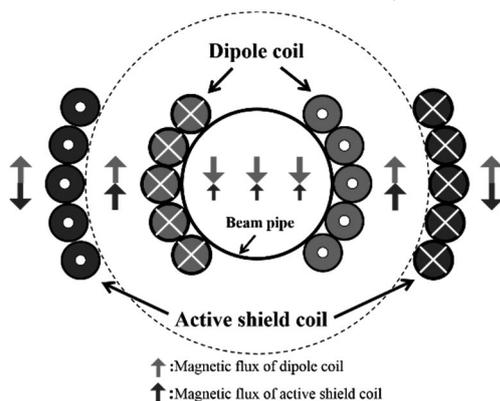


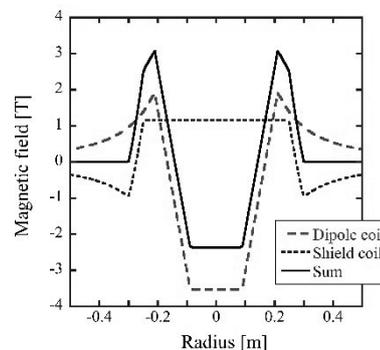
Fig. 1 Concept diagram of a superconducting dipole magnet with an active shield coil.

#### 3. 磁場計算結果

アクティブシールドコイルの半径が異なるコイル断面の設計を行った。各コイルの詳細を Table 1 に示す。コイル巻線には径 0.9 mm の NbTi 線を使用する。Fig.2 に各コイル断面でのダイポールコイルとアクティブシールドコイルの x 軸上における磁場分布、及び各磁場分布を足し合わせた結果を示す。各コイルの電流値は、マグネット中心での磁束密度が 2.37 T で、半径 0.5 m での漏れ磁場が  $5.0 \times 10^{-4}$  T 以下になるように調整した。各コイル断面での計算結果を比較すると、アクティブシールドコイルの半径が減少するにつれて、ダイポールコイルとアクティブシールドコイルの磁束密度が増加する傾向にある。各コイル断面における漏れ磁場分布と負荷率の詳細は、当日報告する。

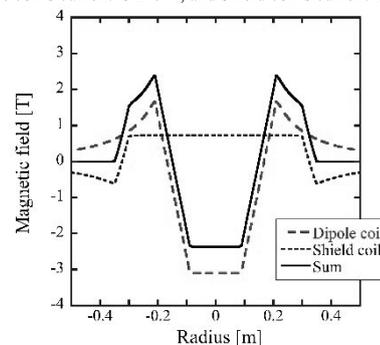
Table 1 Parameters of dipole and active shield coils.

Coil type	Dipole	Active shield	
Number of layers	60	25	← ←
Number of turns	6954	3000	← ←
Inner radius [m]	0.09	0.25	0.3 0.35
Outer radius [m]	0.21	0.3	0.35 0.4



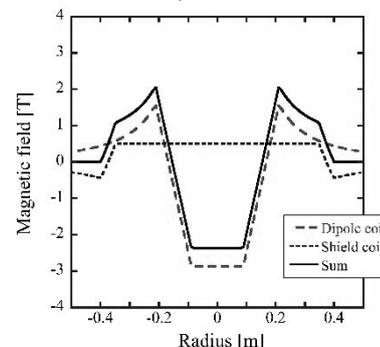
(a) Active shield coil's radius is 0.25 m.

Dipole coil's current is 247 A, and shield coil's current is -336 A.



(b) Active shield coil's radius is 0.3 m.

Dipole coil's current is 217 A, and shield coil's current is -249 A.



(c) Active shield coil's radius is 0.35 m.

Dipole coil's current is 201 A, and shield coil's current is -201 A.

Fig. 2 Magnetic fields of the magnets on the mid-plane at each radius of the active shield coil.

#### 謝辞

本研究を進めるにあたり、貴重な助言を頂いた株式会社東芝エネルギーシステムズの折笠朝文氏と高山茂貴氏に感謝致します。

本研究は、JSPS 科研費 19K04364 の助成を受けたものです。

#### 参考文献

1. S. Takayama, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 94 (2017) p.104
2. T. Obana, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 96 (2018) p.80

## JT-60SA CS1 モジュールの自己磁場測定

### Self-field measurements of the JT-60SA CS1 module

尾花 哲浩, 高畑 一也, 濱口 真司, 力石 浩孝, 岩本晃史, 高田 卓, 三戸 利行, 今川 信作(NIFS);  
村上 陽之, 夏目 恭平, 木津 要(量研機構)

OBANA Tetsuhiro, TAKAHATA Kazuya, HAMAGUCHI Shinji, CHIKARAISHI Hiroataka, IWAMOTO Akifumi, TAKADA Suguru,  
MITO Toshiyuki, IMAGAWA Shinsaku (NIFS); MURAKAMI Haruyuki, NATSUME Kyohei, KIZU Kaname (QST)  
E-mail: obana.tetsuhiro@LHD.nifs.ac.jp

#### 1. はじめに

JT-60SA 中心ソレノイド 1 (CS1) モジュールの冷却及び通電試験を、核融合科学研究所(NIFS)と量子科学技術研究開発機構が共同で実施した。本試験は、CS1 モジュールの健全性を確認するため、JT-60SA 装置への組立作業の前に、CS1 モジュールを NIFS に輸送して行った。本講演では、CS1 モジュールの直流通電時に測定した自己磁場の結果について報告する。

#### 2. CS1モジュール

CS1 モジュールは、Nb<sub>3</sub>Sn 素線からなるケーブル・イン・コンジット導体を用いた 6 個の 8 層パンケーキコイルと 1 個の 4 層パンケーキコイルから構成される。各コイルは、突合せ接続手法により、接続されている。導体と CS1 モジュールの詳細を Table1 に示す。また、モジュールの平面図を Fig.1 に示す。

#### 3. ホール素子の配置

CS1 モジュールの自己磁場測定のために、CS1 モジュールの上面にホール素子を設置した。ホール素子の型番は、F.W. BELL BHT 921 と Lake Shore HGCT-3020 であり、それぞれ校正されている。Fig.1 と Fig.2 にホール素子の配置図を示す。CS1 モジュール上面において、角度 60°, 140°, 260°, 340°の位置にそれぞれ5個のホール素子を、径方向に沿って等間隔に配置した。本試験では、CS1 モジュールの軸(z)方向の自己磁場を測定した。

#### 4. 自己磁場測定結果

CS1 モジュールへ温度 6K 程の超臨界圧ヘリウムを供給した状態で、CS1 モジュールを 20A/s で 5 kA まで励磁し、300 秒ホールドした後、20 A/s で 0A まで減磁した際の自己磁場を測定した[1]。Fig.3 に、減磁完了後における自己磁場の変化を示す。通電電流値は 0A であるが、各位置で測定した磁場が徐々に減衰している。全てのホール素子で測定した磁場減衰曲線を解析し、各位置における減衰時定数を求めた。その結果、時定数の範囲は 90 秒から 269 秒であることが明らかになった。磁場測定の詳細は、当日報告する。

#### 謝辞

本研究は、JSPS 科研費 15K05974 の助成を受けたものです。

#### 参考文献

1. T. Obana, et al.: Fusion Eng. Des., Vol. 137 (2018) p.274

Table 1 Parameters of conductor and CS1 module.

<b>Conductor</b>	
Strand diameter [mm]	0.82
Number of Nb <sub>3</sub> Sn strands	216
Number of Cu wires	108
Jacket outer size [mm×mm]	27.9×27.9
Cabling diameter [mm]	21.0
Central spiral (id/od) [mm]	7/9
Void fraction [%]	34
<b>CS1 module</b>	
Number of layers	52
Number of turns	549
Inner diameter [m]	1.3
Outer diameter [m]	2.0
Height of coil winding [m]	1.6
Weight [t]	18

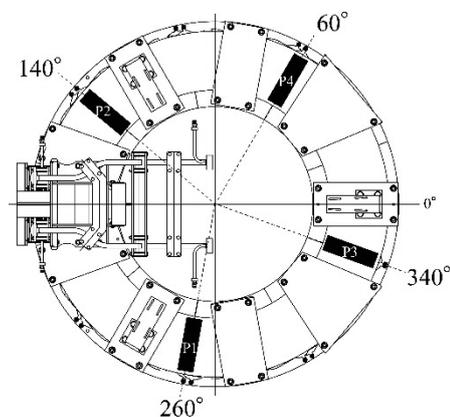


Fig. 1 Top view of the CS1 module. P1-P4 show the position of Hall sensors.

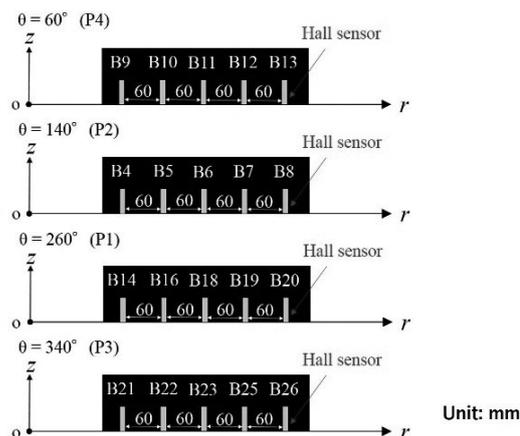


Fig. 2 The position of each Hall sensor on the module. B4-B26 show the position of Hall sensors.

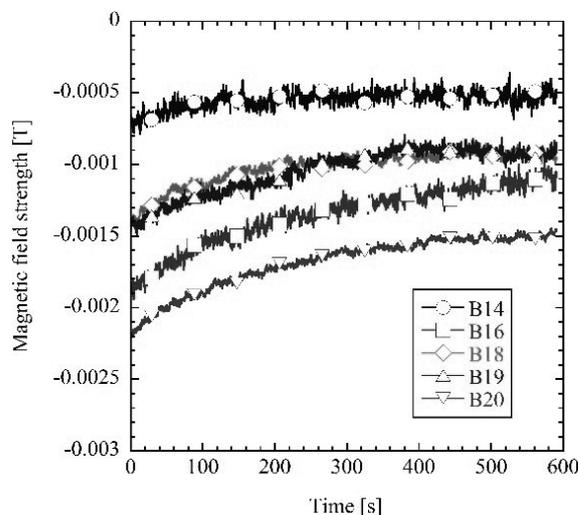


Fig. 3 Self field measurement results at 260° after the degauss of the CS1 module.

# ITER 低温システムの動的模擬

## Co-simulation of ITER cryogenic system

前川 龍司 (ITER); 鷹見 重幸 (NIFS); 岩本 晃史 (NIFS); David Grillo (ITER 機構)  
 MAEKAWA Ryuji (IO); TAKAMI Shigeyuki (NIFS); IWAMOTO Akifumi (NIFS); GRILLOT David (IO)  
 E-mail: Ryuji.maekawa@iter.org

### 1. Introduction

To evaluate the complex plant processes for ITER cryogenic system, the development programs have been launched to build-up dynamic simulation models for magnet system (TF and ST [1], CS [2] PF/CC) as well as Cryoplant since 2011. Four magnet models are being integrated to perform global process simulation, while Cryoplant simulation has been taken place as implementing the results of integrated magnet simulations. The final task for the dynamic simulation model development is coupling two independent programs, Cryoplant and integrated magnet models (see figure 1). Co-simulation is a methodology to run different simulation models in parallel/simultaneously and exchanging/sharing process variables in a collaborative manner.

The paper describes development of co-simulation programs which required coordinating the parallel simulation. The benchmark of co-simulation results will be presented to understand the difference in the plant processes against the fixed boundary condition for the integrated magnet model.

### 2. Simulation model and boundary condition

The process boundary for the integrated magnet model has been fixed at the Supercritical Helium (SHe) supply, 4.5 K with 5.0 bar, and Low Pressure (LP) return, at 4.5 K with 1.3 bar, which connects at Auxiliary Cold Box (ACB). While Cryoplant model consists of 3 helium refrigerators, Cryoplant Termination Cold Box (CTCB) to merge the refrigeration power of three Cold Boxes (CBs) and 5 ACBs to implement the dynamic heat loads from magnet system. Thus, Cryoplant model includes up to the saturated and subcooled Liquid Helium (LHe) baths in ACB. The regulation of subcooler pressures are realized with dedicated cold compressor unit installed at each ACB. Process control of Cryoplant simulation has been designed to handle substantial dynamic heat loads [3]. Each Warm Compressor Station (WCS) consists of 4 LP and 2 High Pressure (HP) compressors and one of LP compressors is equipped with a Variable Frequency Drive (VFD) for capacity control.

The boundary/interface, exchanging process data or coupling points of two different models, is defined at the saturated/subcooled baths in ACBs. Magnet model computes thermal energy dissipation at the baths, while Cryoplant provides their temperature and pressure to couple the plant process information. The coupling is only defined at the ACB levels which also minimize the number of process data exchange for co-simulation.

### 3. Configuration of hardware and software

Co-simulation set-up is shown in figure 2, two Personal Computers (PCs) are connected via TCP/IP socket for process data exchange; PC with Visual Modeler<sup>®</sup> serving as a Master, whereas the PC with EcosimPro serving as a slave for communication. The simulation is defined such that the

EcosimPro<sup>®</sup> is acting as a server while Visual Modeler<sup>®</sup> is assigned as a client.

EcosimPro has a feature to develop standalone model, as running “Deck Wizard”, which generates C/C++ function-call based interface program: Application Programming Interface (API) (SAE ARP 4868). It basically obtains information from the deck DLL, initializes the deck, tries to set some variables, runs the engine and obtains the values of pre-defined variables after the simulation.

The model is operated by co-simulation engine, the package in OmegaLand<sup>®</sup> application, which also includes Visual Modeler<sup>®</sup>. Each module in OmegaLand<sup>®</sup> is connected via VM Space for exchanging commands and their response. InterFace (I/F) program for Visual Modeler<sup>®</sup> and EcosimPro<sup>®</sup>, namely “VMCOM” and “ECOCOM” have been developed to co-simulate the Cryoplant with magnet process simultaneously, as coupling independent program at saturated/subcooler baths levels. The data exchange of coupled process values are conducted with TCP-IP socket written by C program.

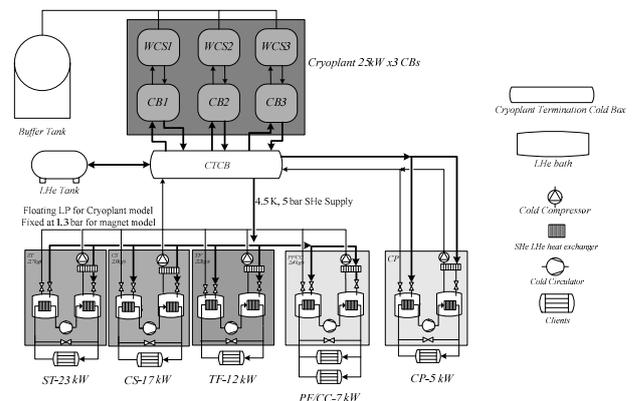


Fig.1 A simplified Process Flow Diagram (PFD) of ITER cryogenic system.

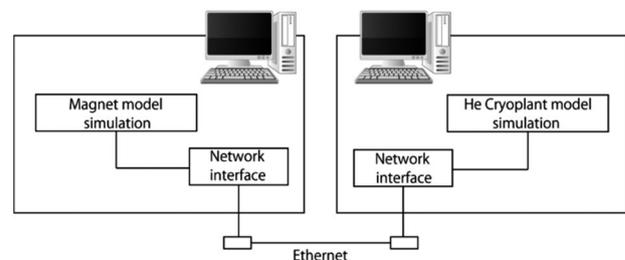


Fig. 2 Hardware setup for co-simulation.

### 参考文献

1. R. Maekawa, et al.: Cryogenics 63 (2014), p222.
2. R. Maekawa, et al.: Cryogenics 80 (2016), p284.

# 特性劣化部分を有する伝導冷却無絶縁 REBCO パンケーキコイルの特性評価

## Evaluation on Behavior of Cryocooler-cooled No-Insulation REBCO Pancake Coil with a Defect

濱中 麻衣, 尾下 遥, 金原 徹郎, 吉原 優花, 石山 敦士(早大);野口 総(北大)

HAMANAKA Mai, ONOSHITA Haruka, KIMPARA Tetsuro, YOSHIHARA Yuka, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);

NOGUCHI So (Hokkaido Univ.)

E-mail: atsushi@waseda.jp

### 1. はじめに

高磁場 MRI や医療用加速器に用いられる無絶縁コイル(NI コイル)は、より高い磁場を発生させるために安定して高い  $I_c$  を有する超電導線材を必要とするが、使用線材量が膨大であり、かなりのコストがかかってしまう。そこで最近の研究では、 $I_c$  劣化を有する超電導線の使用を許容する NI コイルを作製する方法が検討されている[1]。今回は、実運転に向けて 30K 伝導冷却下において、 $I_c$  劣化部分を有する線材を用いた NI コイルの振る舞いについて、劣化部の長さとの半径をパラメータとして数値解析に基づく評価を行ったのでその結果を報告する。

### 2. 解析手法

解析で用いたコイルの諸元を Table.1 に示す。解析は PEEC モデルによる電流分布解析と FEM による熱解析を連成して行った[2]。コイル熱容量は線材を銅安定化層とハステロイ基板の合成熱容量として線材内の占有率をもとに算出し、熱計算は 30K 伝導冷却として行った。今回の解析におけるコイルの周方向分割数は 8 分割で、線材全長の 1/2 にあたる内側から 76 ターン目にもとの  $I_c$  の 30% の劣化が解析開始と同時に発生したことを仮定した。電流は 500A(負荷率 51.1%) 一定通電状態で、76 ターン目の 1/8, 1/2, 1 周分にわたって劣化が発生した時の挙動を解析し比較した。

### 3. 解析結果

通電開始 15s 後の 1/8, 1/2, 1 周分の線材劣化を持つ大口徑 NI コイルの温度分布を Fig.1 に、周方向電流分布を Fig.2 に示す。これらの図を見ると、線材劣化を持つターン全体が発熱していることがわかる。これは、そのターンを流れていた電流が、常電導転移した劣化部分を超えるように隣接ターンへ転流したためだと考えられる。また、劣化部分の長さによらず、1 ターン全周にわたって均等に引き起こしていることがわかる。つまり、1 ターンにわたって電流が隣接ターンへ転流している。そのため、局所的な発熱を抑え、ホットスポットの発生を避けられる。Fig.3 は、1/8 周分の  $I_c$  劣化部分を有する小口径コイルと大口徑コイルの発熱量の解析結果を比較したグラフである。小口径、大口徑ともに転流による発熱量が支配的となった。また、大口徑コイルの転流による発熱量は小口径コイルに比べ、小さくなっていることがわかる。これは、大口徑コイルのほうが隣接ターンとの接触面積が大きいので、層間電気抵抗が小さくなるためと考えられる。

このように、今回の条件下において、1 ターン内であれば  $I_c$  劣化の長さにかかわらず運転できることができた。コイル製作コストの低減につながる可能性があることがわかった。また、大口徑コイルでは、小口径コイルよりも発熱密度が抑えられ、温度上昇を低減することができ安定性が高いことが示された。

### 謝辞

なお、本研究の一部は科研費基盤研究 S(18H05244)に依ったことを付記する。

表1 無絶縁 REBCO パンケーキコイルの諸元

Table.1 Specification of No-Insulation REBCO pancake coil

REBCO Tape		
Overall Width, Thickness [mm]	4.02; 0.09	
Copper Stabilizer Thickness [ $\mu\text{m}/\text{side}$ ]	20	
$I_c@77\text{ K, self-field}$ [A]	156	
Coil		
	Small	Large
Inner Diameter [m]	0.0400	1.00
Inductance [mH]	1.27	72.7
Turns	135	
Turn-to-turn Contact Resistivity [ $\mu\Omega \cdot \text{cm}^2$ ]	29.4	
Cooling Condition	30 K-Conduction Cooling(CH-110)	

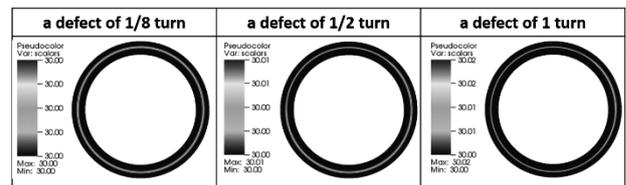


図1 温度分布

Fig.1 Temperature Distribution

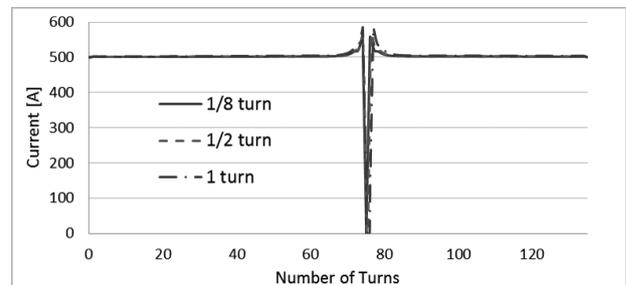


図2 常電導転移 15秒後の周方向電流

Fig.2 Instantaneous Circumferential Direction Current 15s after Normal Transition

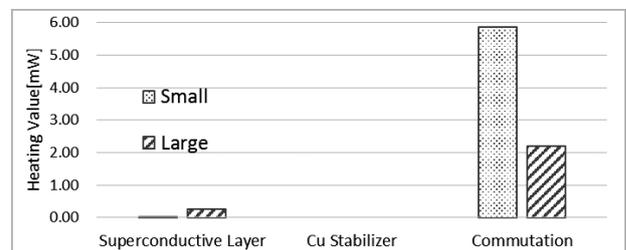


図3 発熱量

Fig.3 Heating Value

### 参考文献

1. S.Hahn, et al.; SUPERCONDUCTOR SCIENCE & TECHNOLOGY, vol29, issue 10, 2016.
2. T.Wang, et al.; IEEE Trans. Applied Supercond., Vol25, no3, 2015.

# Multi-Stacked 無絶縁 REBCO パンケーキコイルにおける 運転温度の熱的安定性への影響評価

Evaluation of effects on thermal stability of operating temperature  
in multi-stacked no-insulation REBCO pancake coil system

吉原 優花, 尾下 遥, 金原 徹郎, 濱中 麻衣, 石山 敦士(早大);野口 聡(北大)  
YOSHIHARA Yuka, ONOSHITA Haruka, KINPARA Tetsuro, HAMANAKA Mai,  
ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);NOGUCHI So (Hokkaido Univ.)  
E-mail: atsushi@waseda.jp

## 1. はじめに

我々は高熱的安定化、高電流密度化、高機械強度化、高磁場化・小型化、高磁場精度化の5つの項目を全て満たすコイル化技術の研究を行っている。特に、高電流密度化と高熱的安定化は二律背反の関係にあるが、これを両立できる技術として無絶縁コイル(NIコイル)が期待されている。このNIコイルはNMRへの適用が主として検討されてきたが、我々は全身MRI用REBCOコイルへの適用を検討している。しかし、MRIとNMRではコイルの運転環境が違うので、振る舞いが大きく異なる可能性がある。そこで今回は、MRI用Multi-Stacked REBCOコイルにNIコイルを用いたときの挙動を調べるため、運転温度をパラメータとし、温度が30KでNIコイルに局所的常電導転移が生じたときの挙動について電流分布・熱連成解析を行ったので、その結果を温度が4.2Kのときの挙動と比較しながら報告する。

## 2. 解析方法

今回の解析で用いたコイルの諸元をTable.1に示す。ダブルパンケーキ(DP)コイルを2つ重ね、局所的常電導転移を上側のDPコイルの上段25ターン目に発生させて解析を行った。解析には、Fig.1に示すようなPEECモデルをMulti-Stackedコイル用に改良したものを用いた電流分布解析とFEMによる熱解析を連成したものを使用した[1]。また、通電電流は温度が30Kのとき405A、4.2Kのとき700Aとし負荷率を94%で一致させた。

## 3. 解析結果

温度が30Kのときと4.2Kのときのコイルの電圧の時間変化をそれぞれFig.2とFig.3に示す。

Fig.2からわかるように、30Kのときは電圧の時間変化はほとんど見られず、最大で約0.44mVしか増加しなかった。一方、Fig.3からわかるように、4.2Kのときは局所的常電導転移が生じたコイル1の電圧がまず上昇し、その後コイル2、3、4の電圧も順に増加した。よって、30Kのときは局所的常電導転移が生じたコイルはクエンチせず他のコイルの運転にも大きな影響はないが、4.2Kのときはクエンチが他のコイルにも伝播すると考えられる。これは、運転温度が高い方が熱容量が大きく、同じ負荷率で比べたときの通電電流が小さいからである。

このように、Multi-Stacked NIコイルは運転温度によって挙動が異なるので、コイルを使用する状況に応じた条件下での解析や保護方法の検討が必要と言えるだろう。また、30Kのときクエンチが伝播しなかったことから、4.2K運転に比べてNIコイルの特性をより活かすことが可能になると考える。

Table.1 Specifications of NI REBCO Pancake Coil

	Parameters	Values
REBCO Conductor	Tape width[mm]	4.02
	Copper stabilizer thickness[ $\mu$ m]	20
	Tape Ic@77K,self-field[A]	>80
NI Double Pancake Coil	i.d;o.d[mm]	60;69
	Height[mm]	10.0
	Turn per pancake	50

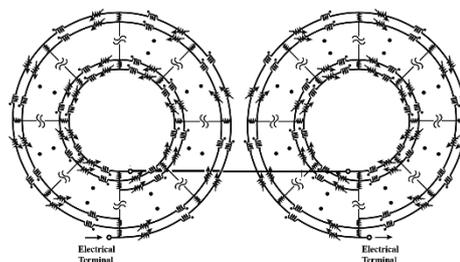


Fig.1 Partial Element Equivalent Circuit Model (DP coil)

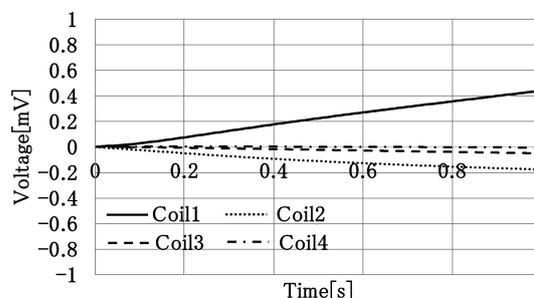


Fig.2 Voltage Traces (@30K)

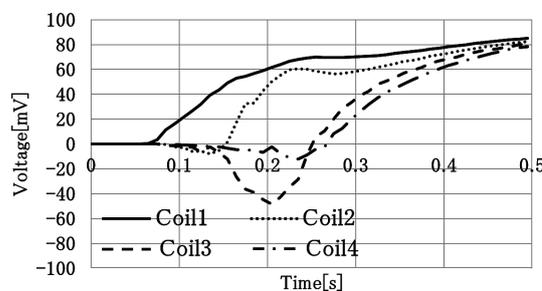


Fig.3 Voltage Traces (@4.2K)

## 参考文献

1. T.Wang,et.al.:IEEE Trans.Appl.Supercond, Vol.25 (2015) 7010920

なお、本研究の一部は科研費基盤研究 S(18H05244)に依ったことを付記する。

# 銅メッキを施した細線化 REBCO 線材で巻線された超電導コイルの 遮蔽電流磁場低減法: 電流制御法適用時の挙動解析

Reduction method for irregular field caused by screening-current in REBCO coil wound  
with copper-plated multifilamentary REBCO tape:

Analyses of electromagnetic behavior under current control

石崎比奈子, 上田聡美, 稲垣 善太, 石山 敦士(早稲田大学);  
植田 浩史(岡山大学); 野口 聡(北海道大学)

Hinako Ishizaki, Satomi Ueda, Zenta Inagaki, Atsushi Ishiyama (Waseda University);  
Hiroshi Ueda (Okayama University); So Noguchi (Hokkaido University)

## 1. はじめに

REBCO 超電導線材を MRI や NMR、加速器に応用する研究・開発が進められているが、それらの応用では高い磁場精度・時間安定度が求められる。そのため、コイル発生磁場の安定化のために、REBCO 線材を細線化(マルチフィラメント化)して遮蔽電流を抑制することが検討されている。線材の機械的強度や熱的安定性を確保するため、線材に銅メッキを施す必要があるが、それにより励磁の際にフィラメント間に結合電流が流れる。先行研究で銅メッキを施した場合の細線化の効果についての研究が行われている[1]。今回は、時間安定度を同時に満たすために励磁電流パターンを変えた場合(オーバーシュート法)の挙動について評価したので報告する。

## 2. 解析対象と条件

解析対象コイルを Fig.1 に示す。マルチフィラメント化のモデルについては、幅 4mm の REBCO テープの真ん中にスリットをいれ、幅 2mm のテープが 2 本並列で配置するようにした。コイルは 50 回巻である。解析条件を Tab.1 に示す。

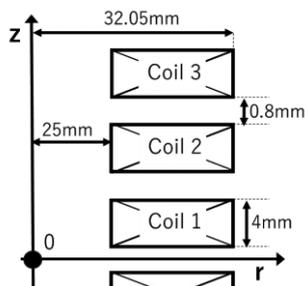


Fig.1 Model of coil

Tab.1 Analysis Conditions

Operating current	200A
Ramp rate	1A/s
Central magnetic field	0.00591T/A

## 3. 解析手法

手法としては 3 次元非線形過渡電磁場解析プログラムを用いた[2]。支配方程式を(1)に示す。

$$\{\nabla \times \rho(\nabla T \times \mathbf{n})\} \cdot \mathbf{n} + \frac{\mu_0 d}{4\pi} \frac{\partial}{\partial t} \int_S \frac{(\nabla T' \times \mathbf{n}') \times \mathbf{R}}{R^3} \cdot \mathbf{n} dS' = -\frac{\partial B_0}{\partial t} \cdot \mathbf{n} \quad \dots(1)$$

REBCO 線材の厚み方向の電流を無視する薄膜近似を用いている。また、銅メッキは、細線化時のスリット部にのみ施したと仮定している。

## 4. 解析結果と考察

解析の結果、Fig.2~Fig.4 のように電流密度分布が得られた。それぞれ、左が励磁完了直後、右が励磁完了から 30000 秒後の Coil1~3 内の電流密度分布である。マルチフィラメント化した溝部分を銅メッキしているときは、励磁完了直後(Fig.2,3 左)では溝部分で結合電流が生じていることがわかる。しかしながら、励磁完了から時間をおいてみると(Fig.2,3 右)、電流の結合がなくなり、溝部分の電流密度分布は絶縁されて

いる場合(Fig.4 右)に近づいている。このことから、励磁完了から時間をおいたとき、溝部分を銅メッキした場合の溝部分の電流の挙動は絶縁時に近づいていくこと、溝部分に銅メッキを施している場合でもオーバーシュートの効果が得られていることがわかる(Fig3,4 左)。これは、銅メッキした部分に外部磁場が時間とともに侵入・拡散していくためと考えられる。

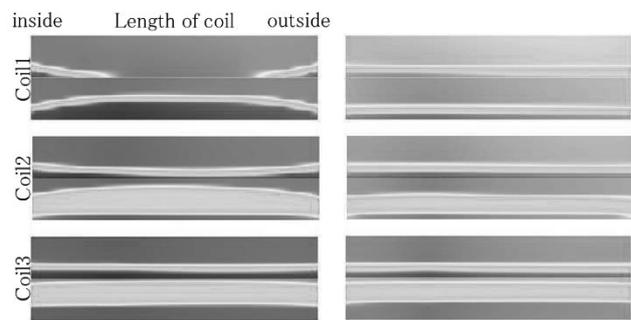


Fig.2 Current density ( normal extension /  $\rho = 10^{-5}[\Omega \cdot m]$ )

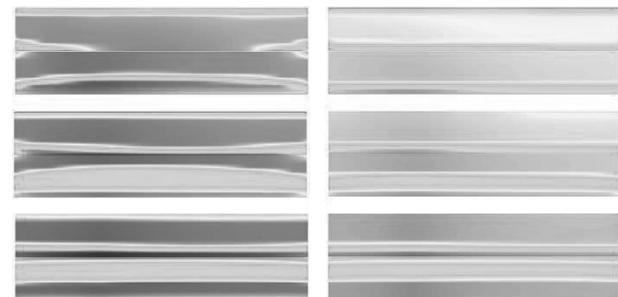


Fig.3 Current density ( overshoot 110% /  $\rho = 10^{-5}[\Omega \cdot m]$ )

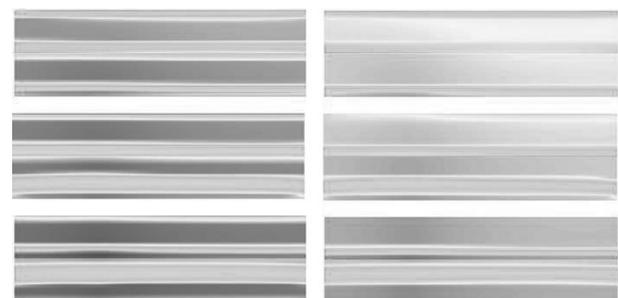


Fig.4 Current density ( overshoot 110% / insulated )

なお、本研究の一部は科研費基盤研究S(18H05244)によったことを付記する。

## 参考文献

1. Y. Muto, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 94 (2017), 1A-p02
2. H. Ueda, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 23 4100805 (2013)

# 銅メッキを施した細線化 REBCO 線材で巻線された超電導コイルの 遮蔽電流磁場低減法: 電流制御法適用時の不整磁場低減効果

Reduction method for irregular field caused by screening-current in REBCO coil wound with copper-plated multifilamentary REBCO tape: Effect of current control method

上田 聡美, 稲垣 善太, 石山 敦士(早稲田大); 植田 浩史(岡山大学); 野口 聡(北海道大)

Satomi UEDA, Zenta INAGAKI, Atsushi ISHIYAMA (Waseda University);

Hiroshi UEDA (Okayama University); So Noguchi (Hokkaido University)

E-mail: ueda.satomi@toki.waseda.jp

## 1. はじめに

我々は REBCO 超電導コイルを MRI や加速器などに応用することを目的とした研究を行ってきたが、これらの応用では時間的・空間的に高精度の磁場をつくることが要求される。しかし REBCO 線材はテープ形状をしているため遮蔽電流が顕著に誘導され、発生磁場が乱れる。この遮蔽電流磁場の低減方法として、磁場の空間均一度を上げる REBCO 線材の細線化処理と時間安定度を向上させることを目的とした電流制御法の同時適用が検討されている(1)。しかし細線化を施した REBCO 線材は機械的強度や熱的安定性を確保するため銅メッキが施されるが、励磁の際に結合電流がフィラメント間を流れ、遮蔽電流分布に影響を与えることが先行研究で示されている(2)。そこで今回は、銅メッキを施した細線化 REBCO 線材で巻線された高温超電導コイルを対象に、電流制御法を行った際の不整磁場低減効果について、三次元非線形過渡電磁場解析に基づいて評価した結果を報告する。

## 2. 解析対象および解析手法

解析対象とした REBCO コイルの諸元を Table 1 に示す。4mm 幅の REBCO 線材を 50 ターン巻きした内径 50mm のパンケーキコイルを 6 個積層し、中心磁場 0.00591T/A を発生するものと仮定した。細線化は幅方向に 2 分割とした。電流制御法として、一度運転電流よりも大きな電流値まで励磁し、その後運転電流に戻すオーバーシュート法を用いた。励磁において Sweep Rate は 1A/s で、最終的な運転電流は 200A(負荷率:64%)とした。解析対象のモデルとしては、細線化処理を施していないもの、細線化の溝部分を絶縁状態としたもの、銅でメッキされたものを扱い、また銅メッキを施したモデルについては銅の抵抗率の影響も評価した。遮蔽電流磁場解析には有限要素法、境界要素法と高速多重極法を適用した三次元非線形過渡電磁場解析プログラムを用いた(3)。

## 3. 解析結果

通常励磁時、オーバーシュート法適用時において、コイル中心につくる遮蔽電流磁場の時間推移を表したグラフをそれぞれ Fig.1, Fig.2 に示す。通常励磁時とオーバーシュート適用時を比較すると、細線化の溝部分を絶縁したモデルでは遮蔽電流磁場の時間安定度の向上がみられる。一方銅メッキを施したモデルでは、銅の抵抗率が小さい場合、細線化による遮蔽電流磁場の低減効果がほとんど見られず、電流をホールドすると徐々に絶縁モデルの結果に近づくという通常励磁時と同様の挙動を示し、オーバーシュート法による時間安定度向上効果は得られなかった。これはメッキ部分の銅に流れる結合電流が変化し、線材内への磁場の侵入・拡散に影響を与えるためだと考えられる。しかし銅の抵抗率を大きくすることで、細線化処理による遮蔽電流磁場の低減効果が見られるうえ、電流制御法による時間安定度の向上も期待できることが分かった。これらの解析結果から、銅メッキを施した REBCO 線材でも、フィラメント間の電気抵抗を適切に選べば遮蔽電流磁場の影響を低減できる可能性があることが分かった。

Table 1 Specifications of REBCO model coil

Tape width	4 mm
Thickness of REBCO layer	1 $\mu$ m
Inner diameter	50 mm
Number of turns	50
Number of pancake	6
Operating current	200A
Ramp rate	1 A/s
Central field	0.00591 T/A

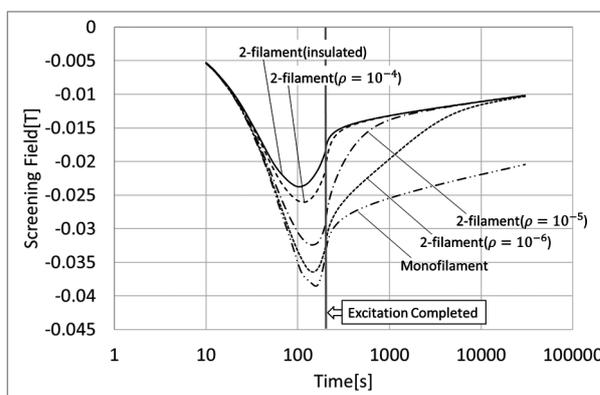


Fig.1 Screening-current field (Normal excitation)

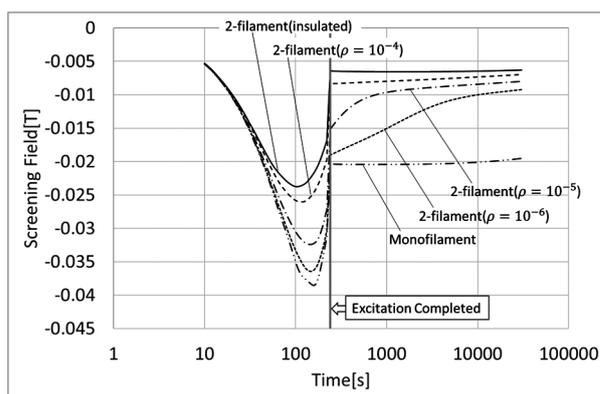


Fig.2 Screening-current field by using overshoot method

なお、本研究の一部は科研費基盤研究 S(18H05244)に依ったことを付記する。

## 参考文献

1. K. Ito, et al.: TEION KOGAKU vol.54 No.2(2019)
2. Y. Muto, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol.94(2017) 1A-p.2
3. H. Ueda, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol.23 4100805(2013)

# MRI 用 REBCO コイルシステムにおける遮蔽電流に起因する不整磁場の低減法： 電流制御波形の最適化について

## Reduction method for irregular field caused by screening current in REBCO coil system for MRI: Optimization of current control method

緒方 隆充, 稲垣 善太, 石山 敦士(早大); 植田 浩史(岡大); 野口 聡(北大)

OGATA Takamitsu, INAGAKI Zenta, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);

UEDA Hiroshi (Okayama Univ.); NOGUUCHI So (Hokkaido Univ.)

E-mail: takaogata@asagi.waseda.jp

### 1. はじめに

我々は 9.4T 全身用 MRI コイルシステムの開発を目標として研究を行ってきた[1]。MRI では撮像空間内で、時間的・空間的に高い磁場均一性が求められる。AMED のプロジェクトでは目標磁場均一度を時間的に 1ppm/h 以内、空間的に 10ppm 以内と定めている。MRI コイルに用いる REBCO 線材はテープ線材であり、テープ面に磁場が垂直に印加されることで遮蔽電流が誘導され、不整磁場(以下、遮蔽電流磁場)が発生してしまう。この遮蔽電流磁場がコイルの発生磁場の磁場均一度に悪影響を及ぼすことが問題となっている。遮蔽電流磁場の影響を低減する方法として Demagnetization 法による電流制御がある。本研究では、Demagnetization 法による通電波形の決定法を提案し、決定した電流波形の効果について解析評価したので、その結果を報告する。

### 2. 解析対象および解析手法

解析対象とした MRI コイルシステムの概略図を Fig.1 に示す[2]。励磁条件として Sweep Rate 0.1A/s で Fig.2 に示すような概形を持つ電流波形で増減磁を行った後、運転電流値 253.717A(発生磁場:9.4T)で 3 時間ホールドするものとした。遮蔽電流磁場解析には 3 次元非線形電磁場解析手法を用いた[3]。この手法の妥当性は先行研究により確認されている。

### 3. 電流制御波形の決定法

本研究では、Fig.2 に示す先行研究で検討された Demagnetization 電流波形をもとに、ABC 各点の電流値を決定した[4]。まず、A 点については、ヒステリシスを利用したオーバーシュート量の決定に基づいた[5]。次に、B 点については、A 点を決定した値、C 点を先行研究波形における値にそれぞれ固定して、B 点の値を変化させた各電流波形に対し、時間安定度を解析評価することで最適な値を決定した。同様に C 点についても、C 点のみを変化させた各電流波形に対して、時間安定度を解析評価することで最適な値を決定した。

### 4. 解析結果

Fig.2 に示す電流波形における B 点の電流値を決定した。A 点の電流値として、309A(運転電流値 253.717A の 122%)、C 点を 270.2A(106.5%)で固定し、B 点の電流値をそれぞれ運転電流値の 10%,50%,80%,100%としたときの、コイルシステム中心での遮蔽電流磁場の解析結果を Tab.1 に示す。遮蔽電流磁場の時間安定度をそれぞれの波形について励磁完了から 30 分ごとに評価したところ、50%と 80%において励磁完了1時間以降で時間安定度を目標値 1ppm/h 以下に抑えられた。50%と 80%の比較のために、全モデルの励磁完了から同時刻で見た時間安定度を評価したところ、80%で最も良い結果が得られた。以上を踏まえて、B 点の電流値として 80%を採用した。また、B 点と同様にして C 点の決定を行った。A 点 122%、B 点 80%とし、C 点を 105%、106.5%、110%としたときの時間安定度は、105%で最も良い結果が得られた。以上の結果より、電流制御波形を A 点 122%、B 点 80%、C 点 105%と決定した。

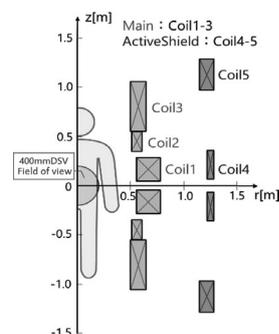


Fig.1 Schematic drawing of 9.4T-MRI coil system

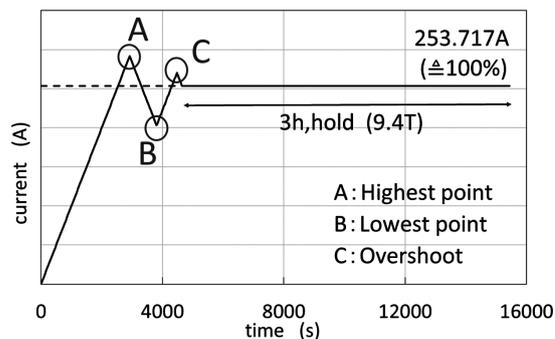


Fig.2 Current pattern by demagnetization method

Tab.1 Temporal stability of screening-current-induced magnetic field at center

Measuring time [min]	B10% [ppm/h]	B50% [ppm/h]	B80% [ppm/h]	B100% [ppm/h]
0-30	-8.33	-6.18	-3.90	-70.3
30-60	-1.53	-1.60	-1.04	-18.6
60-90	0.0527	-0.979	-0.690	-11.4
90-120	0.727	-0.690	-0.535	-8.45
120-150	1.07	-0.485	-0.441	-6.74
150-180	1.26	-0.329	-0.378	-5.63

### 謝辞

本研究は、日本医療研究開発機構(AMED)の未来医療を実現する医療機器・システム研究開発事業「高磁場コイルシステムの研究開発」の研究成果を利用した。

### 参考文献

1. T. Tosaka et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 92 (2015) p.183
2. K. Nakazono, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 27, no.4, 4400405, June 2017.
3. H. Ueda, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 26, no.4, 4701205, June 2016.
4. K. Ito, et al.: TEION KOGAKU, Vol. 54 no.2 (2019)
5. Z. Inagaki, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 97 (2018) p.79

## 人工ピン導入 REBCO コイルの臨界電流特性評価

## Critical current evaluation of REBCO coil with artificial pinning centers

武藤 翔吾, 藤田 真司, 土屋 光揮, 飯島 康裕, 大保 雅載 (フジクラ)

MUTO Shogo, FUJITA Shinji, TSUCHIYA Koki, IJIMA Yasuhiro, DAIBO Masanori (Fujikura Ltd.)

E-mail: shogo.muto@jp.fujikura.com

## 1. はじめに

フジクラでは, IBAD/Hot-wall PLD による長尺 REBCO 線材の開発・製造を行っており, 磁場中の電流特性を向上させるため, 人工ピンとして BaHfO<sub>3</sub>(BHO)を導入した EuBCO 線材を開発してきた[1]. また同時に, この人工ピン導入線材に従来の 75 μm 基板より薄い 50 μm 基板を適用し, さらに臨界電流密度を向上させた線材の量産に成功し, 新たな製品ラインナップとして市販を開始している.

これまでの検討で, 複数の短尺試料による磁場中臨界電流測定や, 磁化法による線材長手方向の  $I_c$  分布評価によって人工ピン導入線材が長尺の均一性・再現性に優れていることが確認されている[2]. 一方, 線材が優れた均一性を持つのであれば, 長尺コイルの  $I_c$  特性が短尺  $I_c$  線材から予測される値と一致すると考えられるが, それを確認した例はほとんどない. そこで今回, 人工ピン導入線材が長尺にわたって均一性を持つことを検証するために, 短尺  $I_c$  特性からコイルの  $I_c$  特性を予測し比較することを試みた.

## 2. 計算方法

評価に使用した線材は現在市販している人工ピン導入 50μm 基板線材(FESC-SCH04)である. 各磁場の  $I_c$  角度依存性を評価し, 先行研究[3]の表式を参考に, 新たに見出した式(1)でフィッティングを行った.

$$I_c(\theta, B) = a_1 f_1(\omega_1(B), \theta) + a_2 f_2(\omega_2(B), \theta) \quad (1)$$

$$\begin{cases} f_1(\omega_1(B), \theta) = \frac{1}{\omega_1^2(B) \cos^2 \theta + \sin^2 \theta} \\ f_2(\omega_2(B), \theta) = \frac{1}{\sqrt{\omega_2^2(B) \sin^2 \theta + \cos^2 \theta}} \end{cases}$$

$\omega_1, \omega_2$ がフィッティングパラメータである.  $f_1$  は  $B/c$  軸ピークに対応し,  $f_2$  は  $B/ab$  軸ピークに対応する. これらの形式はフィッティングが合うようにするため主観的に選択した.  $a_1, a_2$ は(2)式より求める.

$$\begin{cases} I_c(0^\circ, B) = \frac{a_1}{\omega_1^2(B)} + a_2 \\ I_c(90^\circ, B) = a_1 + \frac{a_2}{\omega_2(B)} \end{cases} \quad (2)$$

$I_c$  の磁場依存性は, 各磁場の  $I_c$  角度依存性をフィッティングし, 求めたパラメータを 3 次エルミート補間することにより磁場依存性を記述した. コイル I-V 特性は, 磁場分布を式(1)に与えて  $I_c$  分布を求め,  $n$  値モデルを用いて各ターンの電界を計算し, 推定した. 今回  $n$  値は一定値とし磁場依存性は無視した. 評価に使用したコイルの諸元を Table. I に示す. コイルには短尺  $I_c$  測定を実施した線材と同一ロットの線材を使用した.

## 3. 実験および解析

Fig. 1 に 77K における各磁場の角度依存性をフィッティングした結果を示す. 自己磁場  $I_c$  で規格化した値を示している. フィッティングの  $R^2$  値はすべて 0.95 以上であり, よく一致していることがわかる. Fig.3 にこのフィッティングを用いて短尺  $I_c$  より推定した I-E カーブとコイル実測の I-E カーブを示す. 推定には  $n=12$  を用いた. 短尺  $I_c$  測定においてコイルの最大経験磁場 ( $B=0.3$  T) での  $n$  値が 12 程度であったためこの値を採用した. 両者のカーブを比較するとよく一致していることが

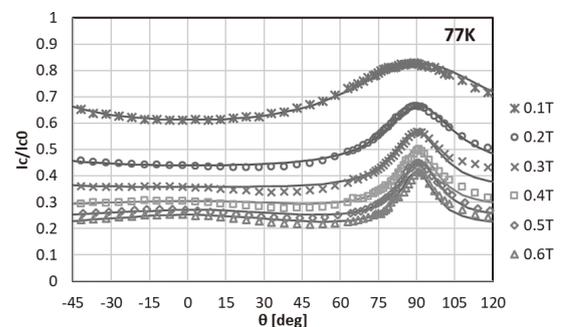
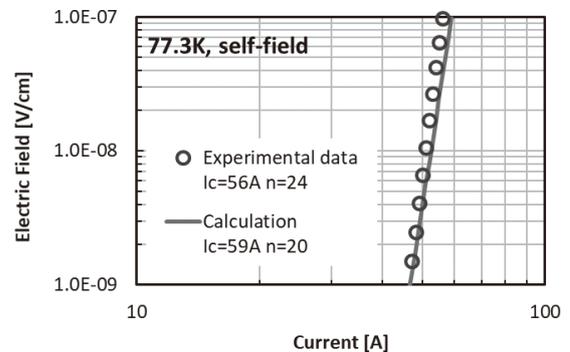
わかる. 特に低電界領域 ( $1nV/cm$ ) ではよく一致しているが, 高電界領域 ( $0.1\mu V/cm$ ) ではやや差が現れている. これをコイルの  $I_c$  と  $n$  値を比較すると, 電界基準  $0.1\mu V/cm$  のとき, 実測で  $I_c = 56$  A,  $n=24$ , 計算は  $I_c = 59$  A,  $n=20$  となり, 約 5%程度の差がある. これは  $n$  値を一定値としたことが原因とされており,  $n$  値の磁場・角度依存性を考慮することでより一致させることができると考えている. 当日はほかの温度・磁場における結果についても報告する.

## 謝辞

この成果の一部は, 国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の委託業務の結果得られたものである.

Table. I Specifications of test coils

Conductor width [mm]	4.1
Conductor thickness [mm]	0.1
Conductor $I_c$ at 77 K, self-field [A]	167
Number of single pancake coils	4
Inner diameter [mm]	50
Outer diameter [mm]	70
Coil height [mm]	16
Coil $I_c$ at 77 K, self-field [A]	56
Coil $n$ -value at 77 K, self-field	24
Total number of turns	184
Total conductor length [m]	17

Fig. 1 Fitting results of the angular dependence of the  $I_c$  at 77K.Fig. 2 I-E curve of coil  $I_c$  and calculated  $I_c$  at 77.3 K.

## 参考文献

- [1] S. Fujita et al., IEEE TAS, vol. 28, no. 4 (2018) 6600604.
- [2] W. Hirata et al., Abstracts of CSSJ Conference, vol. 96 (2018) p.32.
- [3] D K.Hillton et. al., SuST 28 (2015) 074002

# MgB<sub>2</sub> ラザフォードケーブルによるダブルパンケーキコイルの開発 —小型先行コイルの特性評価—

## Development of Double Pancake Coils consisting of MgB<sub>2</sub> Rutherford Cable - Characteristic evaluation of prototype coils

恩地 太紀, 石原 篤, 富田 優(鉄道総研); 平 萌人, 谷貝 剛, 高尾 智明(上智大);  
津田 理, 宮城 大輔(東北大); 新富 孝和, 榎田 康博(KEK); 平野 直樹(核融合研); 重森 敦, 中島 健太郎(岩谷産業);  
駒込 敏弘, 塚田 謙一, 星野 昌幸, 濱島 高太郎(前川製作所)  
ONJI Taiki, ISHIHARA Atsushi, TOMITA Masaru (RTRI); HIRA Moeto, YAGAI Tsuyoshi, TAKAO Tomoaki (Sophia Univ.);  
TSUDA Makoto, MIYAGI Daisuke (Tohoku Univ.); SHINTOMI Takakazu, MAKIDA Yasuhiro (KEK);  
HIRANO Naoki (Chubu Electric Power); SHIGEMORI Atsushi, NAKAJIMA Kentaro (Iwatani);  
KOMAGOME Toshihiro, TSUKADA Kenichi, HOSHINO Masayuki, HAMAJIMA Takataro (Mayekawa MFG)  
E-mail: onji.taiki.67@rtri.or.jp

### 1. はじめに

MgB<sub>2</sub> は、液体水素温度領域で使用できるため、様々な応用が検討されている。我々のグループでは、液体水素を利用した伝導冷却による数 10 kJ 級の超電導電力貯蔵システム (SMES) の開発を目指し [1, 2]、MgB<sub>2</sub> 線材を用いたダブルパンケーキコイルの設計、製作を行っている。

本研究では、MgB<sub>2</sub> コイルの開発のため MgB<sub>2</sub> 導体を製作し、Wind & React (W&R) 方式と React & Wind (R&W) 方式の異なる手法によりコイルを製作し、磁場中特性評価試験を実施した。

### 2. 導体・コイル製作

表 1 に製作した導体、コイルの仕様を示す。W&R 方式のコイルでは Hyper Tech 社製の In-situ 法 MgB<sub>2</sub> 線材を使用しラザフォード型導体を製作し (Fig.1)、内径 200 mm、外径 269 mm のコイルに加工した後熱処理を行い、最後に樹脂含浸を施した。R&W 方式のコイルでは Columbus 社製の Ex-situ 法 MgB<sub>2</sub> 線材を用いて同軸型導体を製作し (Fig.2)、内径 250 mm、外径 303 mm に加工した後、樹脂含浸を施した。

### 3. 結果と考察

製作したコイルを冷凍機による伝導冷却下で冷却し、超電導マグネットと組み合わせ、磁場中で通電試験を実施した。例えば W&R コイルでは 20 K、1.6 T で 600 A を超える通電を確認した。当日は、コイルの詳細や、通電電流値の外部磁場依存性についても報告する予定である。

### 4. 結論

MgB<sub>2</sub> 撚り線導体を用いてコイルを製作したところ、許容曲げ歪み以内で設計、製作することにより、目的とする通電電流を流すことができた。今後は、この結果を基に数 10 kJ 級のダブルパンケーキコイルを製作し、評価を実施する。

### 謝辞

本研究は国立研究開発法人 科学技術振興機構 (JST) の戦略的創造研究推進事業 先端的低炭素化技術開発 (ALCA) の助成を受けて実施した。JPMJAL1002

Table.1 Specification of a prototype pancake coils consisting of MgB<sub>2</sub> cable.

	W&R	R&W
Strand		
	HyperTech (30-NM)	Columbus
Diameter (mm)	0.83	1.13
Num. of filaments (-)	30	12
MgB <sub>2</sub> ratio (%)	20	12
Cu ratio (%)	13	11
Conductor		
Type	Rutherford	coaxial
Diameter (mm)	5.06 × 2.86	φ 4.21
Former (mm)	Cu 1.0 × 3.2	Cu φ 1.75
Num. of strands (-)	8 MgB <sub>2</sub> + 4 Cu	8 MgB <sub>2</sub> + 1 Cu
Coil		
Inner Diameter (mm)	200	250
Outer Diameter (mm)	269	303
Height (mm)	5.06	4.21
Num. of turn (-)	10	5

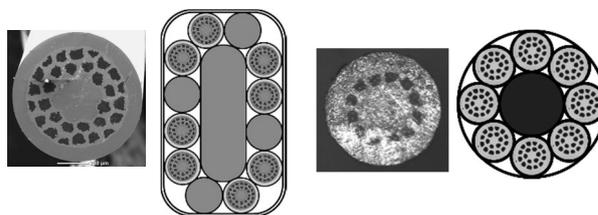


Fig.1 Cross section of MgB<sub>2</sub> strand (HyperTech :30-NM) and conductor  
Fig.2. Cross section of MgB<sub>2</sub> strand (Columbus) and conductor

### 参考文献

- [1] T. Hamajima *et al.*, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **22** (2012) 5701704.
- [2] T. Shintomi *et al.*, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **22** (2012) 5701604.

# ハイパーサーミア用高周波電磁石試作機の冷却設計および直列共振補償キャパシタバンクの設計

## Design of a Cooling System and Series Resonance Compensation Capacitor Banks for a High-Frequency Magnet Prototype Applied to Magnetic Hyperthermia

許航, 野村 新一 (明治大); 磯部 高範 (筑波大)

XU Hang, NOMURA Shinichi (Meiji Univ.); ISOBE Takanori (Tsukuba Univ.)

E-mail: wardenxuhang@meiji.ac.jp

### 1 はじめに

本研究では、磁性粒子誘導加熱ハイパーサーミアのため、有効な高周波磁場発生装置の設計と試作について検討している。開発目標の高周波電磁石には、利用空間中心に最大 0.06 T - 200 kHz の高周波磁場を 300 s 間形成することが要求される。高周波電磁石の設計手法を確認するため、著者らは Fig.1 のように、70×79×10 mm のフェライト 100 枚を利用して、利用空間 80 mm の高周波電磁石試作機を開発した。試作機は表皮効果を抑制するため銅リッツ線（素線径 0.05 mm, 1800 本）の 3 本撚線で巻線した 8 個の 10 巻ダブルパンケーキコイルと、TDK 社製フェライトコア PC40 (200 kHz で比透磁率 2300) による磁心で構成される。測定結果より、200 kHz における試作機の電気抵抗は 10 Ω で、インダクタンスは 1.86 mH だった。また、所定の磁場を発生するため、ピーク電流が 65 A の交流電流で励磁する必要がある。この場合に、コイルの熱損失は 21.1 kW であるため、コイルの冷却が必要となる。また、電磁石両端のピーク電圧は 152 kV となるため、電源の出力電圧を低減するために補償キャパシタバンクを用いて直列共振回路を利用する必要がある。

### 2 コイルの熱損失と冷却設計

コイルの電気抵抗と励磁電流から、コイルの熱損失は 21.1 kW と見積もられる。コイルの発熱は全てコイル自身と冷媒に吸収される場合に、コイルの熱平衡の方程式は式 (1) になる。

$$\int_0^{t_{op}} I^2 R dt = \int_0^{\Delta T_{cu}} m_{cu} C_{cu} dT + \int_0^{\Delta T_c} Q t_{op} \rho_c C_c dT \quad (1)$$

コイルの抵抗  $R$  と銅の比熱  $C_{cu}$ 、冷媒の比熱  $C_c$ 、冷媒の密度  $\rho_c$  は温度に依存せず一定と仮定する。冷媒の体積流量を一定とすれば、冷媒の温度上昇  $\Delta T_c$  と冷媒の体積流量  $Q$  の関係は式 (2) で表される。

$$\Delta T_c = \frac{I^2 R t_{op} - m_{cu} C_{cu} \Delta T_{cu}}{Q t_{op} \rho_c C_c} \quad (2)$$

コイルの初期温度を 26.85 °C (300 K)、最終温度は 75 °C を仮定し、銅の比熱  $C_{cu}=386$  J/kg·K、コイルの質量  $m_{cu}=3.1$  kg、電気抵抗  $R=10$  Ω、水の比熱  $C_c=4217$  J/kg·K、密度  $\rho_c=1000$  kg/m<sup>3</sup>、FC40 フロリナートの比熱  $C_c=1050$  J/kg·K、密度  $\rho_c=1870$  kg/m<sup>3</sup> を式 (2) に代入すると、冷媒の体積流量と冷媒の温度上昇の関係は Fig.2 による。

### 3 直列共振補償キャパシタバンクの設計

複数のキャパシタバンクでコイルと共振場合に、キャパシタバンクの個数  $n$  と一つのキャパシタバンク当たり静電容量  $C$  と両端印加電圧の関係は式 (3) と式 (4) で表される。

$$C = \frac{n}{\omega^2 L} \quad (3)$$

$$V = \frac{\omega L I}{n} = \frac{I}{\omega C} \quad (4)$$

電磁石のインダクタンスが 1.86 mH の場合、キャパシタバンクの個数と一つのキャパシタバンク当たり静電容量、両端印加電圧の関係 Fig.3 のようになる。キャパシタバンク間を絶縁するために、一つのキャパシタバンク両端のピーク電圧は 10 kV 以下にして、キャパシタバンクの個数を 16 個とした。このとき、キャパシタバンクの静電容量は 5.76 nF と見積もられる。著者らは市販のコンデンサを利用してキャパシタバンクを設計した。キャパシタバンクの構成と配置、通電実験結果は当日発表する。

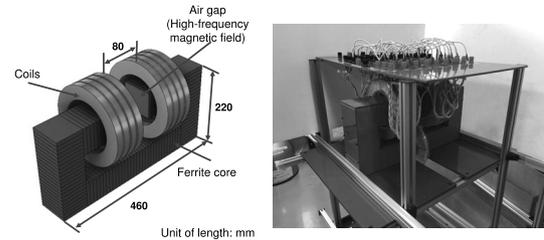


Fig. 1. Schematic illustration of the high-frequency magnet prototype.

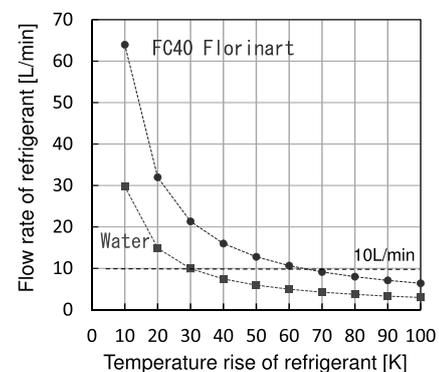


Fig. 2. Temperature rise in different flow rate of refrigerant.

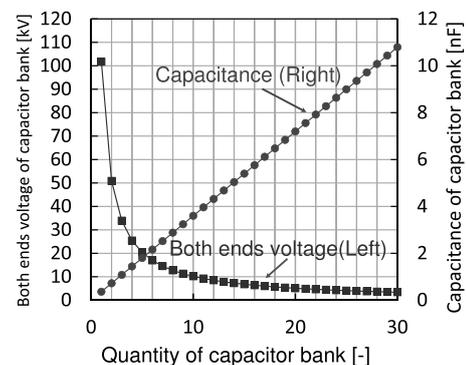


Fig. 3. Capacitance and both ends voltage of every capacitor bank in different quantity of capacitor bank.