

PIT 法を用いた(Ba,Na)Fe₂As₂ テープ線材の作製と臨界電流特性の評価

Fabrication and critical current properties of (Ba,Na)Fe₂As₂ PIT tapes

伊藤 笙子, 今井 翔太, 麻生 達也, 西尾 太郎(東理大);
石田 茂之, 土屋 佳則, 伊豫 彰, 永崎 洋, 松崎 邦男, 吉田 良行(産総研)

ITO Shoko, IMAI Shota, ASO Tatsuya, NISHIO Taichiro (TUS);
ISHIDA Shigeyuki, TSUCHIYA Yoshinori, IYO Akira, EISAKI Hiroshi, MATSUZAKI Kunio, YOSHIDA Yoshiyuki (AIST)
E-mail:s.itou@aist.go.jp

1. はじめに

鉄系超伝導体は上部臨界磁場が大きく、その異方性が小さいことから高磁場応用材料として期待されている。(Ba,K)Fe₂As₂ および(Sr,K)Fe₂As₂ テープ線材では、臨界電流密度(J_c)は 4.2K, 10T で実用水準の 10^5 A/cm² を超える。[1] また、我々のグループで作製した(Sr,Na)Fe₂As₂ テープ線材では、20K において 10^4 A/cm² を超える高い J_c が得られた。[2] (Sr,Na)Fe₂As₂ 線材の特徴として、コア内部に Ag-As が析出した。Ag-As の析出と高い J_c に相関がある可能性が考えられる。そこで本研究では、同じ Na 置換系である(Ba,Na)Fe₂As₂ テープ線材を作製し、特性評価を行った。

2. 実験方法

(Ba,Na)Fe₂As₂ の T_c (34K)が最適化される Na 濃度 0.4 を選択し、PIT 法を用いて線材の作製を行った。あらかじめ作製した BaAs, Fe₂As, NaAs 前駆体を、仕込みの Na 量が 0.45 になるように秤量した。Na を過剰に加えるのは、合成過程で Na のロスがあるためである。混合した粉を SUS 管に封入し、770°C で 15 時間熱処理を行い、多結晶試料を得た。

多結晶試料を乳鉢で粉砕し、圧力をかけペレットにして、外径 10mm, 内径 4.3mm の銀管につめた。銀管を断面積が 1.2×1.2 mm² になるまで圧延し、平ロールで厚さ 0.48mm のテープ状に加工した。さらに一軸プレスを加えることで、厚みが 0.20mm のテープ線材を得た。このテープ線材を 50mm にカットし、875°C で 3h 焼結した。作製した線材について、X 線回折測定、SEM によるコアの断面観察、4 端子法による臨界電流測定を行った。

3. 実験結果

Figure 1 に多結晶試料とテープ線材の XRD パターンを示す。多結晶体の XRD パターンには不純物はほとんど見られず、格子定数の見積りから目的組成の試料であることを確認した。[3] また、線材コアも不純物は少なく、ピーク位置も変わっていないことから Na 濃度は変化していないと考えられる。多結晶とテープ線材のピーク強度を比較すると、テープの 001 ピークが他のピークよりも大きいことがわかる。これはテープ化によりコア内で *c* 軸配向したことを示唆している。

Figure 2 にテープ断面の SEM 画像を示す。SEM 画像から (Ba,Na)Fe₂As₂ でも (Sr,Na)Fe₂As₂ と同様にコア内部に Ag 化合物の析出が観測された。Ag 化合物の析出は Na 系の特徴だと考えられるが、析出量は (Sr,Na)Fe₂As₂ に比べて少ない。

Figure 3 にテープ線材の J_c の磁場依存性を示す。4.2K において 4T まで 4×10^4 A/cm² を超える J_c を示した。Figure 3 には、(Ba,Na)Fe₂As₂ 線材と類似の条件で作製された (Ba,K)Fe₂As₂ 線材の J_c も示している。同条件で作製された (Ba,Na)Fe₂As₂ 線材の J_c は (Ba,K)Fe₂As₂ 線材に匹敵し、(Ba,Na)Fe₂As₂ も線材应用到有望であるといえる。

講演では (Ba,Na)Fe₂As₂ 線材と他の 122 系線材の特徴を比較することで J_c の決定要因を考察し、さらなる J_c 向上の指針を議論する。

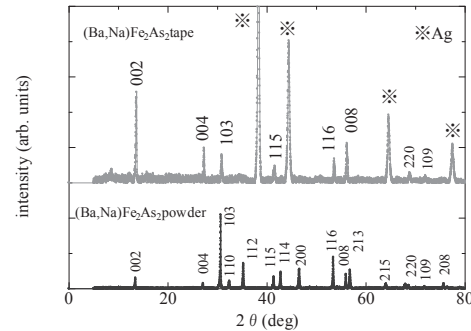


Figure 1 XRD patterns of the (Ba,Na)Fe₂As₂ powder and tape.

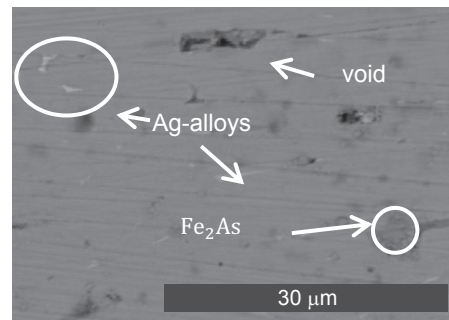


Figure 2 A SEM image of a cross section of the core in the BaNa122 tape.

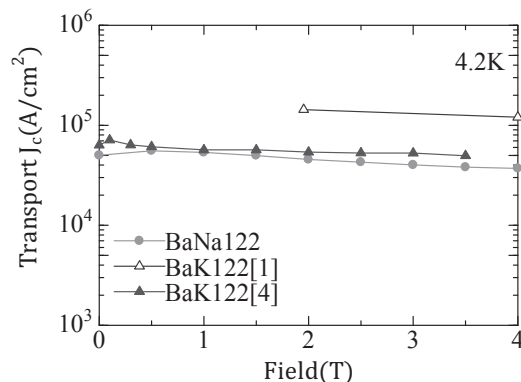


Figure 3 Magnetic field dependence of J_c at 4.2 K for the (Ba,Na)Fe₂As₂ tape compared with others [1,4].

参考文献

1. Z. Gao, et al. Supercond. Sci Technol. 28, 012001(2015)
2. A. Iyo, et al. Supercond. Sci. Technol. 28 (2015) 10507
3. R. Cortes, et al. Chem. Mater. 22 (2010)
4. S. Ishida, et al. Supercond. Sci. Technol. 30 (2017) 054001

高温超伝導テープ線材の電流分布に対する給電ターミナルの影響の実験的評価

Experimental evaluation of the influence of the power supply terminals on current distribution in a high-temperature superconductor tape

松永 信之介(総研大);尾花 哲浩, 寺崎 義朗, 柳 長門(NIFS)

MATSUNAGA Shinnosuke (SOKENDAI); OBANA Tetsuhiro, TERAZAKI Yoshiro, YANAGI Nagato (NIFS)

E-mail: matsunaga.shinnosuke@nifs.ac.jp

1. はじめに

核融合科学研究所(NIFS)で進められているヘリカル型核融合炉 FFHR-d1 の概念設計において、ヘリカルコイルの導体オプションとして単純積層構造を持つ高温超伝導(HTS)導体(STARS 導体)が検討されている[1]。このような構造で生じる偏流現象は、クエンチ電流値の低下につながる懸念がある[2]。そのため、導体の設計のために線材間、および、線材内の電流分布について定量的な評価を行うことが求められている。今回、その一環として、HTS テープ線材と給電ターミナルの接触面の形状を変えたときの偏流現象について調査した。

2. 実験方法

ホールセンサを用いて超伝導導体に流れる電流が作る自己磁場を計測することで、超伝導導体内の電流分布を求めることができる[3]。HTSテープ線材サンプルとして10 mmの幅を持つFujikura製のGdBCOテープ線(FYSC-SC10, 臨界電流値:温度77 K, 自己磁場で約600 A)を用いた。冷却は液体窒素浸漬とした。本実験では、Fig.1のように、5つのホールセンサによって線材面に平行な自己磁場(Fig.1でy方向, B_y)を測定した。ホールセンサ群をFRP治具で固定したモジュールを給電ターミナルの両極間距離8000 mmの間に4つ設け、各モジュールの位置において電流分布を評価した。隣り合うホールセンサの距離は2 mm, サンプル設置面からホールセンサのアクティブエリアまでの距離は約8 mmである。

銅製の給電ターミナルとサンプルの間に絶縁体としてカプトンをはさむことで、Fig.2に示すように接触面の形状を変え、比較実験を行った。電気的接触を確保するために、接触面にインジウム箔をはさみ、圧力をかけた。

3. 較正実験

はじめに、厚さ0.8 mm, 幅10 mmの銅テープ線をサンプルと同じ位置に配置し、液体窒素中で40 Aの電流を流した。銅テープ線に一樣な電流が流れると仮定し、各測定点におけるy方向の磁場強度の計算値と実験値を比較した。計算値と実験値の差の分散が最小になるような銅テープ線とホールセンサ・モジュールのy方向の相対位置を選ぶことで、位置関係を評価した。電流分布の解析の際には、これで求めた位置関係を考慮した。

4. 実験結果

HTS テープ線材サンプルに対して、Fig.2 (a) の接触状態において、10 A/sで0 Aから300 Aまで電流を立ち上げ、300 Aを10秒間保持し、-10 A/sで減流した。このとき、高電圧側のターミナルから1000 mm離れた位置に固定したホールセンサ・モジュールで測定された磁場強度をFig.3に示す。B1からB5の凡例は、y方向に沿って順にホール素子に番号付けされている。Iはシャント抵抗で測定したサンプルへの印加電流値である。サンプルとホールセンサ・モジュールのy方向のずれがなく、電流分布が一樣であれば、B1とB5は一致するはずだが、実際には一致しなかった。また、減流後に平均1 G程度の残留磁場を確認した。較正実験を考慮した電流分布の解析や他の接触面形状との比較等については、当日に報告する。

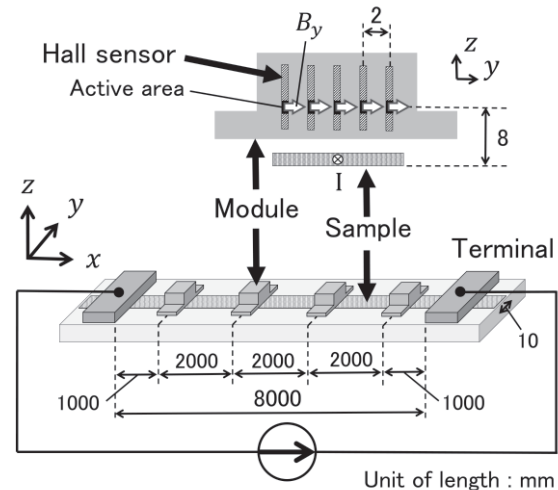


Fig.1 Schematic drawing of experimental apparatus.

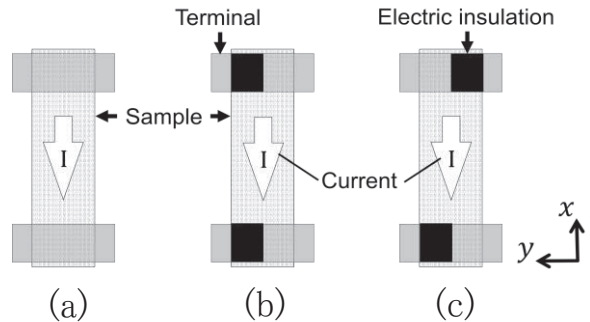


Fig.2 Electric contact conditions between power supply terminals and a HTS tape: (a) no electric insulation, (b) parallel path, (c) diagonal path.

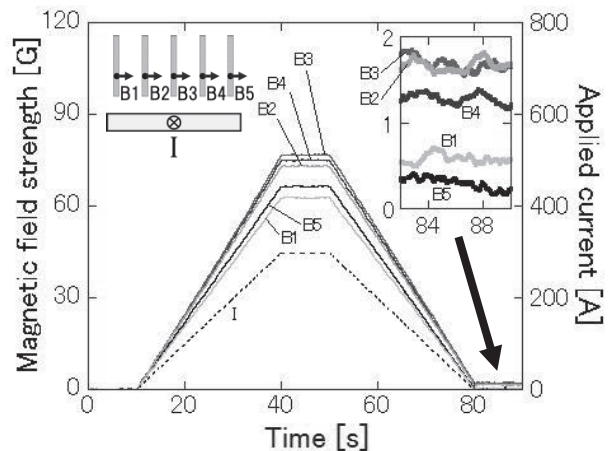


Fig.3 Temporal evolution of the measured magnetic signal strength on a Hall-sensor module.

参考文献

1. N. Yanagi et al., Nuclear Fusion **55**(2015) 053021
2. T. Hamajima et al., TEION KOGAKU **38**(2003) 278-284
3. K. Shimohata et al., TEION KOGAKU **37**(2002) 410-415

MOD 法による新規 2 軸配向中間層の開発

Development of new bi-axially oriented buffer layers by MOD method

元木 貴則(青学大, JST-ALCA); 池田 周平, 小林夏門, 中村 新一(青学大); Julia Jareño (ICMAB);
 土井 俊哉(京大, JST-ALCA); 本田 元気, 永石 竜起(住友電工); 下山 淳一(青学大, JST-ALCA)
 MOTOKI Takanori(AGU, JST-ALCA); IKEDA Shuhei, KOBAYASHI Kamon, NAKAMURA Shin-ichi(AGU);
 Julia Jareño (ICMAB); DOI Toshiya (Kyoto Univ., JST-ALCA);
 HONDA Genki, NAGAISHI Tatsuoki(SEI); SHIMOYAMA Jun-ichi(AGU, JST-ALCA)
 E-mail: motoki@phys.aoyama.ac.jp

1. はじめに

REBCO 薄膜線材は、金属基体上に $\text{CeO}_2/\text{YSZ}/\text{Y}_2\text{O}_3$ などの複数の酸化物中間層を 2 軸配向させ、さらにその上に REBCO をエピタキシャル成長させることで得られている。これまで我々は、この REBCO 薄膜の成膜法としてフッ素フリーMOD法を用いた研究を進めてきた。この手法は、原料にフッ化物を含まない溶液を用いた化学的手法であり、単純な固相反応により短時間で REBCO 結晶が成長することから工業化に適した手法である。我々はこれまでに、原料溶液への Cl や Br 添加によって酸塩化物 $\text{Ba}_2\text{Cu}_3\text{O}_4\text{X}_2$ ($\text{Ba}2342$, $\text{X} = \text{Cl}, \text{Br}$) が生成し YBCO 相の 2 軸配向を促進するために、均質で結晶性の高い薄膜を再現性良く得られることを報告してきた[1,2,3]。今回は、中間層の新規候補材料として $\text{Ba}2342$ や導電性酸化物に注目し、これらのエピタキシャル薄膜作製を試みた結果を報告する。

2. 実験方法

原料溶液は高純度化学研究所製の金属 MOD 溶液および Cl や Br を含む有機溶液(1-chloropentane など)を混合することで目的とする組成比となるように調製した。溶液を $\text{SrTiO}_3(100)$ 単結晶基板上にスピコート法で塗布後、仮焼した。塗布・仮焼を 3 回繰り返し、続いて $100 \text{ ppm O}_2/\text{Ar}$ ($P_{\text{O}_2} = 10 \text{ Pa}$) フロー中、 $690\text{--}780^\circ\text{C}$, 1 h 焼成した。これらの薄膜に対して、XRD による相同定、SEM を用いた表面微細組織観察を行った。

3. 結果と考察

Fig. 1 に (a) $\text{Ba}_2\text{Cu}_3\text{O}_4\text{X}_2$ ($\text{Ba}2342$) および (b) $(\text{La},\text{Ba})_2\text{CuO}_4$ ($(\text{La},\text{Ba})214$) の結晶構造を示す。どちらも層状の結晶構造を持ち、 CuO_2 面もしくはそれと類似の銅酸素面を持つため YBCO との格子整合性が非常に高い。ここでは、 $\text{Ba}2342$ ($\text{X} = \text{Cl}$) 薄膜について記述する。Fig.2 に $690\text{--}780^\circ\text{C}$ の様々な温度で焼成した $\text{Ba}2342$ 薄膜の表面 XRD パターンを示す。強く c 軸配向した $\text{Ba}2342$ がいずれの焼成温度でも生成しており、不純物に由来するピークはほとんど見られなかった。通常フッ素フリーMOD法において、YBCO が 2 軸配向する成膜温度は $P_{\text{O}_2} = 10 \text{ Pa}$ 下で $\sim 800^\circ\text{C}$ であるが、 $\text{Ba}2342$ は YBCO よりも 100°C 程度低温でも成膜可能であることが明らかになった。この結果は、Cl 添加した原料溶液を用いた YBCO 薄膜の成長過程において、 $\text{Ba}2342$ がはじめに 2 軸配向し、それが核となって YBCO の結晶化を促進するというこれまでの結果を支持するものである。さらに、 $\text{X} = \text{Br}$ とした $\text{Ba}2342$ 薄膜では、より低温の 650°C 焼成でも配向して成長することを見出している。

当日は、 $\text{Ba}2342$ 薄膜および $\text{La}214$ 薄膜の結晶性や微細組織、導電性について報告するとともに、このような新規

中間層上にフッ素フリーMOD法を用いて YBCO 薄膜を成膜する試みについても報告する予定である。

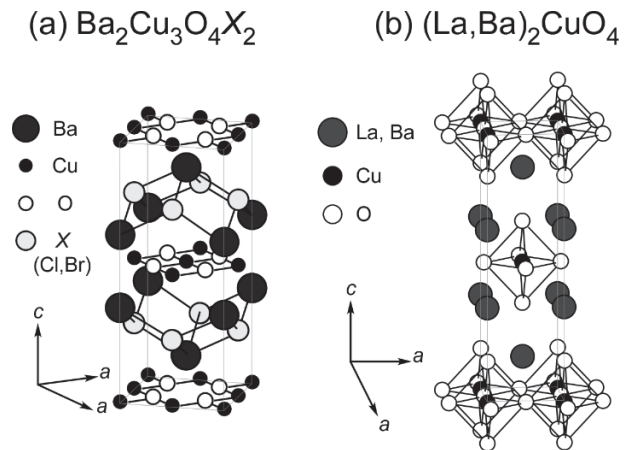


Fig. 1 Crystal structure of $\text{Ba}_2\text{Cu}_3\text{O}_4\text{X}_2$ ($\text{Ba}2342$) ($\text{X} = \text{Cl}, \text{Br}$) and $(\text{La},\text{Ba})_2\text{CuO}_4$.

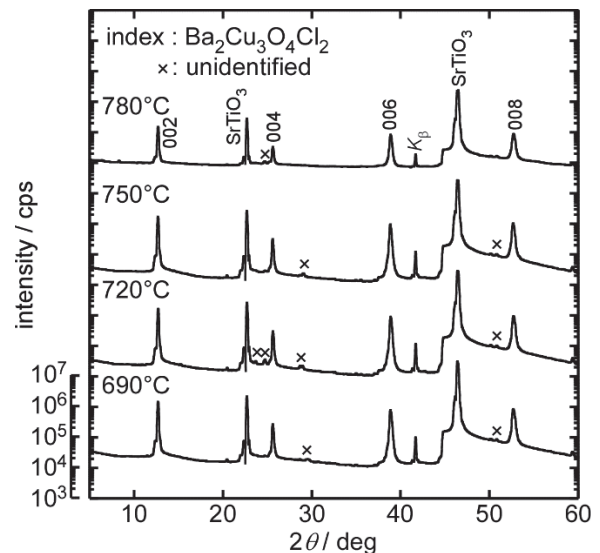


Fig. 2 XRD patterns of $\text{Ba}_2\text{Cu}_3\text{O}_4\text{Cl}_2$ films prepared under various sintering temperature and P_{O_2} of 10 Pa for 60 min.

参考文献

- [1] T. Motoki *et al.*, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 015006.
- [2] T. Motoki *et al.*, *Appl. Phys. Express* **10** (2017) 023102.
- [3] T. Motoki *et al.*, *Abstracts of CSSJ Conference* **94** (2017) 20.

物質・材料研究機構におけるジェリーロール法 Nb₃Al 前駆体のインハウス製造

In-House Fabrication of Jelly-Rolled Nb₃Al Precursors at National Institute for Materials Science

菊池 章弘, 櫻井 義博, 飯嶋 安男, 土谷 悦子, 瀧川 博幸, 篠原 直子, 一ノ瀬 泉 (NIMS)
 KIKUCHI Akihiro, SAKURAI Yoshihiro, IJIMA Yasuo, TSUCHIYA Etsuko, TAKIGAWA Hiroyuki,
 SHINOHARA Naoko and ICHINOSE Izumi (NIMS)
 E-mail: KIKUCHI.Akihiro@nims.go.jp

1. はじめに

Nb₃Al では、その生成に Cu を介在させるブロンズルートが適用できないことから[1]、Nb と Al をナノスケールまで複合加工して拡散距離を短くしなければならない。ジェリーロール法[2]、粉末法[3]、ロッドインチューブ法[4]、クラッドチップ押出法[5]等の複合加工法が提案され、複数の機関で長年研究されてきた。これまでに工業化の実績はジェリーロール法でなされており[6]、現在でも長尺線材の製法として有望なのはジェリーロール法と言えるだろう。最近、物質・材料研究機構(NIMS)では、実用的な長尺 Nb₃Al 前駆体をインハウス製造する体制を概ね整えたので、その概要について報告する。

2. ジェリーロール法の背景

1975年、イタリアの Ceresara 等により、薄い Nb 箔と Al 箔を重ね巻きする複合加工法が提案された。断面がジャムを巻いたロールケーキに似ていることからジェリーロール法と呼ばれるようになった。ジェリーロール法が提案された当初から、イタリアでは先行して線材開発が進められていたが、我が国では1985年ごろから日本原子力研究所(現・量子科学技術研究開発機構・那珂核融合研究所)と線材メーカー各社により開発が進められた[7]。1998年頃には、住友電工等により数キロメートルの長尺線材が製造されるようになり、工業化が果たされた[6]。この長尺線材は、安定化銅を母材としており、2,000°Cの通電加熱を行う急熱急冷処理では母材が溶融してしまうため、そのまま適用することはできない。

3. 急熱急冷法に適用するジェリーロール前駆体線の開発

物質・材料研究機構では、急熱急冷法に適用する高融点のニオブやタンタルを母材としたジェリーロール前駆体線材の開発をSHカッププロダクツ(旧日立電線)と共同で行ってきた。長年にわたり前駆体線材の試作を重ねてノウハウと技術を蓄積し、純ニオブ母材では2.5 kmを超える長尺前駆体線材の開発にも成功している[8]。しかしながら、昨年2016年初秋、同社は全ての超伝導線材事業からの撤退を余儀なくされ、ジェリーロール前駆体線材の開発も取り止める事態となった。そこで、同社が保有していたジェリーロール製造に必要な一部の設備を、この春にNIMS千現地区に移設して、NIMSで



Fig. 1 Jelly-Rolled billet assembly laboratory settled at NIMS in this spring.

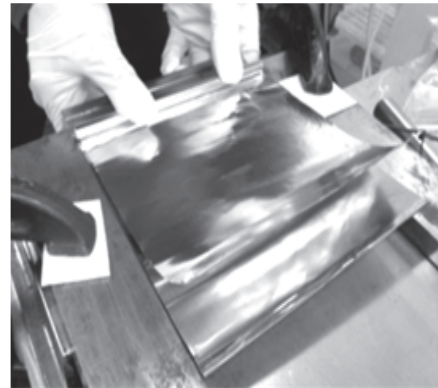


Fig. 2 Fabrication of Jelly-Rolled lamination.

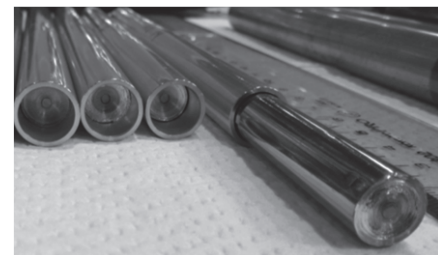


Fig. 3 Jelly-Rolled single billets before the extrusion.

ジェリーロール前駆体がインハウス製造できる体制を整えた。Fig. 1はNIMSジェリーロールビレット製造室の内部の写真である。さらにFig. 2は、ジェリーロールビレットを作製している作業の様子、Fig. 3はNIMSインハウス製造した実際のジェリーロールビレット(押出前)の外観写真である。

謝辞

本研究は物質・材料研究機構のプロジェクト研究「機能材料のシーズ顕在化に向けたプロセス技術の創出」の一環として行われた。改めてここに謝意を表する。

参考文献

1. D. Dew-Hughes and T. S. Luhman, J. Mater. Sci., Vol. 13 (1978) p. 1868.
2. S. Ceresara, M. V. Ricci, N. Sacchetti and G. Sacerdoti, IEEE Trans. on Mag., Vol. 11 (1975) p. 263.
3. R. Akihama, R. J. Murphy and S. Foner, Appl. Phys. Lett., Vol. 37 (1980) 1107.
4. K. Inoue, Y. Iijima and T. Takeuchi, Appl. Phys. Lett., Vol. 53 (1988) 1724.
5. S. Saito, S. Ikeda, K. Ikeda, S. Hanada, J. Japan. Inst. Metals, Vol. 53 (1989) p.458 (in Japanese).
6. K. Hayashi, et. al., Teion Kogaku, Vol. 33 (1989) p. 637 (in Japanese).
7. T. Ando, Teion Kogaku, Vol. 32 (1997) p. 38 (in Japanese).
8. K. Tagawa, et. al., IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 15 (2005) p. 3540

超伝導変圧器と超伝導ケーブルの限流協調に関する検討(4)

Investigation of cooperation of the current limiting of superconducting transformers and superconducting cables (4)

中村 文弥, 徳地 貴行, 吉田 幸市, 三浦 峻, 岩熊 成卓(九州大学); 富岡 章, 今野 雅行(富士電機); 足立 和久(昭和電線)

NAKAMURA Fumiya, TOKUCHI Takayuki, YOSHIDA Kouichi, MIURA Shun, IWAKUMA Masataka, (Kyushu Univ.);

TOMIOKA Akira, KONNO Masayuki (Fuji Electric Co. Ltd.); ADACHI Kazuhisa (SWCC);

Mail: nakamura-f@sc.kyushu-u.ac.jp

1. まえがき

REBa₂Cu₃O₇(REBCO)超伝導巻線の特性を活かし、落雷時に発生する突発的な事故電流を抑制する機能つまり限流機能を変圧器及びケーブルに付加することが可能である。

我々の研究グループでは、ケーブルの温度分布を考慮し、突発短絡後の温度、電流値をそれぞれ臨界温度以下、定格電流の3倍程度に抑制すること、またケーブル長ごとに最適な線材設計を明らかにすることを最終目標としている。

2. 変圧器およびケーブルの概念設計、初期設定

Table.1 にケーブルの諸元を示す。ケーブル半径 26.75 mm、ケーブルに 1 A 流れた時の磁束密度 3.67 μ T/A の超伝導線材を 24 本円筒状に並べ、ケーブルとして構成し変圧器の二次巻線側に接続した。

Table.2 に変圧器の諸元を示す。安定化材の Ag の厚さを 18 μ m、Cu の厚さを 50 μ m とした。

初期設定として、ケーブルの始端を 66 K とし、始端から終端に 1 km 近づく毎に 1 K 温度上昇するものとした。

変圧器及びケーブルともに REBCO 線材を想定した。

3. 数値解析

有限要素法解析ソフト ANSYS により磁場解析を行い、突発短絡時の過大電流に対する超伝導変圧器及びケーブルの応答特性を解析した。本解析では、ケーブル長を 3 km とし、REBCO 線材の銅層厚さ、臨界電流値をパラメータとし、短絡から 0.2 秒後までの数値解析を行った。

4. 解析結果

Fig.1、Fig.2 それぞれに短絡から 0.2 秒後までの変圧器一次巻線における常伝導転移率、ケーブルにおける常伝導転移率を示している。曲線はそれぞれケーブルの臨界電流値を 100 A、150 A としたときの解析結果である。ケーブルの臨界電流値が 100 A の時、一次巻線及びケーブル両方で常伝導に転移している。一方、ケーブルの臨界電流値を 150 A の時、一次巻線では、前者と比べて常伝導転移した割合は大きい、ケーブルでは常伝導に転移していない。

詳細な検討結果は当日報告する。

Table.1 Parameter of a superconducting cable

Superconductive wire	REBCO tape
Voltage	6.9kV
Current	1673A
B	3.67 μ T/A

Table.2 Parameter of a 20MVA superconducting transformer

Phase	3 ϕ
Capacity	20MVA
Superconductive wire	REBCO tape
Voltage(Prim./Sec.)	66kV/6.9kV
Current(Prim./Sec.)	175A/1673A
Frequency	60Hz
Conductor(Prim./Sec.)	3parallel/24parallel
%Z	15%
B	1.4T

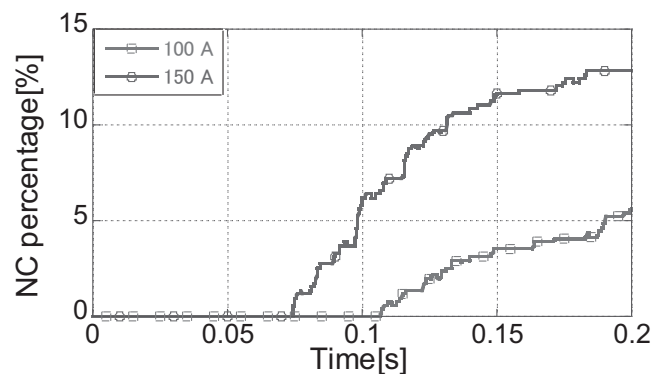


Fig.1 NC percentage in primary side

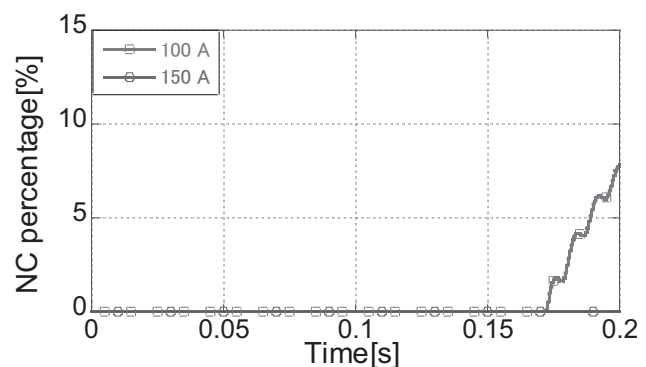


Fig.2 NC percentage in the cable

超電導限流器用 REBCO コイルの三次元電磁界・熱伝導場連成解析

Three-Dimensional Electromagnetic and Thermal Field Coupled Analysis of SFCL REBCO Coils

銭 可楨, 白谷 俊樹, 寺尾 悠, 大崎 博之(東大)

QIAN Kezhen, SHIRATANI Toshiki, TERAU Yutaka, OHSAKI Hiroyuki (Univ. of Tokyo)

E-mail: qiankezhen@ohsaki.k.u-tokyo.ac.jp

1. はじめに

近年の電力需要の増加に伴う電力系統の大容量化や分散型電源の増加による短絡事故時の事故電流の増大が懸念され、事故電流を抑える限流器が期待されている。特に抵抗型超電導限流器(Resistive type SFCL)は、事故電流に対する応答速度が速く、構造がシンプルで小型化が容易であることから、広く注目を集めている。その中に、超電導薄膜を用いるものと比べ、REBCO 線材は設計と製造において柔軟性が高いため現在多用されている。ただし、実用に向けて REBCO 線材を用いたコイルにはホットスポットによる焼損等の問題が課題としてあげられる。本研究では、三次元構造を持つ SFCL 用 REBCO コイルを対象に、限流時の電磁・熱的振る舞いを詳細に解析するために、先行研究に基づき電磁界・熱伝導場連成解析モデルを作成し、解析を行う。さらに、三次元解析に伴い、解析スケールの拡大と解析要素の増加により計算量の増大が一つ大きな課題となる。より複雑な三次元解析を実現するには計算速度の向上が必要である。近年、計算機科学の飛躍的な発展を果たしており、本研究では計算速度向上のためにベクトル化、並列化技術などの最新の計算技術を適用することにより、計算速度向上の効果を検討する。

2. 数値解析手法

限流動作時の過渡的な特性を精確に調べるために、電磁界・熱伝導場連成解析が必要となる。電磁界解析においては、解析対象となる抵抗型 SFCL 用 REBCO コイルは無誘導巻きを想定しており、電流が発生する磁場がほぼゼロに等しいため、それによる解析への影響が無視できる。したがって、三次元に巻いた REBCO コイルを二次元の平のテープに近似し、即ち薄板近似を利用し、REBCO 線材の通電領域である超電導層と保護層の部分を対象に、電流ベクトルポテンシャル T を変数として定式化し、有限要素法による二次元電磁界解析を実現する[1]。支配方程式は次式で表わされる。

$$\nabla \times (\rho \nabla \times \mathbf{T}) = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} \quad (1)$$

ここで ρ は抵抗率、 \mathbf{B} は磁束密度である。超電導体の E - J 特性は n 値モデルにより近似しており、臨界電流密度 (J_c) 分布の不均一性を考慮し、正規乱数を用いて J_c を設定する。

一方、三次元熱伝導場の連成解析も同時に行い、熱伝導率や比熱の温度依存性、また境界条件によって液体窒素冷却や REBCO 線材のジュール発熱を考慮している[2]。

3. 解析結果

Table.1 に想定した SFCL 用 REBCO コイル解析例のパラメータを示す。電源とコイルによる簡単な直列回路を想定し、電源電圧印加から 200 ms 間について数値解析を行った。限流動作時の回路電流とコイルの発生抵抗を Fig.1 に示す。最大電流は 760 A となり、約 0.2 ms で REBCO コイルに約 0.8 Ω の抵抗が発生し、電流を 380 A まで抑えることが分かる。同時にコイル線材の J_c は要素ごとに標準偏差 0.2 の正規乱数で設定し、それにより発熱とコイル温度にばらつきが生じる。Fig.2 に示したように、限流動作開始後 200 ms のコイル表面の最大温度と最小温度はそれぞれ 91.5 K と 77.3 K であることが分か

る。

本研究では最新の計算技術を積極的に取り込み、計算速度の向上を検討した。使用する計算機の仕様とコンパイラは Tables.2 に示す。ベクトル化、並列化プログラミング技術やコンパイラによる CPU の最適化などの適用により、解析例の三次元熱解析の要素数が 1440 の場合、計算時間が 897 s から半分以下の 406 s まで短縮することができた。要素数が多いほど計算加速の効果顕著になることも検証された。

本研究の一部は科学技術振興機構(JST)の産学イノベーション加速事業[戦略的イノベーション創出推進]の支援によって行われた。

Table. 1 Parameters of SFCL REBCO coil limiting performance simulation.

Applied voltage (DC)	300 [V]
Average critical current	130 [A]
REBCO coil diameter	7 [cm]
REBCO Coil height	14 [cm]
Number of turns	10

Table. 2 Specifications of computer and compiler.

CPU	Intel Core i7 6700 (4 cores@3.4 GHz)
RAM	DDR4 16 GB@2133 MHz
Compiler	Intel Parallel Studio XE 2018

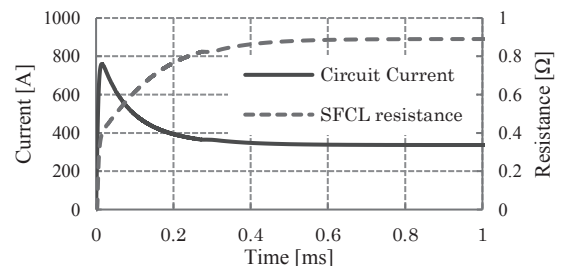


Fig. 1 Simulation results of current and resistance of SFCL REBCO coil during limiting operation.

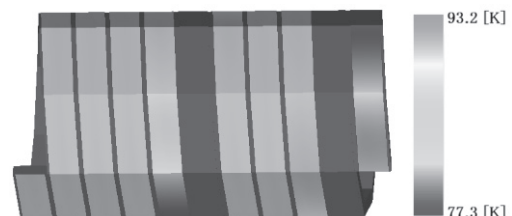


Fig. 2 Temperature distribution at 200 ms on the SFCL REBCO coil because of critical current inhomogeneity.

参考文献

1. H. Ohsaki, et al.: IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 19, no. 3(2009) p.1818-1822
2. 白谷 俊樹ら: 第 95 回 2017 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 1P-p07

超電導限流器用 REBCO コイルの三次元過渡熱解析

Three-Dimensional Transient Thermal Analysis of SFCL REBCO Coils

白谷 俊樹, 銭 可楨, 寺尾 悠, 大崎 博之(東京大学)

SHIRATANI Toshiki, QIAN Kezhen, TERAU Yutaka, OHSAKI Hiroyuki (Univ. of Tokyo)

E-mail: shiratani@ohsaki.k.u-tokyo.ac.jp

1. はじめに

本研究では、REBCO 線材を用いた抵抗型限流器を対象としている。抵抗型超電導限流器は低損失性や高信頼性により大きく期待されているが、一方で限流動作時の超電導線材が持つ J_c 不均一性に起因するホットスポット問題などの課題がある。本研究では主に熱的な観点から、三次元有限要素法を用いて限流時の REBCO コイルの SN 転移時の挙動を詳細に解明することを目的とする。三次元過渡熱解析モデルを構築し、超電導コイルの構造や冷却条件、線材の J_c 不均一性などによる限流動作時の熱的な振る舞いへの影響を明らかにする。

2. 数値解析手法

REBCO コイルの限流動作時における過渡的な特性を調べるため、有限要素法を用いた二次元電磁界解析と三次元熱伝導解析の連成解析を行う。電磁界解析では REBCO 線材の通電領域である超電導層と保護層の部分を対象としており、また熱伝導解析では REBCO コイルの GFRP 製ボビン部分と REBCO 線材の全体を対象としている。超電導体の E - J 特性は n 値モデルにより近似しており、臨界電流密度分布を考慮している[1],[2]。本稿では主に三次元熱伝導解析に焦点を当てて記述する。熱伝導解析の支配方程式は次式で表される。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \kappa \left\{ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \left(\frac{\partial^2 T}{\partial \phi^2} \right) + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right\} + Q$$

ここで ρ は密度、 c は比熱、 κ は熱伝導率、 Q は発熱率である。前の三項 (ρ, c, κ) に関しては数値解析の際に、解析モデルの計算対象部分の物質によってそれぞれ値を変化させる。また、REBCO コイルに対する外部からの熱侵入としては、液体窒素による冷却と REBCO 線材のジュール損失による発熱の二つが挙げられ、本解析では境界条件として与えることとする。液体窒素冷却は熱流束境界と熱伝達境界を組み合わせた沸騰曲線を考慮している。以上の数値解析手法により、超電導限流器用 REBCO コイルの限流動作時における過渡的な振る舞いを詳細に解明する。

3. 解析結果と考察

数値解析時に想定した超電導限流器用 REBCO コイルのサイズと回路条件を Table.1 に示す。回路としては、電源と REBCO コイルのみを接続するシンプルなもの想定し、電源電圧印加から 200 ms 間について数値解析を行った。なお、 J_c 分布は平均値を 130 A として、正規乱数を用いてばらつきのある J_c を設定する。電源電圧を印加 (0 ms) した直後における REBCO コイルに通電される電流と REBCO コイルにおける電圧降下の過渡的な応答を Fig.1 に、REBCO コイル巻線部における温度の最大値と最小値の遷移を Fig.2 に、また電源電圧印加後 200ms における三次元的な温度分布を可視化した結果を Fig.3 にそれぞれ示す。解析の結果、設定した REBCO 線材上における J_c の局所的低下部分と三次元温度分布の可視化により明らかになった局所的発熱部分がよく一致した。 J_c の不均一性の影響により J_c が局所的に低下している線材の一部分に電界が集中した結果、局所的に発熱が起こり、コイルの巻線部の最高温度と最低温度に隔たりが発生したと結論付けられる。

Table. 1 Design results of SFCL

Applied voltage (DC)	300 [V]
Average critical current	130 [A]
REBCO coil diameter	7 [cm]
Coil height	14 [cm]
Number of turns	10

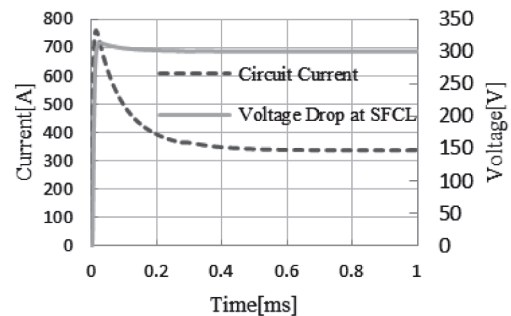


Fig.1 Fault current and voltage drop at SFCL REBCO coil

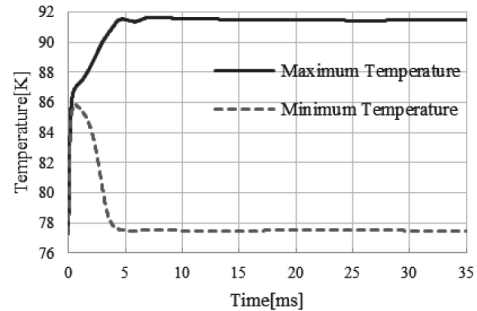


Fig.2 Maximum and minimum temperature of REBCO coil 93.15 [K]

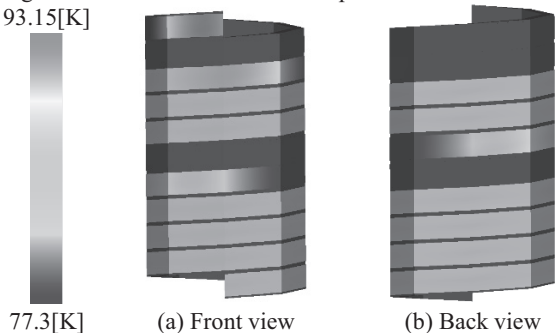


Fig.3 3D temperature distribution on SFCL REBCO Coil

4. 謝辞

本研究の一部は科学技術振興機構(JST)の産学イノベーション加速事業[戦略的イノベーション創出推進]の支援によって行われた。

参考文献

- H. Ohsaki, et al.: IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 19, no. 3(2009) p.1818-1822
- 銭 可楨ら: 第 95 回 2017 年度秋季低温工学・超電導学会講演概要集 1P-p06

ハードウェア閉ループ試験による局所臨界電流分布を有する RE-123 線材の限流特性の評価

Characterization of Fault Current Limiting Properties is RE-123 Coated Conductor with Inhomogeneous Local Critical Current Distribution Based on Hardware-in-the-loop Simulation

田島 正博, 東川 甲平, 井上 昌睦 (九大); 福本 祐介, 富田 優 (鉄道総研); 木須 隆暢 (九大)

TAJIMA Masahiro, HIGASHIKAWA Kohei, INOUE Masayoshi (Kyushu Univ.);

FUKUMOTO Yusuke, TOMITA Masaru (Railway Technical Research Institute); KISS Takanobu (Kyushu Univ.);

E-mail: m.tajima@super.ees.kyushu-u.ac.jp

1. はじめに

限流器は既存システムの保護のみならず機能性の向上に大きく資することが期待されている。限流効果とは電力系統と超伝導限流器(SFCL)の相互作用によるものであるため、相互作用を把握し、設計することが必要とされていた。そこで、我々はリアルタイムデジタルシミュレータ(RTDS)を用いたハードウェア閉ループ試験(HILS)により、RE-123 線材と電力系統との相互作用の把握に成功している^[1]。一方で、RE-123 線材に関しては、臨界電流の均一性という観点からは応用上注意すべき点も残されており、これが限流器応用に与える影響については十分に把握されていない。そこで本研究では、ハードウェア閉ループ試験により、局所欠陥を導入した RE-123 線材の限流特性を線材内部の挙動を含め評価した。

2. 方法

直流き電鉄道系統を対象に SFCL を導入することを想定した HILS の概略図を Fig. 1 に示す。実規模系統の解析は RTDS で行い、超伝導ハードウェアとの電流と電圧の瞬時値信号のやり取りをリアルタイム(50 μs ごと)に行うことで、実際の超伝導線材の特性を SFCL の特性として系統解析に反映することが可能となる。その際に、規模調整を行うことで電界強度と電流密度の大きさを維持したまま小型の超伝導ハードウェアを用いて実規模相当の系統内挙動を評価することができる。具体的には、電流容量の比から通電電流を調整し、線材長の比からハードウェアの発生電圧を SFCL の発生電圧に換算して系統へフィードバックする。以上により、電流密度と電界降下を実規模器と揃えた線材の特性が反映される。本報告では市販の RE-123 線材に局所欠陥を導入した模擬試料(Fig. 2)を用いて、限流動作時の線材内部の電圧を観測することにより、局所臨界電流分布による限流効果への影響を評価した。

3. 結果・考察

き電線が 0.2 s で地絡し、0.4 s で遮断器によって事故箇所が切り離されること想定した際の電流波形を Fig. 3 に、各区間における発生電界の波形を Fig. 4 に示す。負荷率依存性を評価するため、線材長が 6.4、1.2、0.4 km の 3 つの規模を検討した。Fig. 3 より、SFCL を導入することで事故電流を大幅に低減できていることがわかる。Fig. 4 より、負荷率の低い線材長 6.4 km の場合には、区間 3 の欠陥部のみで電圧を発生して限流を行っている。また、負荷率を高くした線材長 1.2 km の場合には、欠陥部である区間 3 だけでなく健全部である他の区画も電圧を発生して限流効果に寄与している。さらに負荷率の高い線材長 0.4 km になると、全ての区間がより均一に電圧を発生して限流効果を行っている。以上より、本手法を用いることで、局所臨界電流分布を有する RE-123 線材の限流特性を、負荷率依存性を含めて評価できた。

謝辞

本研究は、JST の戦略的イノベーション創出推進プログラム(S-イノベ)の一環として実施したものである。

参考文献

- [1] K. Higashikawa et al., IEEE Trans. Appl. Supercond. 26 (2016) 540210.

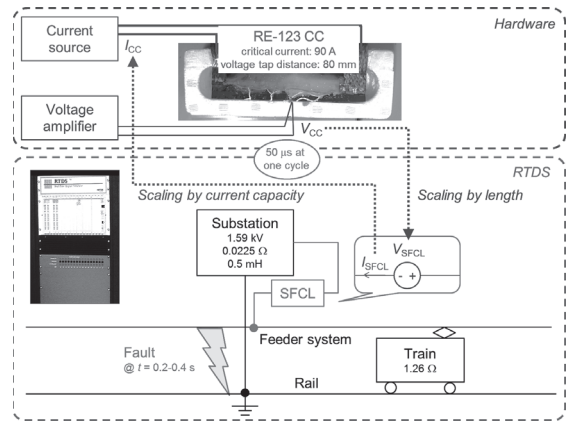


Fig. 1. Model for HILS using RE-123 coated conductor for SFCL in a railway DC feeder cable system.

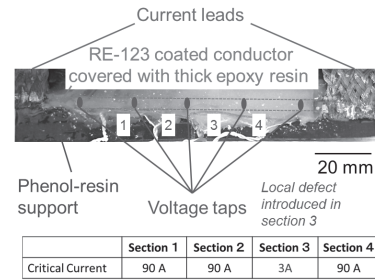


Fig. 2. Schematic and specifications of the sample.

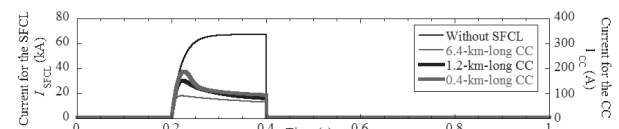


Fig. 3. Time variation of current for various lengths of the CC assumed for the SFCL using HILS.

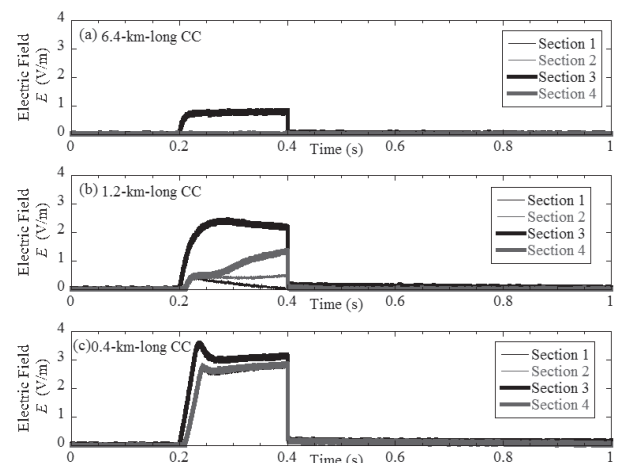


Fig. 4. Time variations of local voltages measured for four 20-mm-long sections at fault current limiting operation using HILS at each length (a) 6.4 km, (b) 1.2 km and (c) 0.4 km.

直流電気鉄道き電系用超電導ケーブルのための小型電流リードの基礎検討

Study on Compact Current Leads of Superconducting Cables for DC Electric Railway Feeding Systems

三浦 裕太, 寺尾 悠, 大崎 博之(東大); 石原 篤, 福本 祐介, 富田 優(鉄道総研)

MIURA Yuta, TERAU Yutaka, OHSAKI Hiroyuki (UTokyo); ISHIHARA Atsushi, FUKUMOTO Yusuke, TOMITA Masaru (RTRI)
E-mail: miura@ohsaki.k.u-tokyo.ac.jp

1. はじめに

直流電気鉄道のき電系で課題となっている電圧低下や回生失効への対策として、鉄道用超電導ケーブルの導入が研究されている[1]。しかし、超電導ケーブルシステムの端末部(図1)は冷却機構や熱応力低減対策等の関係から、常電導ケーブルの端末部よりも大きくなるため、鉄道用への導入を考えた場合は端末部の小型化が重要である。本研究では、超電導ケーブルシステムの要素技術の中の、常温から極低温をつなぐ電流リード部について熱解析・電界解析によって端末部の熱的特性・絶縁特性を評価し鉄道用超電導ケーブル端末の基礎検討を行った。

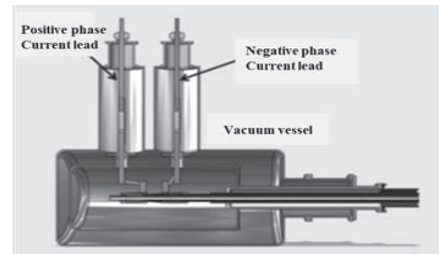


Fig.1 An example of superconducting cable terminals for DC electric railway

2. 間欠通電時の電流リード熱解析および電界解析

2.1 熱解析

鉄道用超電導ケーブル端末部電流リードの熱解析について、図2のような間欠通電を単純化した電流[2](10 kAを2分通電し2分間隔で入切)を、端末部の電流リードに通電した状況を仮定し次式のような非定常熱伝導方程式を用いた解析により、電流リードの径がどこまで細くなるかの検討を行った。なお、長さは1 mで固定した。ここで、 k は熱伝導率、 ρ_M は質量密度、 C_p は定圧比熱、 A は導体断面積、 ρ_E は電気抵抗率、 $I(t)$ は通電電流である。

$$\rho_M C_p \frac{dT}{dt} = kA \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \rho_E \frac{I^2(t)}{A} \quad (1)$$

図3のような熱解析結果より、本通電パターンの場合、電流リードを流れる電流が間欠であるため、熱侵入が最も小さくなる最適導体径を直径60 mmまで細くできることが分かった。

2.2 電界解析

鉄道用超電導ケーブル端末部の真空断熱層へ、断熱材などからのアウトガス発生による圧力上昇が生じ、気圧が100 Paまで上昇した時の絶縁耐力と端末部最大電界強度を調べた。電流リードの半径は熱解析結果に基づき直径60 mmとし、電気設備の試験電圧に基づき、印加する電圧は運転電圧1500Vの3倍である4500 Vを印加する。また、絶縁性能評価のためにパッシェンの法則に基づく絶縁破壊電界を用いる。また、絶縁層径を小さくするために、気体絶縁層の径を直径267.8 mmを140 mmまで小さくした時の最大電界強度について解析を行った。ここで、窒素ガスのA値は $0.14 \text{ Pa}^{-1} \cdot \text{mm}^{-1}$ 、B値は $0.21 \text{ V} \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{mm}^{-1}$ であり、 p は気体圧力、 d は絶縁距離である。

$$E_s = \frac{Bp}{\ln(Apd)+C} \quad [\text{V/mm}] \quad (2)$$

図4の電界解析結果より、真空絶縁層の圧力上昇が起こった状況を想定した場合の真空絶縁層の小型化の限界は直径156 mmという結果になった。

3. まとめ

鉄道用超電導ケーブルシステムのための電流リードについて、電流リード最適径の検討、真空絶縁層に圧力上昇が生じた場合を想定した小型化等の基礎検討を行った。検討した通電パターンの場合、電流リード最適径を60 mm、真空断熱層の直径が最小156 mmとなった。

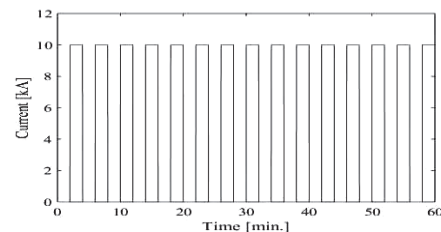


Fig.2 The intermittent energization pattern examined

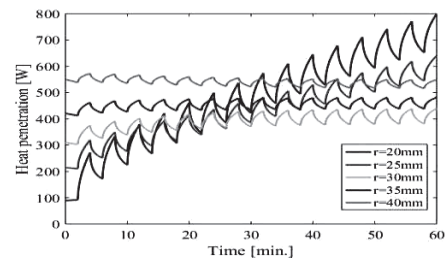


Fig.3 Low temperature edge penetration heat in the investigated energization pattern

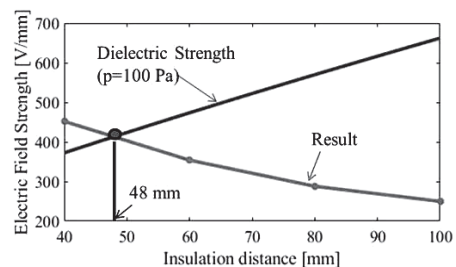


Fig.4 Breakdown electric field and electric field analysis result at 100 Pa pressure

4. 謝辞

この研究の一部は、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「運輸分野への高温超電導適用基盤技術開発」により委託・支援を受けて実施したものである。

参考文献

1. M. Tomita, J. Cryo. Super. Soc. Jpn. Vol. 48, No. 11 (2013) pp. 562-568
2. M. Tomita, J. Cryo. Super. Soc. Jpn. Vol. 49, No. 6 (2014) pp. 307-310

直流電気鉄道用超電導き電ケーブルに向けた電流リード端末の開発

Development of the superconducting feeder cable terminal for DC electric railway

福本 祐介、鈴木 賢次、荒井 有気、石原 篤、赤坂 友幸、小林 祐介、恩地 太紀、富田 優(鉄道総研)
 FUKUMOTO Yusuke, SUZUKI Kenji, ARAI Yuki, ISHIHARA ATSUSHI, AKASAKA Tomoyuki, KOBAYASHI Yusuke,
 ONJI Taiki, TOMITA Masaru (RTRI)
 E-mail: yfuku@rtri.or.jp

1. はじめに

直流電気鉄道における変電所間隔は、き電方式、線路条件、電気車出力、運転条件、電源事情などによって異なる。車両に電気を送るためのき電線は、電気抵抗があるため、流れる電流に応じて電圧が低下する。そのため、変電所間隔は、都市間を結ぶような路線で 10~15km、都市圏の路線で 3~5km 程度であり、路線に多くの変電所が設置されている。

鉄道総研では、電気抵抗に起因する直流電気鉄道の課題解決を目的として、直流電気鉄道用超電導き電ケーブルの開発を行っている[1]。今回、極低温部に配置する超電導き電ケーブルと常温部に配置されている既設き電線の接続箇所に必要となる電流リード端末について、設計検討を実施した。

2. 設計検討

直流電気鉄道の要求仕様として、定格電流 5kA、耐電圧 5.5kV およびインパルス耐電圧 20kV を満足するものとし、課電部となる電流リード周辺について構造検討し、電界解析を実施した。液体窒素中に配置されることもあり、電流リード周辺はボイドレス FRP で覆い、ボルトなどの突起物への電界集中軽減のため、アルミ筒で覆うことや FRP 製ボルトを採用するなどして対応した。インパルス 20kV 課電時における電界解析の結果、最大電界は 2.8kV/mm となり、空気の耐電圧 (3kV/mm) 以下となることを確認した。

また、使用する電流リードは、極低温部からの伝熱により表面温度が低下し、霜が付着して耐電圧性能が低下する可能性があるため、無通電時の電流リードの温度分布について伝熱解析を実施した。電流リードの大気側の接続部には定格 5kA(2500mm²)の電線 1m が接続されていることを前提とし、絶縁碍子部は大気開放と同等の熱侵入があるものとした。検討結果を図1に示す。電流リードの大気側接続部の温度は 12℃ と見積もられ、0℃ 以上となることから、無通電時においても霜の付かない状態で運用できると考えられる。

3. 耐電圧試験

設計結果をもとに電流端末を製作した(図2)。空气中及び液体窒素充填時のそれぞれにおいて、耐電圧試験(AC5.5kV、10 分間)および耐インパルス試験(±20kV、3回)を実施し、絶縁破壊などの異常のないことを確認した。(図3)

謝辞

本研究の一部は、国土交通省の鉄道技術開発費補助金を受けて実施した。また、本研究にご協力いただいた古河電気工業株式会社の福島弘之氏に謝意を表す。

参考文献

1. M. Tomita, et al.: Energy 122(2017)579-587

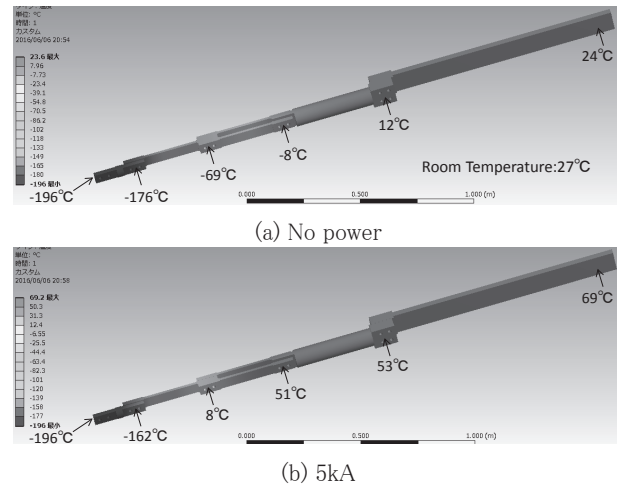


Fig.1 Results of heat transfer analysis

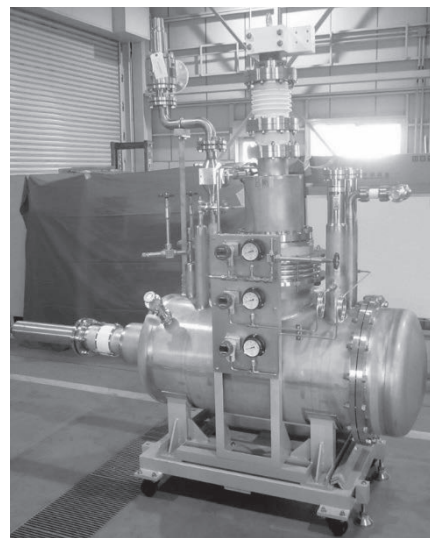


Fig.2 Photograph of the superconducting feeder cable terminal

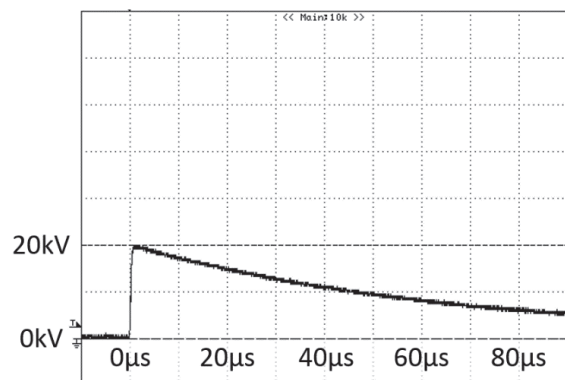


Fig.3 Waveform of Impulse voltage

直流鉄道き電系用超電導ケーブルに対する短絡故障の影響の検討 Study on influences of short-circuit accidents on superconducting power cables for DC electric railway feeding systems

方 是也, 寺尾 悠, 大崎 博之(東大); 富田 優(鉄道総研)

FANG Shiye, TERAU Yutaka, OHSAKI Hiroyuki (Univ. of Tokyo); TOMITA Masaru (RTRI)

E-mail: fisty@ohsaki.k.u-tokyo.ac.jp

1. はじめに

直流電気鉄道のき電系で課題となっている電圧降下や回生失効への対策として、直流超電導ケーブルの導入が期待されている。しかし、超電導ケーブルは長尺化する際に、ケーブル全体が一定温度以下に保たれ、安全に運用される必要がある。本研究では、短絡故障が起きた際に超電導ケーブルに流れる故障電流、及びその電流による温度上昇について解析を行った。

2. 超電導ケーブル・き電系モデル

本研究で用いた路線モデルを図1に示す。SS1~SS5が変電所、SC1~SC4が超電導ケーブルを表している。変電所はそれぞれ、低電圧源、抵抗、インダクタンスで構成され、き電回路は抵抗とインダクタンスで構成されている。電気回路モデルは、超電導ケーブルを超電導層と銅保護層の並列、超電導線を超電導層と安定化層の並列回路で与えている。また、自己インダクタンス成分も考慮している。超電導層の $V-I$ 特性は n 値モデルを用いて表している。

$$V = \begin{cases} V_c \left(\frac{I}{I_c}\right)^n, & I < I_c & n = 18 \\ V_c \left(\frac{I}{I_c}\right)^{n'}, & I \geq I_c & n' = 12 \end{cases} \quad (1)$$

ここで、 V_c は基準電圧で、 $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ の値を用いる。また、 I と I_c はそれぞれ電流と臨界電流を表す。短絡故障による故障電流は変電所から供給されるものが大部分を占めるため、変電所間の電気車の負荷や回生は無視できるものとした。短絡点はSS5の直下における完全短絡を想定し、接触抵抗とアーク電圧はゼロになるものとして解析を行った。

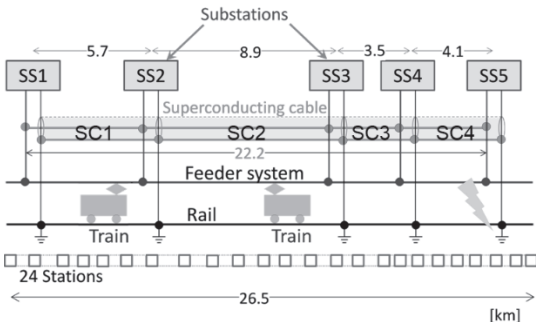


Fig. 1. Route model of DC railway system

3. 解析結果

時刻0に変電所5直下に短絡故障が起こり、超電導層における故障電流分布及び温度分布を図2、図3に示す。故障電流はおよそ臨界電流の3倍まで流れる結果となった。また、超電導層は2.0 s通電で100 K近くまで温度上昇しているが、比較的長い時間を想定しても超電導線材が焼損するほどの温度上昇にはつながらない結果となった。

故障電流は2.0 s間で流れ、その後遮断器によって遮断される。遮断後冷媒最大温度の遷移を図4で示している。冷媒はいったん温度上昇しているが、その後徐々に低下する様子を見て取れる。

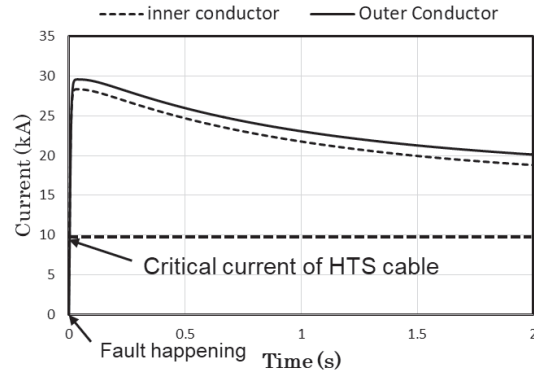


Fig. 2. Fault current of HTS layer in SC4

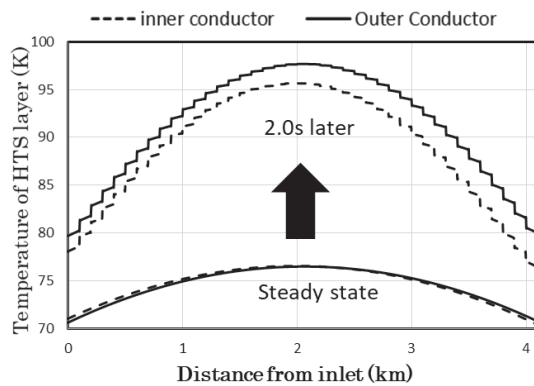


Fig. 3. Temperature distribution of HTS layer in SC4 during fault

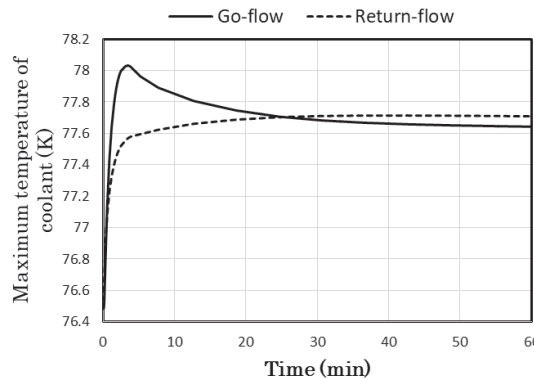


Fig. 4. Temperature transition of coolant in SC4 after fault.

4. まとめ

本研究では短絡故障が起きた際に、超電導ケーブルに流れる故障電流及びその故障電流による温度上昇について解析を行った。これらの結果から、短時間の短絡故障に対して、線材に損傷につながるような温度上昇にはならないと考えられる。

参考文献

1. H. Ohsaki, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol.25, No.3 (2015)

COMET Phase I 実験用冷却システム(1)

– 冷凍機システムの構築と試運転結果 –

Cryogenic system for COMET Phase I (1)

– Construction and cool down test results of refrigeration system for COMET Phase I –

大中 政弥(KEK), 岡村 崇弘(KEK), 大畠 洋克(KEK), 榎田 康博(KEK), 飯田 真久(KEK), 黒澤 宣之(KEK)
 MASAYA Onaka(KEK), TAKAHIRO Okamura(KEK), HIROKATSU Ohata(KEK), YASUHIRO Makida(KEK),
 MASAHIISA Iida(KEK), NORIYUKI Kurosawa(KEK)
 E-mail: moonaka@post.kek.jp

1. 緒言

高エネルギー加速器研究機構では、大強度陽子ビームを用いて 10^{-16} の分岐比でミュオンが電子に転換する事象を探索するCOMET実験(J-PARC E-21 実験)が進行中である。このプロジェクトはパイオン生成標的を内包し5Tを発生するミュオン捕獲ソレノイド、生成されたミュオンを3Tトロイダル磁場で輸送するための輸送ソレノイドならびに検出器ソレノイドから構成される。2015年から2017年にかけてこれらを冷却するための冷凍機システムの構築を行ってきた。本報では、冷却システムの概要、具体的な構築方法、冷凍機単体試運転の結果を報告する。

2. 冷却システムの概要及び構築方法

本システムの概要図を Fig.1 に、熱負荷など主要冷却パラメーターを Table 1 に示す。システムは地上部に中圧タンク、圧縮機、ヘリウム冷凍機、電流リードボックス (CLB) が設置され、地下ビームライン室には捕獲・輸送・検出ソレノイドが設置される構成となる。冷却システムのコンセプトとしては、検出器ソレノイド、電流リードは小型冷凍機で冷却し、捕獲ソレノイド、輸送ソレノイドはヘリウム冷凍機で生成される二相流ヘリウムで冷却する。このため、二相流ヘリウムを地上から地下へ輸送するための断熱4重配管 (TRT) が不可欠となり、冷却配管総長は Table 1 に示すとおり凡そ 130m 程度となる。本実験で想定される熱負荷は核発熱も含めて 74.5 W 程度、シールド負荷は 520 W 程度である。そのためコスト削減の観点から、中圧タンク、圧縮機、ヘリウム冷凍機はほぼ同等の冷凍能力をもつ J-PARC E36 実験で使用していたものを移設し、再利用する [1][2]。ただしこのヘリウム冷凍機は 1989 年に製造されたものであり、大部分は E36 実験のために 2012 年度から 2014 年度にかけて老朽化対策を施したものの、温度センサ (CLTS) は当時問題がないと判断しそのまま流用したが、E36 実験時において低温到達時の温度センサの応答性に問題があることが発覚したため、今回は温度センサの交換を行った。

現時点において、CLB を除く地上設備は大凡完成し、輸送ソレノイドは地下に既に設置されているが、CLB、TRT ならびに残りの超伝導磁石は現在設計段階である。そのため今回は超伝導磁石、CLB や TRT の冷却を含むものではなく、①移設後の高圧・低圧ラインなどの配管設計を含むシステム健全性の検証、②低温時の温度センサの応答性の確認、③冷凍能力の実測値を得ることを目的に冷凍機単体における冷却試運転を行った。

3. 試運転の結果

Fig.2 に冷凍機単体冷却試験時の冷却トレンドを示す。図示するように、冷却開始からヘリウム冷凍機内の気液分離槽の液位が 60%前後で安定になる定常状態まで凡そ 6 時間ほど要している。これは前回の E36 のときとほぼ同じ時間であるが、二つの温度センサの低温時の応答性が依然として悪いことを確認した。一方で冷凍能力測定では、マグネット側の負荷がないため、これを模擬するためにヘリウム冷凍機内に設置

されたヒーターを用いてシールド熱負荷を最大で 450W まで印加した状態で測定した。測定値は 110W (shield load=450W 時) となっており、130W であった前回の測定 [2] と比べて冷凍能力の劣化が見られたがシステムとしては仕様値以上であり、冷凍機単体システムとしての健全性は確認された。システムの詳細 Flow 図、測定方法の詳細ならびに温度センサの応答性の劣化など調査し再冷却試験を行った結果については当日報告する。

Table 1 Cryogenic load and brief parameters for COMET Phase I

熱負荷 (4.5 K/80K)	74.5 W / 520 W
冷却配管径/配管総長	20 mmΦ / ~130m
二相流必要質量流量	10 g/sec
二相流出口クオリティ	0.409
冷凍機	TCF-50
冷凍能力仕様値	90W @ (450W shield load)
冷却方式	二相流強制循環

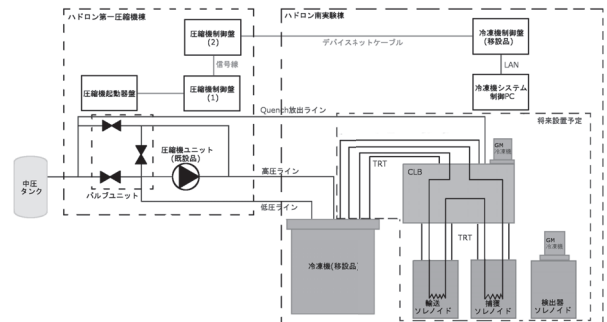


Fig. 1 Brief configuration on cryogenic system for COMET Phase I

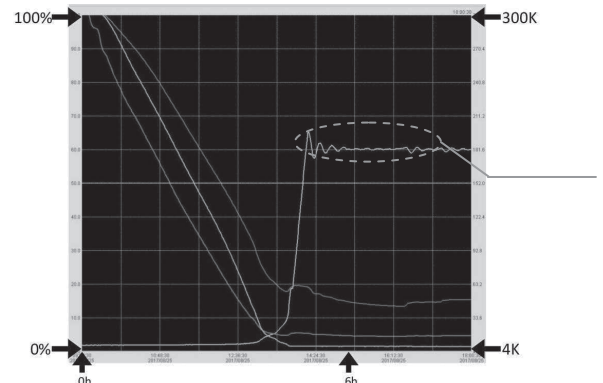


Fig. 2 Cool down trends of brief temperatures and LHe level during cool down operation and load measurement

参考文献

1. H. Ohhata, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 88 (2013) p.154
 2. H. Ohhata, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 92 (2015) p.84

高温超電導コイル冷却のための長距離ヘリウムガス循環システムの検討

A study of remote helium gas refrigerant circulation loop system for HTS coil cooling

三枝 郁, 岡村 哲至(東工大); 平野 直樹(中部電力); 中野 恭介, 平塚 善勝(住重)

SAEGUSA Kaoru, OKAMURA Tetsuji (Tokyo Tech); HIRANO Naoki (Chubu Electric Power Co.);

NAKANO Kyosuke, HIRATSUKA Yoshikatsu (SHI)

E-mail: saegusa.k.ac@m.titech.ac.jp

1. はじめに

超電導技術を産業利用する際、冷却対象となる超電導体の付近に冷凍機を設置できるとは限らない。超電導体の冷却を冷凍機から伝熱板を介した固体熱伝導で行うと、温度勾配が発生し思うような冷却が得られない、さらには超電導体が均等に冷えずに性能が安定しないといった問題が生じる可能性がある。そこで本研究では長距離冷却を対象として冷凍機冷却によるヘリウムガスを循環させる間接的に超電導コイルを冷却する方法と冷凍機から固体伝熱板を介し、熱伝導で冷却する方式とを一次元数値解析を用いて比較を行った。

2. 解析モデルおよび解析方法

ヘリウム循環冷却システムの概要図を Fig.1 に示す。システムを循環する冷媒ガスは対向流型熱交換器によって予冷される。その後 GM 冷凍機でさらに 20 K レベルまで冷やされたガスが冷却対象となるコイルを冷却する。この冷却システムは、ガス流路を内径 6.4 mm, 戻りガスとの予冷熱交換器を内管内径 6.4 mm, 内管外径 8 mm, 外管内径 10 mm, 長さ 60 m (行き戻りで計 120 m の流路) のらせん二重管熱交換器を設定した。また、冷凍機として 20 K で冷凍能力 40 W の性能を持つ住友重機械工業の RDK-500B と同等の能力と仮定し、この冷凍機と熱交換器した後、内径 6.4 mm の冷媒管を通り、Fig.1 中の x [m] 先にある冷却対象となるコイルを冷却する。解析では質量流量は一定として計算を行い、境界条件としてコンプレッサ部におけるヘリウム温度为 300 K, 吐出圧力を 2.0 MPa とした。次に、固体伝導冷却システムの概要図を Fig.2 に示す。伝導冷却では、同様の冷凍機で純アルミニウム伝熱板を介して、 x [m] 先のコイルを冷却する。アルミ伝熱板は幅 120 mm とし、伝熱板長さ x と厚さ z をそれぞれ変化させた。一次元数値解析の支配方程式はそれぞれエネルギー保存方程式を用いた。またコイルの温度が一定になったところでコイルに熱負荷を印加させ、その温度変化を冷却方式ごとに求めた。Table 1 にそれぞれの冷却方法の計算条件の概要を示す。

3. 解析結果と考察

コイルに与えた熱負荷とコイルの温度の関係を図 3 に示す。Fig.3 中の C.C. は固体伝導冷却, H.C. はヘリウム循環冷却を示す。循環冷却では、冷凍機からコイルまでの距離 x が 1 ~ 10 m において結果に大きな差異が見られなかった為、代表して $x = 10$ m の際の結果を示す。これはヘリウム温度が 20 K レベルになり密度が大きくなることで流速が小さくなり、管内流体摩擦による温度上昇がほとんど無視できるようになったためである。伝導冷却では $x = 1$ m, $z = 20, 50$ mm のときを除いて、コイル温度が 20 ~ 30 K を超えると熱負荷に耐えることができなくなり、比較的低い熱負荷であってもコイル温度が急上昇している。これはアルミ伝熱板の熱拡散率が 30 K 付近で急激に低下することが原因である。一方、循環冷却では、熱負荷に対して線形的な温度変化を示しており、冷却性能は安定している。また、伝導冷却では $x = 10$ m において、最大で 35 W の熱負荷までコイルを 50 K 以下に保つことができるのに対して、循環冷却では $x = 10$ m, 質量流量 0.5, 1.0 g/s のとき 60 W の熱負荷に対して、コイル温度を 50 K 程度に保つことができ、この場合、循環冷却の方が適していることが伺える。しかし伝導冷却の $x = 5$ m, 0 ~ 50 W の熱負荷, $x = 10$ m, 0 ~ 35 W

の熱負荷において循環冷却と比較してコイル温度を低く保つことができ、伝導冷却の方が優位である。また、循環冷却では質量流量の増加に伴い、同じ熱負荷に対する温度の最適点が存在することが分かる。質量流量 0.5, 1.0 g/s の場合を比較すると 60 W の熱負荷に対するコイル温度はほぼ等しいのにも関わらず、質量流量の小さい 0.5 g/s の方が低熱負荷時にコイル温度を低く保っている。これは質量流量が多くなることで熱交換器などの常温から極低温の間の区間で管内流体摩擦が大きくなり、それが熱負荷になったためである。

4. まとめと今後の展望

長距離冷却における固体熱伝導冷却に対するヘリウム循環冷却の優位性とヘリウム循環冷却には同じ熱負荷に対する温度の最適点が存在することを明らかにした。今後の展望として、実際に循環冷却装置を製作し、冷却部に熱負荷を加え、それに対する温度の変化の実験的な測定を予定している。

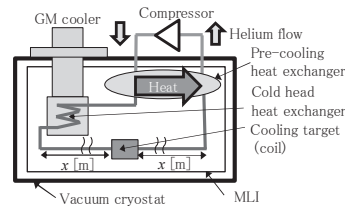


Fig. 1 Analytical model of remote helium circulation loop cooling system

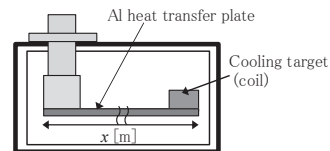


Fig. 2 Analytical model of conduction cooling system

Table 1 Calculation condition

Cooling method	Helium loop cooling	Conduction cooling
Distance between GM cooler and coil x [m]	1, 5, 10	1, 5, 10
Mass flow rate m [g/s]	0.1, 0.5, 1.0	-
Thickness of heat transfer plate z [mm]	-	10, 20, 50

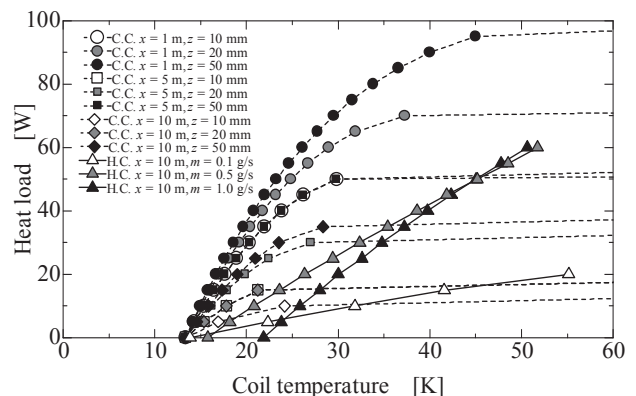


Fig. 3 Analysis results of heat load vs. coil temperature

高温超電導電力ケーブルの液体窒素循環冷却に関する予備的検討

Preliminary Discussion about Liquid Nitrogen Circulation Cooling in HTS Power Transmission Cables

只熊 健太, 松川 一弘 (九大); 上岡 泰晴, 石山 敦士 (早大); 今川 信作 (核融合研); 中村 武恒 (京大); 平井 寛一, 尾崎 信介 (大陽日酸)

TADAKUMA Kenta, KAJIKAWA Kazuhiro (Kyushu Univ.); KAMIOKA Yasuharu, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.); IMAGAWA Shinsaku (NIFS); NAKAMURA Taketsune (Kyoto Univ.); HIRAI Hirokazu, OZAKI Shinsuke (TNSC)

E-mail: tadakuma@sc.kyushu-u.ac.jp

1. はじめに

高温超電導 (HTS) 線を用いた電力ケーブルの研究開発が国内外で実施されている[1,2]。しかし、長尺な HTS ケーブルの冷却には液体窒素の循環ポンプが必要であるが、実用化に要求される吐出圧とメンテナンス間隔をもつ高効率なポンプはまだ開発されていない。そこで、我々のグループでは、低温磁気軸受と超電導モータで構成される低温液体ポンプの開発を目指している。本研究はその一環として、既存の HTS ケーブルの冷却配管をモデル化し、これにサブクール液体窒素を循環させた際の圧力損失や温度分布を予備的に評価した。

2. HTS ケーブルの緒元

我々が開発を目指す HTS ケーブル用の液体窒素循環ポンプは、吐出圧が 1 MPa、ポンプ出口 (ケーブル入口) の体積流量 q_0 と温度がそれぞれ 100 L/min, 65 K である。この場合、質量流量 \dot{m} ($=\rho q_0$) は 1.43 kg/s となる。 ρ は液体窒素の密度であり、圧力にはほとんど依存せず、温度のみで決まる[3]。

循環冷却するサブクール液体窒素の圧力損失および温度分布を評価するためには、HTS ケーブルや冷却配管の構造や寸法を予め決定する必要がある。HTS ケーブルは一般に交流用と直流用に分けられる。また、交流用 HTS ケーブルの構造は、三芯一括配置、三相個別配置、三相同軸配置等がある。さらに、冷却配管として、従来のコルゲート管を代替するものとして、直管の使用も検討されている[2]。そこで、想定される構造を極力網羅した典型的な HTS ケーブルと冷却配管をモデル化するために、東京電力、住友電工、前川製作所を中心に実施された三芯一括交流ケーブルの研究開発 (通称: 横浜プロジェクト) [1]と、中部大を中心に実施された一芯直流ケーブルの研究開発 (通称: 石狩プロジェクト) [2]を参考とした。モデルケーブルの構造図をそれぞれ Fig. 1(a), (b) に示す。

3. 圧力損失および温度分布の評価

高低差や湾曲、継ぎ目等がない場合、HTS ケーブル配管の単位長さ当たりの圧力降下 Δp を、次式により評価できる。

$$\Delta p = \frac{\rho u^2}{8A_{ff}} (f_1 P_1 + f_2 P_2) \quad (1)$$

ここで、 u は流速、 A_{ff} は流路断面積、 f_1, P_1 はそれぞれ HTS ケーブル表面の摩擦係数と濡れぶち長、 f_2, P_2 はそれぞれ配管内面の摩擦係数と濡れぶち長である。また、HTS ケーブルにおける単位長さ当たりの全熱損失 W は、侵入熱を W_H 、交流損失を W_{AC} 、誘電損失を W_D 、圧力損失を W_P とすると、交流用途の場合 $W = W_H + W_{AC} + W_D + W_P$ 、直流用途の場合 $W = W_H + W_P$ と表せる。ここで、圧力損失 W_P は $W_P = \dot{m}\Delta p/\rho$ で与えられる。従って、平衡状態を仮定すると、単位長さ当たりの温度上昇 ΔT は $\Delta T = W/(\dot{m}C_p)$ を用いて評価できる。ここで、 C_p は液体窒素の比熱である。

一例として、横浜プロジェクトにおける三芯一括交流ケー

ブルの質量流量 \dot{m} が一定と仮定した場合の圧力降下と温度上昇のケーブル長依存性を Fig. 2 に示す。ただし、ポンプ入口のサブクール液体窒素の圧力を 0.5 MPa と想定したため、ポンプ出口 (ケーブル入口) の圧力は 1.5 MPa となる。ケーブル長が約 3.5 km で温度が約 6.7 K 上昇する。

謝辞

本研究は、科学技術振興機構 (JST) / 先端的低炭素化技術開発 (ALCA) の支援により実施されたものである。

参考文献

1. S. Honjo, et al.: J. Cryo. Super. Soc. Jpn., Vol. 48 (2013) p. 553
2. N. Chikumoto, et al.: Abstracts of CSSJ Conference, Vol. 94 (2017) p. 139
3. Horizon Technologies: GASPAK v. 3.32

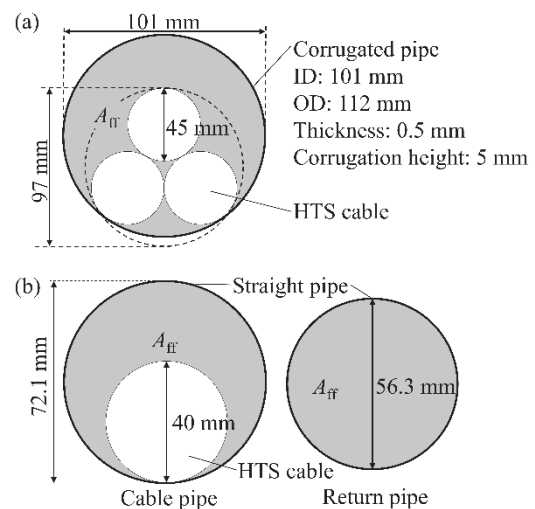


Fig. 1 Structures of HTS cables for (a) three-in-one type with corrugated pipe and (b) single-core type with straight pipe.

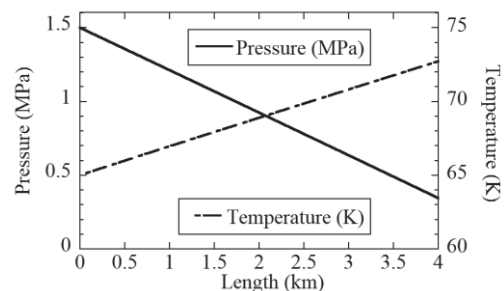


Fig. 2 Profiles of pressure drop and temperature rise along three-in-one HTS cable.

石狩超電導直流ケーブルのペルチェ電流リードの熱侵入量見積り

Heat leak estimation of Peltier current leads used in Ishikari project

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

1. Introduction

In recent years, considerable progress has been made in the development of HTS DC power transmission (PT) systems. Despite the fact that the Joule heating loss is practically absent in HTS DC cable, the energy, however, must be spent to remove heat that penetrates into the cryogenic zone from the outside. Among others, heat loss occurs through the current leads, which are usually designed for the high current. There is a large number of models of cryogenic current leads, but Wiedemann–Franz law limits their effectiveness. The alternative method to reduce significantly that loss is to use a Peltier element installed in series in the power circuit acting as a heat pump working against the natural heat flow. Peltier current leads (PCLs) were first applied for industrial purposes on 500 m long HTS DC PT line in Ishikari (Hokkaido).

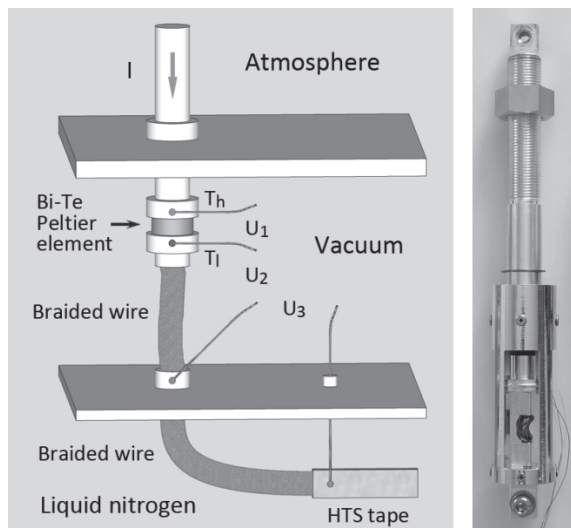


Fig. 1. Sketch of PCL and measurement points; PCL used with 500 m long HTS DC cable in Ishikari.

2. Experimental set up

The HTS DC cable is designed for a current of 5 kA and a voltage of 20 kV. It consists of 72 superconducting tapes wound into 5 layers. The operating current of tapes is about 143 A. Each tape is connected to the external power circuit by means of two individual PCLs. Therefore, in total 144 PCLs are installed on the terminal cryostats. Thermocouples and voltage taps allow us to measure temperatures of the upper (T_h) and the lower (T_l) sides of the Peltier element, the voltage at the Peltier element (U_1), the voltage drops across braided wires connecting PCL and feedthrough (U_2), and connecting feedthrough and HTS tape (U_3) at the individual current (I) measured by the external current transformer, as shown in Fig. 1. In addition, the voltage drop across each of the HTS tape is monitored also. Therefore, 936 PCL data channels should be analyzed. The data acquisition system is comprised of four Keithley 3706A multimeters equipped with 60-channel model

3724 FET multiplexer cards controlled by customized application written using LabVIEW software solution.

3. Results

Seebeck coefficients were estimated during cool down by measuring the voltage depending on the temperature difference (ΔT) applied between the warm and cold terminals of the de-energized Peltier elements. The average values of 189.1(3.7) and 176.7(2.4) $\mu\text{V}/\text{K}$ were obtained for n - and p -type elements within the interval from 228 to 276 K. The small spread of values confirms a good quality of PCLs.

During experiments total transport current varied stepwise from 0 to 5.0 kA; triangular waveform was used to achieve 6.0 kA. It should be noted that even at 6.0 kA the approaching to the cable critical current was not observed. Therefore, the process of the cable manufacture was robust enough.

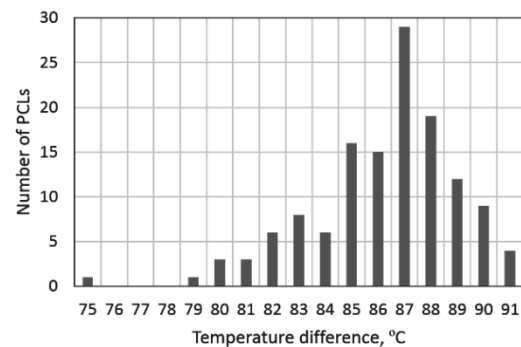


Fig. 2. Frequency distribution of ΔT at maximum PCL current of 5.0 kA.

In particular, ΔT maintained at the Peltier element at an operating current can characterize the efficiency of PCL. Information about this parameter for the array of PCLs can be visualized in a compact form by frequency distribution (see Fig. 2). Other temperature dependences obtained allow us to evaluate the operating time of the PCL in case of overload.

Even in idle mode heat loss reduces due to the high thermal resistance of the Peltier element. The measured single PCL heat loss at zero current was 2.6 W, whereas a standard optimized copper current lead would exhibit 5 W loss. Therefore, twofold decrease was confirmed, which is very important, for example, for railway applications.

References

1. S. Yamaguchi et al.: *Rev. Sci. Instr.* **75** (2004) 207–212
2. S. Yamaguchi et al.: *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **25** (2015) 5402504
3. Y. V. Ivanov et al.: *Phys. Procedia* **81** (2016) 187–190

Acknowledgement

This work was supported in part by the Japanese Ministry of Economy, Trade and Industry (METI).

サーモサイフォン熱スイッチの開発 Development of a thermosiphon heat switch

松本 拓也, 三木 孝史 (神戸製鋼所)

Takuya Matsumoto, Takashi Miki (KOBE STEEL, LTD.)

E-mail: matsumoto.takuya-1@kobelco.com

1. はじめに

冷凍機冷却式超電導マグネットは、液体ヘリウムの浸漬冷却式と比べて取り扱いがきわめて簡単なことから、広く普及してきている。一方で、特に大型マグネットでは初期冷却に数週間も要する場合があります、冷却時間の短縮が求められている。そこで、冷却時間を短縮するために熱スイッチが用いられる。我々は熱伝達特性の良いサーモサイフォンを利用した熱スイッチに着目し開発を進めている。[1]

先行文献[2]によると、サーモサイフォン熱スイッチにおいて、凝縮側の温度が液化ガスの3重点に達してしまうと固化が始まり、被冷却物が高温にも関わらずサーモサイフォンによる熱伝達が終了し熱伝達率が激減してしまう。そこで、凝縮側の温度を制御する必要であることがわかっているが、制御温度と熱伝達特性については十分に検証がされていない。

そこで、凝縮側の制御温度と熱伝達特性の関係を調べた。また、その結果をもとにヒータの制御温度を決定し、初期冷却の温度測定を行ったので、それらについて報告する。

2. 制御温度と熱伝達特性の関係

実験に用いたサーモサイフォン熱スイッチを Fig.1 に示す。作動流体として窒素ガスを高圧封入した。本熱スイッチの凝縮端を GM 冷凍機 1st ステージで冷却した。熱スイッチの熱流量を正確に評価するために、沸騰端にはヒータのみを取り付けた。凝縮側の制御温度と熱伝達特性を測定するために、熱スイッチ凝縮側の温度を一定に保ち、沸騰端温度とヒータ出力の関係を測定した。

沸騰熱伝達における熱伝達特性の測定結果を Fig.2 に示す。沸騰端温度が 230 K から 130 K の領域において、凝縮端温度による熱伝達量の差はほとんど無い。一方、130 K から 80 K の領域では、凝縮端温度が 65 K と 77 K の場合、膜沸騰から核沸騰への遷移と思われる熱量の増加が見られるのに対し、90 K では遷移が見られず、熱量がほぼ一定となることが分かった。90 K では膜厚が不十分であることから核沸騰への遷移が抑制されたと考えられる。[1]

3. 初期冷却

ヒータ制御を行わない場合について初期冷却の温度測定を行った (Fig.3)。沸騰熱伝達による熱伝達の増加が見られる (200 min) 一方、固化によってサーモサイフォンが終了し (320 min)、沸騰端が高温にもかかわらず熱伝達量が減少した。

次に、上端温度を 65 K に保つようにヒータ制御した場合における初期冷却の温度測定を行った。制御温度に 65 K を選択した理由は、核沸騰への遷移が発生し、かつ温度制御に伴うヒータ出力がより小さくて済むからである。ヒータ制御を行うことで、制御を行わない場合と比べて冷却時間を短縮することができた。冷却速度が増加した点の熱伝達量 (Fig.3 (b)) に着目すると、ヒータ制御後に熱伝達量のピークが観測された。このピークは、熱伝達量が沸騰曲線 (Fig.2) の核沸騰におけるピーク (Critical heat flux) と良く一致していることから、核沸騰熱伝達への遷移によるものと考えられることができる。

以上より、ヒータ制御を行うことで、サーモサイフォンの温度領域を延長し、さらには核沸騰熱伝達による熱輸送が可能となり、冷却時間の短縮が可能であることが分かった。

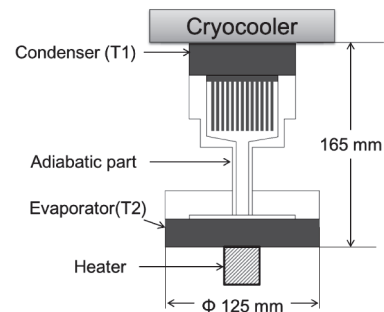


Fig.1 Schematic diagram of experimental apparatus.

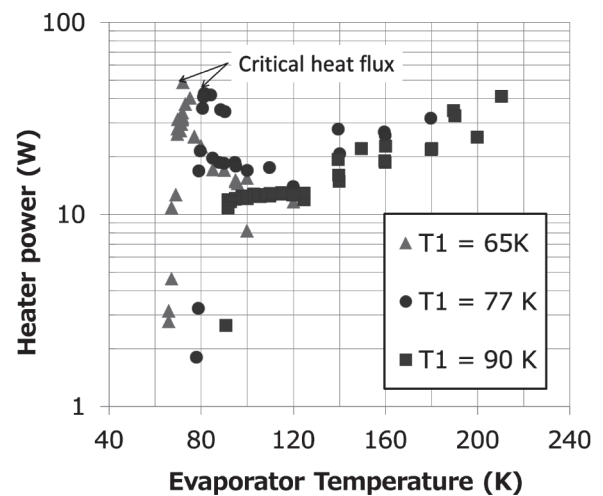


Fig.2 Heater power vs. Evaporator Temperature (T2) for different Condenser Temperature (T1).

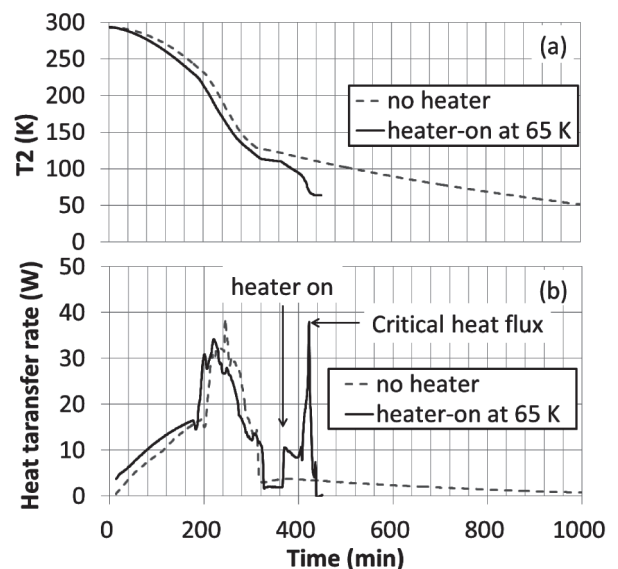


Fig.3 Cool-down history of the Evaporator and heat transfer rate for different heater control.

参考文献

1. T. Matsumoto, et al.: Abstracts of 1st Asian ICMC and CSSJ 50th Anniversary Conference p.118 (2016)
2. S. Jeong, et al. Cryogenics, Vol. 46, No. 10, pp. 705-710 (2006).

NMR 用高温超伝導コイルの適応を目指した熱電素子の通電性能の基礎研究

Basic research of thermoelectric element to charge HTS NMR magnets

安部 勇汰, 岡村 哲至(東工大); 高橋 雅人(理研)

ABE Yuta, OKAMURA Tetsuji (Tokyo Institute of Technology); TAKAHASHI Masato (RIKEN);

E-mail: abe.y.aq@m.titech.ac.jp

1. 背景

熱電素子の応用先として NMR が挙げられる。NMR は、超伝導コイルで励磁された高磁場を利用してタンパク質の構造解析をする装置である。高温超伝導コイルを励磁するに当り、熱電素子は、小型高出力の電源としての使用が期待される。更に、冷凍機を作用しただけで、自動的に温度勾配を与えられ、電圧を発生させられることが期待される。本研究は、熱電素子を用いた電源で 100A~200A 級の電流が流れ、超伝導コイルに励磁した時に 1T 級の磁場が励磁できるようにすることを目的とする。

2. 研究方法

本研究では、まず、銅ブロックを電極とし、P、N 型で 9 個ずつ熱電素子を Fig.1 のように並べ、銅ブロックにはんだ付けし、Fig.2 のような電源を作った。銅ブロックの上側は、ヒーターが貼付してあり、温める側なので、高温端側とする。下側は、極低温用の冷凍機と接触している銅板にボルトで取り付けることで直接冷却されるので、低温端側とする。低温端側は、P 型と N 型で分かれており、電気的に直列接続である。高温超伝導コイルに接続することを考慮し、高温端の温度が $T_H=136\text{K}$ で低温端側の温度が $T_L=77\text{K}$ の時に出力電流が $\geq 100\text{A}$ で、電源の内部抵抗が $R \leq 74\mu\Omega$ となるようにした。その結果、熱電素子の面積を $S=2.25 \times 10^{-4}\text{m}^2$ 、厚みを $L=2.7 \times 10^{-3}\text{[m]}$ とし、アスペクト比 L/S は、 $L/S=12$ となった。

次に、電源を Fig.2 のように電気的に開回路にし、その時の高温端温度 T_H [K] と P、N 型の低温端温度 T_L [K] とゼーベック起電力 V [mV] を測定して、ゼーベック係数 $\alpha (= \frac{V}{T_H - T_L})$ [mV/K] を求めた。ゼーベック係数 α [mV/K] は温度依存性があるため、高温端側にヒーター出力 $Q=1.3\text{W}$ を印加することにより、高温端温度と低温端温度の温度差 ΔT [K] を $0\text{K} \sim 8\text{K}$ にした。高温端温度 T_H [K] と低温端温度 T_L [K] の平均温度 T_{ave} [K] が $67\text{K} \sim 294\text{K}$ のゼーベック係数 α [mV/K] を測定した。その結果は、Fig.3 に示す。

電源の内部抵抗を確かめるために、YBCO(イットリウム系線材)の超伝導線で低温端側同士を Fig.3 のように短絡し、通電実験を行った。高温端側をヒーター出力 $Q=12\text{W}$ で加熱し、高温端の温度が $T_H=136\text{K}$ で低温端側の温度が $T_L=77\text{K}$ になるようにした。通電電流は $I=43.2\text{A}$ となった。この値から電源の内部抵抗を見積ると、設計時に見積った値の約 2.15 倍大きい値となっている。主な原因として、接触抵抗や銅電極の抵抗が見積りより大きくなっていることが予想される。

3. まとめ

本研究で目標とする 100A~200A 程度の通電に対して、今回作成した電源は、内部抵抗が設計値に対し、約 2.15 倍大きかった。これは、接触抵抗や銅電極の抵抗等が原因と想定され、熱電素子の性能を活かしきれていない。今後、銅ブロックと熱電素子の接触不良等の接触抵抗を減らし、銅ブロック形状を工夫し銅電極の抵抗を低くするよう改良する。



Fig.1 thermoelectric element

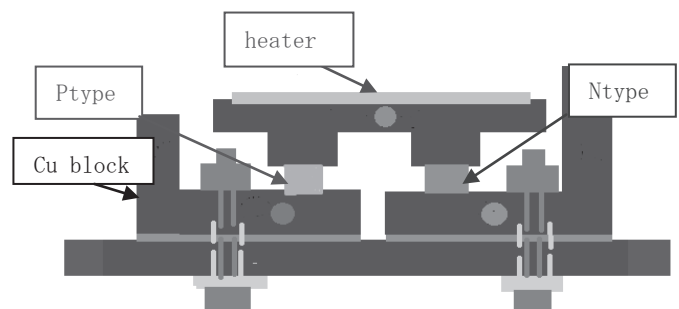


Fig.2 power supply

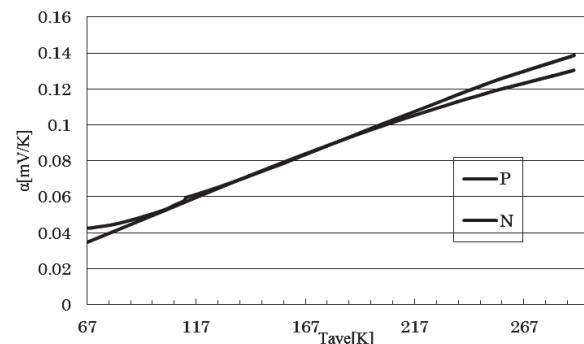


Fig.3 seebeck coefficient

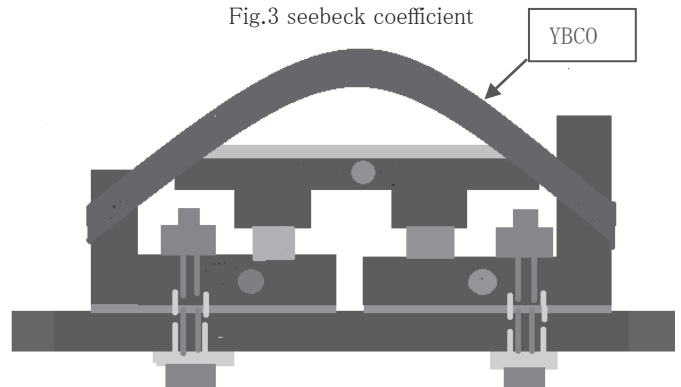


Fig.4 power supply connected YBCO cable

高放射率ニッケル-リン黒色コーティングの低磁性化の開発

Development of low magnetism Black coating of high emissivity of Ni-P type

高田 卓(核融合研); 有山 雄介, 池山 弘一(旭プレジジョン); 都丸 隆行(KEK); 長谷川 邦彦(東大院)
 TAKADA Suguru (NIFS); ARIYAMA Yusuke, IKEYAMA Kouichi (Asashi precision); TOMARU Takayuki (KEK); HASEGAWA
 Kunihiko (U. Tokyo)
 E-mail: takada.suguru@LHD.nifs.ac.jp

1. はじめに

高い放射率を持つニッケル-リン系の黒色コーティングは、放射冷却を必要とする極低温機器において有用である¹⁾。また、そのアウトガスの少なさ²⁾から KAGRA の極低温鏡懸架系には旭プレジジョン(株)で開発されたソルブラック(製品名)によるニッケル-リン-タングステン系黒色コーティングを採用している。KAGRA においては、防振の為に極低温鏡は細いファイヤファイバーでつるされるなど、熱リンクが十分に取れない為、輻射熱伝達による冷却にも気を配る必要がある。

しかしながら、ソルブラックコーティングはニッケルの微結晶に由来する僅かな磁化率を持ち、繊細なミラーの制御機構に影響を及ぼしてしまうことが問題となる。処理過程の最適化には、磁化測定・放射率測定が不可欠であり、製作を旭プレジジョンが担当し測定を筆者を含めた研究者が実施する形で開発がすすめられた。今回低磁性化に成功したソルブラックコーティングは KAGRA の磁性に敏感なエリアに適導入される。

2. ニッケル-リン黒色コーティング

ニッケル-リンの無電解メッキを下後、エッチングすることで凸凹面を形成する黒体としての性能を上げるという手順が、各社で製作されるニッケル-リン系の黒色コーティングの工程になる。本研究において用いたソルブラックはニッケル-リンのみではなくタングステンも加えたコーティングであるが、基本的な工程は同じである。磁性のみに着目すれば、リン含有率を変化させればニッケルの微結晶を作らないニッケル-リンコーティングが可能になるが、一方で反射率は高くなってしまいうトレードオフの関係にある。

3. 磁化測定

磁化測定については、カンタムデザイン社 MPMS を使用し ± 1 T, 5~300K において純アルミ上にコーティングされたソルブラックを従来品と低磁性化学品で比較した。磁化率の測定を行った。Fig.1, に示すように、磁化曲線は桁違いに改善している。値はアルミの磁化率をゼロとして、体積についてもアルミ分を排除して計算した値である。ごくわずかに残った磁化も Fig.2 で示すレベルであり、歩留まりについても問題にならない。Fig.2 におけるエラーバーは体積測定の測定誤差を反映したものである。SUS316L 上にコーティングした場合についても測定しており、母材によらず低磁性化が成功していることを確かめている。

また、Fig.2 で示した値は低磁性ステンレス NSSC130S の切子の磁化率と比べても 1 桁程度小さいことが確認できている。本実験とは別に測定されたワイヤークットで切り出した 5x5x3mm のバルク材²⁾と比べても約 1 桁小さい。

4. 放射率測定

放射率測定器(ジャパンセンサー社・TSS-5x)を用いて、本測定器は半球状黒体炉を持ち、2~22 μ m の波長において感度を持つ放射率計である。測定結果は従来品のソルブラックの放射率が 0.54、低磁性化したものが 0.48 となった。約 1 x 2 m の大きさの定盤にコーティングした場合も、 ± 0.03 程度のムラに入るほぼ均一な加工が実現している。

また、波長 1064nm のレーザーと、積分球を用いて Fig.3 のようなセットアップで表面の吸収率を測定した。この結果従来品が 0.97 程度、低磁性化学品が 0.86 となり低磁性化したソルブラックの方が低い。両測定とも従来品よりも低磁性化学品は高い放射率ではあるもののやや劣る。これは高い放射率を得る微視的な凸凹が低磁性化したソルブラックについては従来品に比べて小さいことが、この放射率の差を生んでいると考察される。

一方で、低磁性化学品の凸凹の少なさは工作時の切り粉や、ケガキ線を入れた際にも表面から粉のでない扱いやすい黒色コーティングという長所も持っている。低磁性化ソルブラックの開発の際の目標には入っていなかった項目であるが、磁性の有無に加えて、コンタミネーションの発生の少ない黒色コーティングが完成したと言える。

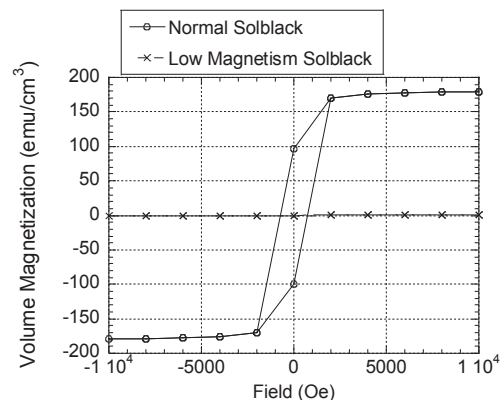


Fig.1 Comparison of Volume Magnetization at 5 K between normal and Low magnetism Solblack

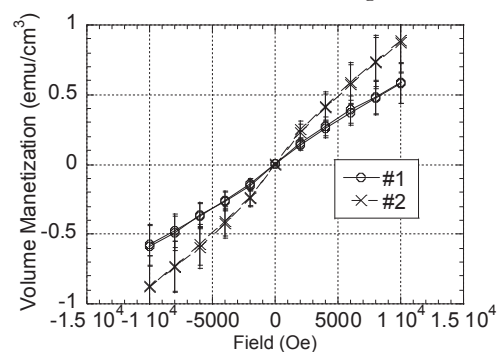


Fig.2 Volume Magnetization of Low magnetism Solblack on Aluminum at 5 K

参考文献

1. T. Tomaru, et al, Shinku, Vol. 48 (2005) No. 5 P 301-303(in Japanese)
2. C. Tohkoku, private communication

謝辞

磁化測定については、名古屋大学大学院理学研究科 V 研究室の協力を得て実施された。寺崎 一郎教授、山本 貴史氏の多大な協力に感謝します。