

GM 冷凍機の 2 段階蓄冷器内に挿入されたベークライト棒の効果(2)

— 2 台の GM 冷凍機の比較 —

Effects of an inserted bakelite rod in the 2nd stage regenerator of GM cryocooler (2)

— Comparison of two GM cryocoolers —

増山 新二, 鈴木 雄文, 長尾 望宏 (大島商船高専)

MASUYAMA Shiniji, SUZUKI Yuya, NAGAO Takahiro (Oshima National College of Maritime Technol.)

E-mail: masuyama@oshima-k.ac.jp

1. はじめに

われわれは、GM 冷凍機の 2 段階蓄冷器内にベークライトの丸棒を挿入した時の冷凍性能を評価している。前報[1]では、入力電力 1.3kW の冷凍機において、ベークライト棒を低温側半分に挿入する方式を実験的に検証した結果、粒状蓄冷材を単に充填する一般的な方式(以後、ノーマルとする)と比較し、蓄冷材の分量を 27%減らしても冷凍性能に影響を与えないことを明らかにした。そこで今回は、さらなる蓄冷材分量の減少を目指すとともに、入力電力が異なる 2 台の GM 冷凍機を使用し、性能の比較を行った。以下に、蓄冷器構造、ならびに実験結果を報告する。

2. 2 段階蓄冷器構造の概略と GM 冷凍機

ベークライト棒が挿入された 2 段階蓄冷器(蓄冷材充填部のみ)の概略図を Fig. 1 に示す。ベークライト棒は蓄冷器の同軸方向に挿入され、その長さは低温端から高温端までである。残りの空間には鉛(Pb)蓄冷材が充填されている。

GM 冷凍機には以下の 2 台を使用した。

- ① GM-1 モデル「冷凍機:RDK-101D(SHI), 圧縮機:CNA-11(SHI), 電気入力:1.3kW」
- ② GM-2 モデル「冷凍機:RDK-408D2(SHI), 圧縮機 C-300G(SUZUKISHOKAN), 電気入力:7.3kW」

各 GM モデルにおける、ベークライト棒の諸元、ならびにベークライト棒を挿入することで減少した Pb 蓄冷材の減少割合を Table 1 に示す。両モデルとも直径が異なる 3 種類のベークライト棒を挿入した。それらの直径は、Pb 蓄冷材減少割合が同程度になるように選択されてある。なお、ノーマル時における Pb 充填量は、GM-1 が 117g, GM-2 が 660g である。

3. 冷凍能力実験方法・結果

両 GM 冷凍機とも、動作周波数 1.2Hz で室温から運転され、各ステージの温度が安定した時を到達温度とし、その後、2 段階目ステージに取り付けてある電気ヒータにより定常熱負荷を加え冷凍能力を測定した。

冷凍能力の実験結果を Fig. 2 に示す。GM-1 モデル(Fig. 2(a))において、ベークライト棒の直径が大きくなるにつれて到達温度が若干上昇しているものの、9K 以上では、いずれのタイプにおいてもほぼ同じ冷凍能力を発揮している。つまり、Pb 蓄冷材を 62%減少しても、能力に大きな差が生じない。

GM-2 モデル(Fig. 2(b))においては、Bake 6 タイプでは若干の性能低下が見られているが、それ以外では、GM-1 モデルと同様な傾向を示している。つまり、GM-2 モデルでは、Pb 蓄冷材を 41%減少可能である。

4. まとめ

GM 冷凍機の 2 段階蓄冷器内にベークライト棒を挿入したときの冷凍性能を入力電力が異なる 2 台の冷凍機を使用して実験的に評価した。研究結果から、本構造は蓄冷材の分量を大きく減らしても冷凍能力には、ほとんど影響しないことが分かった。また、実験した 2 台の GM 冷凍機において同様な効果が得られていることから、本構造は、すべての 2 段階 GM 冷凍機に適用可能であることを示唆していると言える。

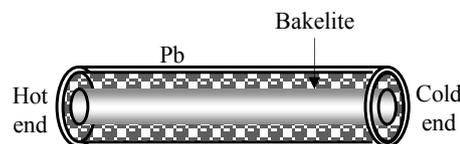
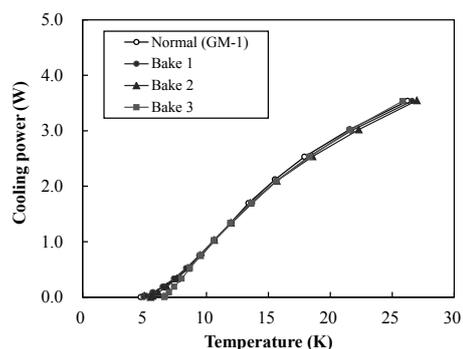


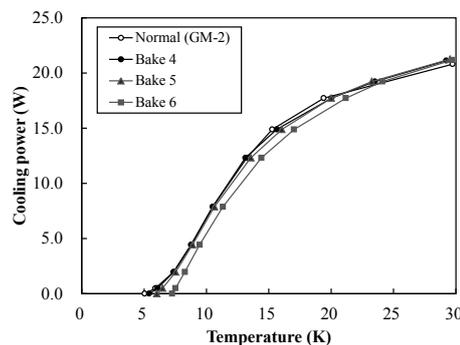
Fig. 1 Schematic of the 2nd stage regenerator housing with Pb spheres and a bakelite rod

Table 1 Specification of GM model, bakelite rod, and reduction rate of Pb weight

GM model	Regenerator type	Bakelite diameter (mm)	Bakelite length (mm)	Reduction rate of Pb weight (%)
GM-1 (1.3kW model)	Bake 1	7	100	19
	Bake 2	10		44
	Bake 3	12		62
GM-2 (7.3kW model)	Bake 4	15	140	21
	Bake 5	20		41
	Bake 6	24		61



(a) GM-1 model



(b) GM-2 model

Fig. 2 Cooling power results of GM-1 and GM-2 models

謝辞

本研究は、科学研究費助成事業(基盤研究(C)24561064)の一部により実施された。

参考文献

1. S. Masuyama, et al.: Abstracts of CSSJ Conference Vol. 86 (2012) p.83

冷媒移動量およびサイクル周波数が磁気冷凍特性に及ぼす影響

Influence of fluid displacement and cycle frequency on AMR refrigeration cycle

間間 大輔, 中込 秀樹(千葉大); 八木 亮介, 小林 忠彦, 加治 志織, 富松 師浩, 齋藤 明子(東芝)

MONMA Daisuke, NAKAGOME Hideki (Chiba University);

YAGI Ryosuke, KOBAYASHI Tadahiko, TOMIMATSU Norihiro, KAJI Siori, SAITO T. Akiko (Toshiba)

E-mail: monma@chiba-u.jp

1. はじめに

室温磁気冷凍技術は環境負荷の小さい未来の冷凍技術として期待が寄せられている。これまでの研究で、永久磁石を用いた AMR(能動的蓄冷型磁気冷凍)方式により、磁場1T、サイクル周波数0.5Hzで、室温付近から零下の温度生成を達成している[1]。一方、AMR サイクルのモデル計算から、さらなる冷凍性能の向上にはサイクルの高周波数化や冷媒移動量の適正化が有効であることが示唆されている。そこで、10Hz程度程度の運転が可能な回転型試験装置(Fig.1)を試作し、より高い周波数での AMR サイクルの実験を行った。本研究では、この回転型試験装置を使用し、冷媒移動量およびサイクル周波数が冷凍性能に与える影響を検討した。

2. 回転型試験装置

これまでの研究で用いた縦型試験装置では、リニア往復動作により磁場の印加/除去を実現するため、高い周波数の運転には不向きであった。本研究で使用した回転型試験装置は、磁石の連続回転で磁場動作を実現するため、10Hz程度程度の運転が可能である。また、磁場動作に同期したシリンダー動作で冷媒を駆動することで AMR サイクルを実現する。熱交換容器内には粒状の磁性材料と冷媒である純水が充填されている。さらに、冷凍出力を検討するため、低温端部にヒーターを設置した。熱電対は、両端部と材料充填部の中心にそれぞれ設置した。装置は断熱ボックス内にあり、環境温度を可変することができる。

3. 実験結果

計算から、高周波数化や冷媒移動量の適正化が冷凍能力の向上に有効であることが示されている(Fig.2)。そこで、環境温度を 16°C一定として、冷媒移動量、サイクル周波数を変化させて AMR サイクル特性を評価した。Fig.3 に実験結果を示す。縦軸は両端間の生成温度差、横軸はサイクル周波数とし、また冷媒移動におけるシリンダーの移動距離をパラメータとした。なお、シリンダーを 1mm 動作することで、材料充填部における冷媒が、充填部全体の約 4%移動する。また冷媒移動の流速は一定とした。この結果より、本装置を使用した場合、冷媒移動については、3mm程度が最適であることが示された。ピークをもつ原因として、冷媒移動量が多すぎると、AMR Bed内で両端の温熱と冷熱が混ざり合い温度差が減少することが1要因と考えられる。サイクル周波数については、3Hz程度が最適であることが示された。本実験では、流速を一定とし、磁性材料と冷媒の熱交換時間も同一としたため、これらはピークをもつ原因ではない。一方、冷媒移動量およびサイクル周波数を大きくすることにより、単位時間当たりの冷媒と磁性材料の衝突が増加し、この影響が懸念される。これらの関係性について、要素試験も行ったので詳細・考察は当日報告する。

本研究の一部は、(独)新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の委託業務として実施されたものである。

参考文献

1. T. Kobayashi, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 77 (2007) p.138

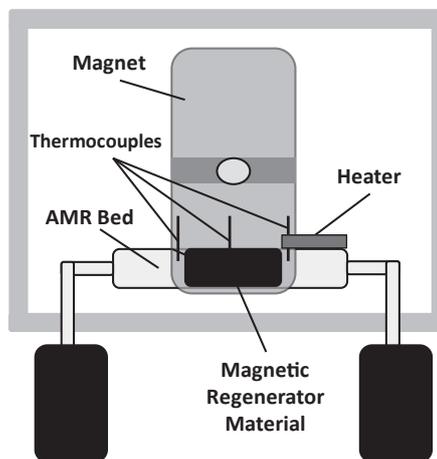


Fig.1 Schematic illustration of the experimental apparatus.

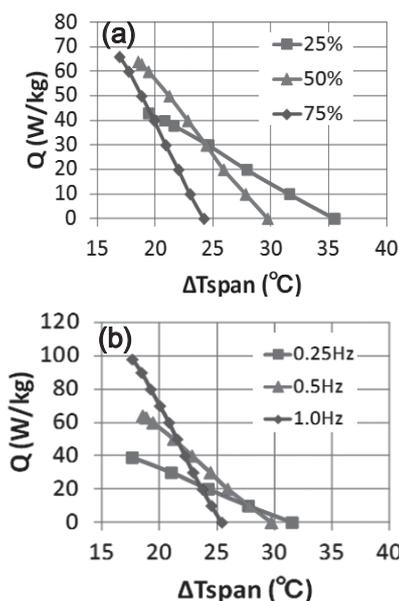


Fig.2 Relation between temperature span and heat road for (a) various fluid displacement, (b) frequency.

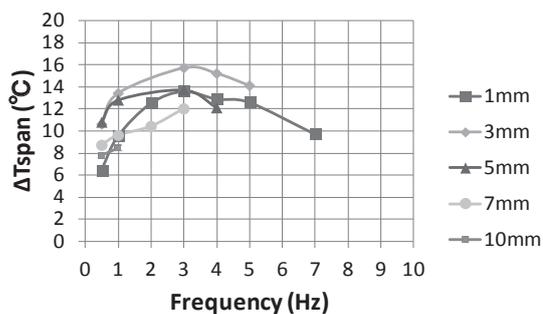


Fig.3 Relation between temperature span and cycle frequency in various fluid displacement.

4K パルス冷凍機における DC フローの評価試験 Investigation of Effects of DC Flow on a 4K Two-stage Pulse Tube Cryocooler

土屋 彰広, 許 名堯(住重)
TSUCHIYA Akihiro, Xu Mingyao (SHI);
E-mail: Akh_Tsuchiya@shi.co.jp

1. はじめに

ダブルインレット型や 4 バルブ型のパルスチューブ冷凍機においては蓄冷管、パルス管を循環する DC フローと呼ばれる流れが生成され、冷却性能に大きく影響を与えることが知られている⁽¹⁾。

DC フロー流量を最適化することでパルスチューブ冷凍機の冷凍能力改善が見込まれる。これを実現するためにパルス管高温端と圧縮機の低圧側配管をバイパスし、バルブによりバイパス流路を流れるガス流量を変化させることで DC フロー流量を調整し、冷凍能力の変化を調査した。実験詳細について報告する。

2. 実験概要

今回の実験では 2 段 GM タイプ 4K パルス管冷凍機(バルブユニット分離型)を使用した。

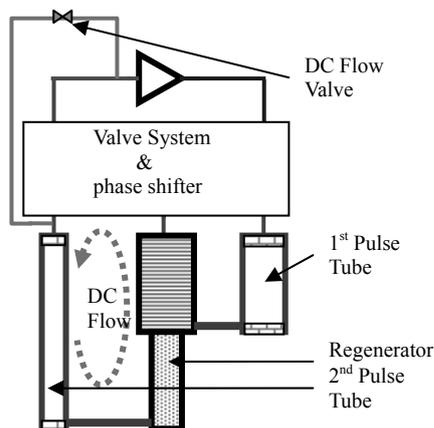


Fig.1 Schematic of a two-stage pulse tube cryocooler.

パルス管冷凍機は圧縮機と膨張器から構成される。圧縮機が適切なタイミングで、冷媒であるヘリウムガスの膨張器への供給、膨張器からの回収を繰り返すことで寒冷を発生させる。GM 型パルス管冷凍機では圧縮機とパルス管、蓄冷管の間に設置されるバルブによりヘリウムガスの供給、回収のタイミングをコントロールする。さらにニードルバルブでパルス管に送り込まれるガスの流量を調節する。最適な冷却性能を得るためには、ニードルバルブの開度を調節することで圧縮機膨張器間を往復するガス量を最適に調節する必要がある。

さて、GM 型パルス管冷凍機では Fig.1 に示すように蓄冷管とパルス管により閉回路が形成され、これを循環する DC フローと呼ばれるガスの流れが生じる。DC フロー流量の最適化により冷却性能の改善が見込まれる。

今回、DC フローを調節するために Fig.2 に示すように 2 段パルス管高温端と圧縮機の低圧ラインをバルブ(DC フローバルブ: SWAGELOK 製 SS-4MG)にてバイパスした。こうすることでパルス管高温端から圧縮機へ向かうガスの流れが生じ、DC フローバルブに変化を与え、DC フローバルブの開度を調節することでその流量をコントロールできることが期待される。

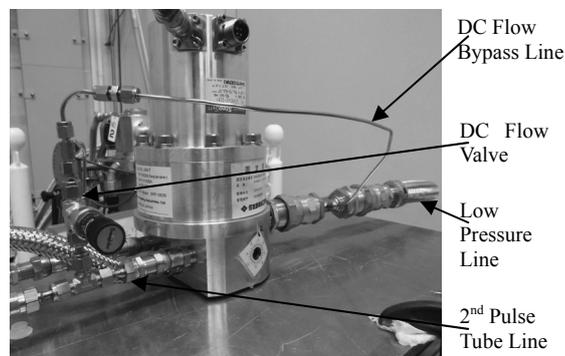


Fig.2 Photo of valve unit with DC flow bypass line.

3. 試験結果

今回の試験では、何通りかの DC フローバルブ開度に対してニードルバルブの調整を行い、それぞれの DC フローバルブ開度での最適性能を調べ、DC フローバルブ設置による冷凍機冷却性能改善の可能性を調査した。

冷凍機の冷却性能は 1 段ステージに 30 W、2 段ステージに 1.3 W の熱負荷を加えたときの安定時の温度により評価した。DC フローバイパスラインを設置する前の冷却性能と DC フローバルブを設置後、その開度を 1.2, 1.4, 1.6 に調整した時の冷却性能を Table.1 に示す。開度 1.2 ではニードルバルブの開度が異なる値での安定温度を示す。

Table.1 Experimental evaluation of the effect of DC flow on the cooling capacity

Opening of DC Flow Valve	T1 (K) with 30 W	T2 (K) with 1.3 W
0	47.82	4.17
1.2	47.46	4.07
	59.36	3.99
1.3	55.74	3.93
1.4	53.75	3.90

DC フローバイパスラインを設置した 2 段ステージの性能が改善されたことが確認できる。

4. まとめ

DC フローの最適化による冷凍機性能の改善を目指し、DC フローバイパスラインを設置し、冷凍機性能の変化を評価した。

DC フローバルブの開度調整により、バイパスラインを設置した 2 段側の冷却性能の改善が確認された。今後の課題として、1 段側へもバイパスラインを設置するなどして冷却性能を向上させたい。また、2 段 GM 型パルス管冷凍機における DC フローの定量的評価が今後の課題である。

参考文献

1. D. Gedeon: "DC gas flow in Stirling and pulse tube cryocoolers," Cryocoolers 9 (1997) 385

車載超電導磁石用 50K, 100W 級パルス管冷凍機の開発

Development of 50K, 100W-Class Cooling System with Pulse-tubes for On-board HTS Magnets

宮崎 佳樹, 池田 和也, 水野 克俊, 長嶋 賢(鉄道総研),
高橋 貞充, 平井 靖夫(エア・ウォーター総合開発研究所)

MIYAZAKI Yoshiki, IKEDA Kazuya, MIZUNO Katsutoshi, NAGASHIMA Ken (RTRI);
TAKAHASHI Sadamitsu, HIRAI Yasuo (Air Water R&D Co., Ltd.)

E-mail: miyazaki@rtri.or.jp

1. はじめに

磁気浮上式鉄道用超電導磁石に高温超電導線材を用いれば、超電導コイルおよび構成部材の比熱が飛躍的に大きくなることにより熱的安定性が向上するため、超電導磁石の信頼性の向上が期待できる。50 K 程度で運用できるようになると、超電導コイルの冷却は GM/JT 冷凍機から単段冷凍機に代替できる可能性があり、クライオスタットの構成も簡素化され、低コスト化も期待される[1]。単段冷凍機として、低温部に可動部を持たないパルス管冷凍機を用いれば、主なメンテナンスはガス回路切り替えバルブなど室温部分にある機器の交換で済むため、メンテナンス時間も短時間でよい。

本研究では 2 基のアクティブバッファ方式パルス管冷凍機 [2] と 1 台の圧縮機で構成する高温超電導磁石冷凍システムを提案している[3]。2 基のパルス管冷凍機を並列逆相運転(運転周期に 180° 位相差を与える運転)した場合に、圧縮機負荷の均一化、バルブの圧力損失の低減などにより冷凍機の成績係数(COP)が向上する[4]。しかし、市販冷凍機をベースに製作したパルス管冷凍機(初期製作機、PTC I と表記)による並列逆相運転は、圧縮機に対して最適化されたものではない。

そこで、並列逆相運転時のヘリウムガス流量ならびに圧縮比を圧縮機に対して最適化したアクティブバッファ方式パルス管冷凍機を新たに製作(PTC II と表記)し、冷凍能力ならびに COP を評価した。

2. 高温超電導磁石冷却システム

磁気浮上式鉄道用超電導磁石は、真空断熱容器の内部に 4 つのコイルが内蔵されており、これらのコイルを均等に冷却する必要がある。磁気浮上式鉄道用超電導コイルには低温超電導線材が用いられており、液体ヘリウムによる浸漬冷却により低温が維持される。そのため車載用超電導磁石を構成するクライオスタットには、液体ヘリウムの他にふく射熱シールド冷却用の液体窒素、それら寒剤を貯蔵するリザーバタンクや窒素液化 GM 冷凍機、ヘリウム液化のための GM/JT 冷凍機が搭載されている。

超電導磁石が高温超電導コイルで構成され、単段冷凍機による伝導冷却が可能になれば、クライオスタットには寒剤の貯液、移送のために必要なリザーバタンク、配管類が不要となり、ふく射熱シールド板も省略できるなど構成が簡素化でき、冷却コストが低減できる。本研究で提案する並列パルス管冷却システムを用いた高温超電導磁石の冷却の概念を Fig. 1 に示す。

3. 評価試験

並列パルス管冷却システムは、アクティブバッファ方式パルス管冷凍機 2 基と、1 台の圧縮機、1 組のアクティブバッファタンクおよびガス切り替えバルブユニットからなる(Fig. 2)。新しく製作した冷凍機は、初期製作機(119.1 W @ 50 K, COP 0.016)に対し、流量を低減する目的で断面積を約 20% 削減し、これに伴い管の肉厚も薄肉化している。圧縮機には住友重機械工業製 CSA-71A を用い、流路の切り替えには空圧バルブを用いた。蓄冷器内部の蓄冷材は、ステンレスメッシュ、鉛球を、

50 K で最適な構成としている。初期製作機の冷凍能力および COP との比較を Fig. 3 に示す。ダブルインレットを使用しない場合には、冷凍能力 146.4W @ 50K, COP 0.02 となった。ダブルインレットを使用した場合は、更に 23.9W 能力が向上し、170.3W @ 50K, COP 0.023 を達成した。本冷凍機は、高温超電導磁石冷凍だけの用途にとどまらず、各種超電導機器のふく射熱シールド冷却用の冷凍機としても十分な能力を有している。今後は、実機搭載を想定した耐久性、運用性の検証等を行う予定である。

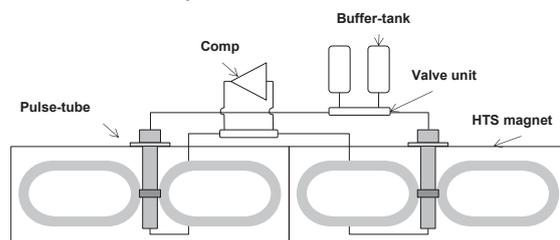


Fig. 1 Concept of cooling system for HTS maglev.

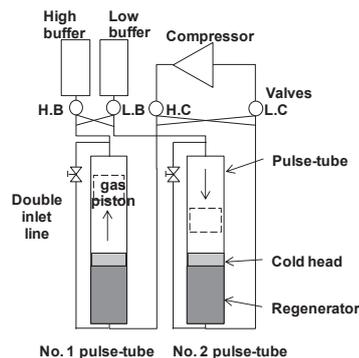


Fig. 2 Reverse phase mode of multiple pulse-tubes.

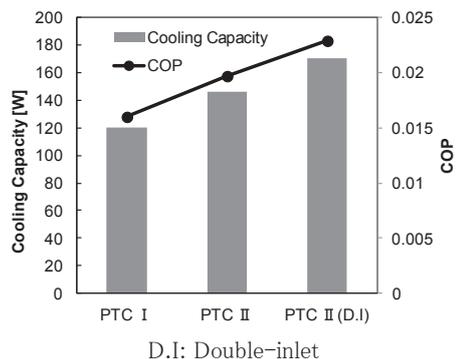


Fig. 3 Comparison of COPs and cooling capacity.

本研究開発の一部は国土交通省の補助金を受けて実施した。

参考文献

1. K. Nagashima, et al.: Abstracts of CSJ Conference 77 (2007) 176
2. K. Ikeda, et al.: TEION KOGAKU 43 (2008) 143-149
3. K. Ikeda, et al.: Abstracts of CSJ Conference 82 (2010) 98
4. K Mizuno, et al.: TEION KOGAKU 46 (2011) 143-149

車載超電導磁石用 50K, 100W 級パルス管冷凍機の最適化

Optimization of 50K, 100W-Class Cooling System with Pulse-tubes for On-board HTS Magnets

高橋 貞充, 平井 靖夫(エア・ウォーター総合開発研究所);

宮崎 佳樹, 池田 和也, 水野 克俊, 長嶋 賢(鉄道総研)

TAKAHASHI Sadamitsu, HIRAI Yasuo(Air Water R&D Co., Ltd.);

MIYAZAKI Yoshiki, IKEDA Kazuya, MIZUNO Katsutoshi, NAGASHIMA Ken (RTRI)

E-mail: takahashi-sad@awi.co.jp

1. はじめに

50K 領域以下の高温超電導コイル冷却をターゲットとした, GM 型アクティブバッファ方式[1]パルス管冷凍機の開発を行っている。これまでに磁気浮上式鉄道車載超電導磁石用として, 2 基の冷凍機を1台のHe圧縮機で運転する並列パルス管冷凍システムを検討してきた[2]。しかし, 2 基を合わせた冷凍機の合計容積が, 使用する圧縮機に対して過大となり, 圧縮膨張に必要な圧力振幅が低下している可能性が示唆された。

そこで今回パルス管部の容積(長さ)を変更可能な冷凍機を製作し, 管容積の冷凍能力や COP への影響を評価した。さらにダブルインレットラインを追加した試験を行い, 比較を行った。

2. 試験システム

Fig.1 に試験システムの概略フローとバルブシーケンスを示す。試験システムはパルス管冷凍機 2 基, 空圧圧縮機ユニット(SHI:CSA-71A)1 台, アクティブバッファタンク 2 個, 空圧バルブユニット 2 式, フレキシブルホースで構成した。

今回製作した冷凍機は, パルス管部の長さを 240 mm, 270 mm, 300 mm の 3 段階に変更が可能な構造となっている。また, パルス管温端部は水冷とし, パルス管温端部と蓄冷管温端部の配管にはダブルインレットラインを設けた。

ガスの位相制御は GM 型で最高性能を可能とするアクティブバッファ方式で, 2 基を逆位相の運転モードとした。

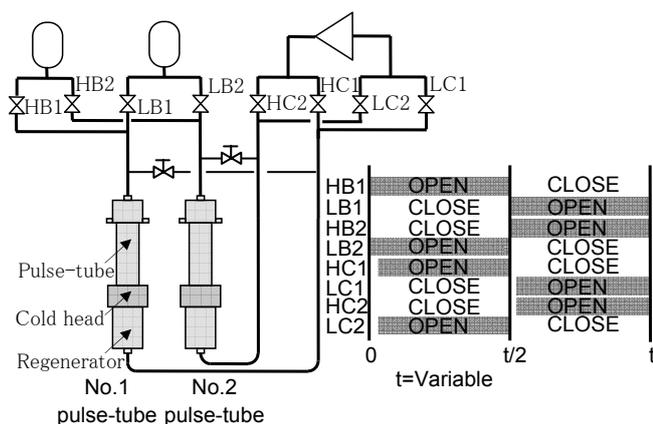


Fig.1 Gas flow and valve sequence

3. 試験方法

真空チャンバー内に冷凍機を設置し, 冷端部に金鉄-クロメル熱電対とヒーターを取り付け運転し, 50K 付近となるようにヒーター負荷を加え, それぞれの条件でバルブ運転周波数とダブルインレットを使用する場合はその開度を最適化した。

試験条件は, まずダブルインレットライン閉の状態でのパルス管部の長さ 240 mm, 270 mm, 300 mm と, 最も結果の良かった長さ(300mm)にて充填圧力を上げて消費電力を増加させた場合を実施。それに更にダブルインレットラインを使用した場合の, 計 5 ケースを実施した。

4. 試験結果

50K における冷凍能力 (2 基の合計値)および COP 算出結果を Table 1 に示す。

Table.1 Cooling capacity and COP of pulse-tube

Pulse-tube length [mm]	Input power [kW]	Cooling capacity [W @50K]	COP (-)
240	5.62	107.9	0.019
270	5.63	109.7	0.019
300	5.58	117.0	0.021
300	7.45	146.4	0.020
300 ※	7.45	170.3	0.023

※use double inlet lines

パルス管長さは 300 mm としたときに最も冷凍能力が大きく, 長いほど良いという結果となった。

また充填圧力を上げたダブルインレットの有無の比較では, 不使用時の 146.4W から使用時は 170.3W と約 16%能力が向上した。

5. まとめ

パルス管部容積, ガス切替バルブ運転周波数, ダブルインレット開度を最適化させた冷凍機並列逆相運転試験において, 50K で冷凍能力 170W, COP 0.023 を達成し, 蓄冷式小型冷凍機の 50K 領域における冷凍能力・COP としては, 非常に高い性能を有するものとなった。

本冷凍機は, 高温超電導磁石冷凍だけの用途にとどまらず, 各種超電導機器の輻射熱シールド冷却用としても, 十分な能力を有している。

本研究開発の一部は国土交通省の補助金を受けて実施した。

参考文献

1. Shaowei Zhu, et al.: Cryogenics, Vol.37 No.8 (1997) p.461-471
2. K Mizuno, et al.: J. Cryo. Soc. Jpn, 46 (2011) p.143-149

センサー冷却用断熱消磁冷凍機の開発

Study on adiabatic demagnetization refrigerator for sensor cooling

植田 隼治, 園田 健悟 (NIMS,千葉大); 沼澤 健則 (NIMS); 中込 秀樹 (千葉大); 都丸 隆行 (KEK)
 UEDA Shunji, SONODA Kengo (NIMS,Chiba Univ.); NUMAZAWA Takenori (NIMS); NAKAGOME Hideki (Chiba Univ.);
 TOMARU Takayuki (KEK)
 E-mail: s-ueda@chiba-u.jp

1. はじめに

近年、微小重力環境を利用した科学実験が数多く計画されている。その中の一つに、宇宙背景放射 (CMB: Cosmic Microwave Background) の偏光測定があり、この CMB を観測する高エネルギー X 線検出の分解能を飛躍的に高める TES (超伝導遷移端センサー) 型 X 線マイクロカロリメータを搭載する科学衛星において 100mK 以下の超低温環境は不可欠である。このような超低温環境を生成する冷凍機として、断熱消磁冷凍機が挙げられる。これまでに我々は連続作動型断熱消磁冷凍機 (CADR) を作成し、作動特性を明らかにしてきた。今回、パワーリードに高温超伝導体である Y 系超伝導線材を採用した事による CADR クライオスタットへの熱侵入量について評価したので報告する。

2. 連続作動型断熱消磁冷凍機 (CADR: Continuous ADR)

断熱消磁冷凍機とは磁性体を持つ磁気熱量効果を利用した冷凍機であり、外部磁場の操作によって磁性体のエントロピーを制御することで低温が生成される。この性質を理容師、磁性体の断熱磁化・等温磁化・断熱消磁・等温消磁という4つの過程でカルノーサイクルを形成することにより冷凍を行うのが ADR の原理である。従来の ADR では、サイクルの性質上、冷凍できるのは等温消磁過程のみであり、一定温度を連続的に発生することができなかった。この課題を解決するために、NASA の Peter Shirron によって提案されたのが連続作動型断熱消磁冷凍機である[1]。CADR とは 2 組以上の冷凍ユニット (磁性体 + 超伝導マグネット) が熱スイッチを介して直列に接続し、隣接するステージの位相をずらしてサイクルを駆動させることで連続冷凍を実現するシステムである。Fig.1 に 4 段のステージからなる CADR の概念図を示す。

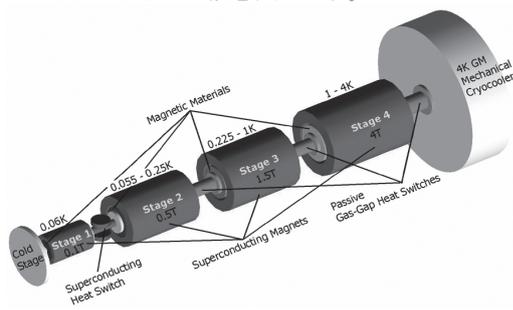


Fig.1 Conceptual diagram of the 4 stage CADR system

3. CADR クライオスタットの熱設計

CADR の排熱ステージである Baseplate には様々な熱侵入や内部発熱により熱負荷がかかる。排熱ステージの冷凍能力は CADR サイクルの高速化を可能とし、その結果として CADR の冷凍能力の増加につながる。そのため、可能な限り Baseplate への熱侵入量を減少させるように熱設計を行うことが重要となる。ここでは、Baseplate への主な熱侵入量を見積もることで、クライオスタットの熱設計について評価する。Fig.2 に本研究の CADR クライオスタットの構造を示す。

熱侵入がみられる主な箇所として、パワーリード、温度計用リード線、FRP 支柱、真空容器などのシールドなどが挙げられる。なお、Fig.3 に、各熱侵入・発生経路についてまとめた試算結果を示す。今回我々は、44K シールド-4.2K Baseplate 間の超伝導マグネットへの電力を供給するパワーリードに Y 系超伝導線材を採用した。その結果、44K-4.2K 間において超伝導状態となり、ジュール熱がほぼゼロとなることで、大幅に熱侵入量を軽減させることが可能であることが確認できた。

また、4.2K Baseplate への総熱侵入量は、79mW と見積もることができる。本研究で使用する GM 冷凍機の 4.2K における冷凍能力は 100mW であるので、十分に排熱可能であることが示された。

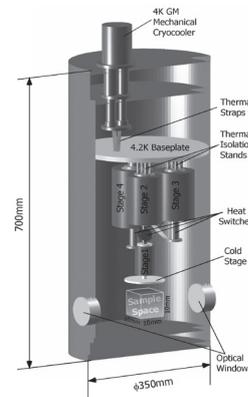


Fig.2 Schematic of the CADR cryostat

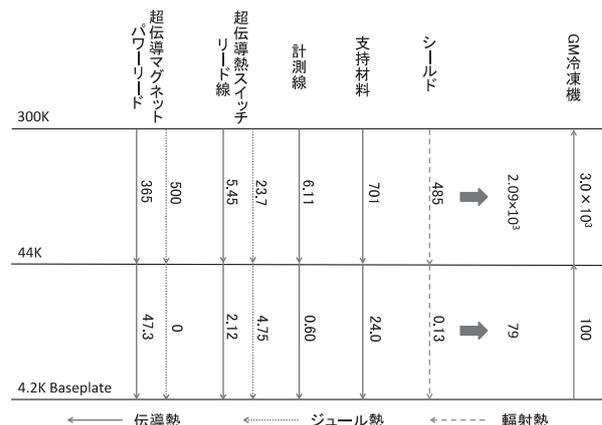


Fig.3 Result of heat loads (unit:mW)

謝辞

本研究は、科学研究費助成事業 (新学術領域研究「背景放射で拓く宇宙創成の物理」) において実施されている。

参考文献

[1] Shirron, P., et al., "A compact, high-performance continuous magnetic refrigerator for space missions", Cryogenics 41 (2002) 789-795

GM 冷凍機と液体窒素を用いた大型 HTS コイルの極低温 TEST のための 伝導冷却システム

Conduction cooling system for the cryogenic test of a large HTS coil with GM cryo-cooler and liquid nitrogen

金 炯禎, 朴 希柱, 朱 鎮弘, 金 永春 (斗山重工業); 權 永吉 (韓國電機研究院)

KIM Hyung Jin, PARK Heui Joo, JOO Jin-Hong, KIM Yeong-chun (Doosan Heavy Industries & Construction);

KWON Young-kil (KERI)

E-mail: hyungjin2.kim@doosan.com

1. Introduction

Since the development of high temperature superconductor (HTS) wire and the demands for the compact and high capacity electric machine, the superconductor application with large HTS coils is proposed as a future electric machine. In general, the HTS coil is cooled down by immersing liquid nitrogen, at 77 K, for figuring out the characteristic of the HTS coil before mounting the HTS coil on the electric machine. However, as a matter of fact, the HTS coil operates below 30 – 40 K. The measurement of the HTS coil at 77 K is not enough to estimate the characteristic of the HTS coil at 30 K, the actual operating temperature.

To find out the characteristic of the HTS coil at the actual operating temperature, we have fabricated and tested the conduction cooling system with GM cryo-coolers and liquid nitrogen. The conduction cooling system has the advantage to be easy to install the HTS coil and operate the cooling system. In the conduction cooling system with only GM cryo-cooler, however, the cool-down upon operating temperature takes very long time. To reduce the cool-down time, the cryogen is circulated in the cryostat. This paper describes the cool down time of cooled down with only GM cryo-coolers and with not only GM cryo-cooler but also precooling by liquid nitrogen.

2. Experimental apparatus

Fig. 1 shows a schematic of the conduction cooling system for the large HTS coil. The conduction cooling system consists of two GM cryo-coolers, a copper table as a heat exchanger, two flexible copper plates connected between cold head and the copper table, and a pair of current lead made by flexible copper braid. The cooling capacity of GM cryo-cooler (RSC30T, ULVAC) is 70 W at 29.8 K (supplied by manufacturer). The HTS coil is put on and fixed to the copper table. The copper table has four holes drilled on the copper table's side for the circulation of liquid nitrogen.

Table 1 shows the heat loss of the conduction cooling system at 30 K. A ten-sheet multi-layer insulation (MLI) was wrapped all exposed surface for preventing heat leak by radiation. During the cool down of the HTS coil, vacuum pressure in the vessel kept below 10^{-4} torr. The system has two 32 pin electric feed-through for temperature sensors and voltage taps. When current doesn't flow through the current leads, total heat loss of the conduction cooling system is 38.9 W. The total cooling mass of the copper table, the flexible copper plates and the HTS coil is 420 kg.

3. Results and discussions

The cool down times from room temperature to 30 K, operated temperature are drawn in Fig. 2. In case of only using GM cryo-cooler, the large HTS coil took 19.6 hours to reach at 30 K. The cool down time is 9.5 hours with the precooling. We noticed that the cold heads reached about 18 K and HTS coil about 20 K in each case, finally.

Despite the loss of the advantage of simple fabrication of the conduction cooling system with GM cryo-cooler, in the conduction cooling system applied precooling by the cryogen, the cool-down time reduce dramatically.

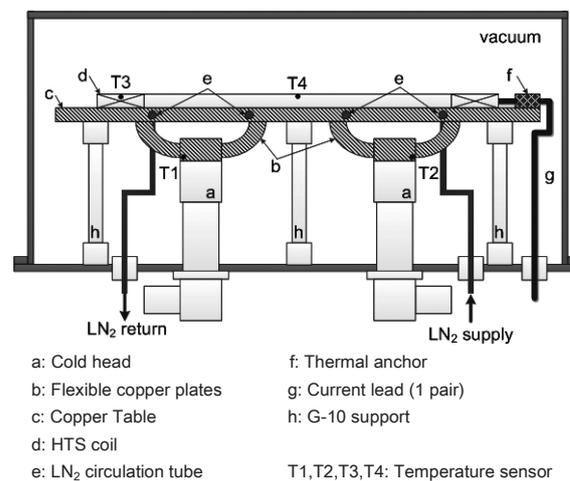


Fig. 1 Schematic of the conduction cooling system

Table 1 Heat transfer of the conduction cooling system from 300 K to 30 K

Radiation (MLI blanket 10 sheet)	27 W
Conduction	
G-10 supports	2 W
SS tubes for liquid nitrogen	0.4 W
Electric feed through for signal	0.2 W
Current Lead (flexible copper braid optimized 120A)	
I = 0 A	9.3 W
(I = 120 A)	(18.6 W)
Total	38.9 W
	(48.2 W)

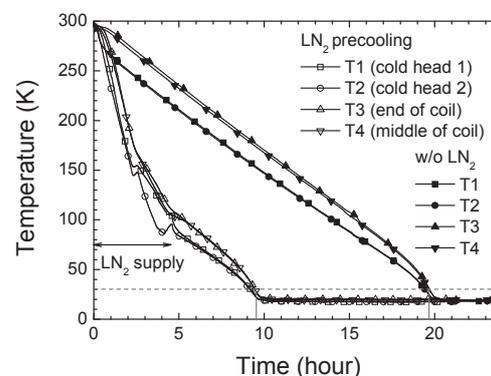


Fig. 2 Comparison of cool-down time of the large HTS coil with or without liquid nitrogen precooling.

Acknowledgement

This work was supported by the International Collaborative R&D Program of the KETEP grant funded by the Korean government MKE (20118520020020).

ヘリウムを用いたループ型サーモサイフンの冷却性能評価試験

Performance Evaluation Test of Cryocooled Helium Thermosyphon Loop

青木 学、安藤竜弥 (日立・日立研)

AOKI Manabu, ANDO Ryuya (Hitachi Research Laboratory, Hitachi)

E-mail: manabu.aoki.ek@hitachi.com

1. 緒言

超電導マグネットの冷却に用いるヘリウム価格の高騰が危惧されている[1]。ヘリウム消費量を低減する方法として冷凍機による伝導冷却があるが、直径2mを超える大型装置では装置内部の温度勾配の抑制に複数の冷凍機が必要なため、電気代等のランニングコスト増加が懸念される。そこで本研究では、冷媒を配管内に封じ込めて自然循環させてヘリウム消費量を抑えるループ型サーモサイフォン[2]を検討した。この方法では循環する冷媒への熱伝達と気化熱で配管の実効的な熱伝導率(以下、実効熱伝導率)が向上し装置内の温度勾配を抑制できる。本稿では高低差300mmとなる小型試作品で配管の実効熱伝導率や除熱限界といった冷却性能を評価した結果を報告する。

2. 実験方法

本試験体(Fig. 1)は4KGM冷凍機(住友重工製 RDK-408D2)で冷却した凝縮器と、管径16mmの下降流路、管径10mmの上昇流路、そして下降流路と上昇流路を繋ぐ水平流路から構成される。内容積は340mlとなっており、装置外からヘリウムガスを約250ℓ供給し液化すると滴液にすることが可能である。上昇流路にはヒータ並びにセルノックス抵抗温度計を設置し、ヒータ入熱量に応じた流路の温度勾配の変化から実効熱伝導率を評価した。また、ヒータからの伝熱で下降流路に逆流が発生しないよう水平および下降流路は熱伝導率の低いステンレス鋼で構成し、それ以外は熱伝導率の高い無酸素銅で構成した。試験では封入するヘリウムの量を変更して、それぞれの実効熱伝導率を測定した。

3. 試験結果と検討

低温超電導体を冷却対象とする温度4~5Kの気液二相流を自然循環させた際の実効熱伝導率は0.7Wまでの入熱範囲で最大11000W/mKまで到達した(Fig. 2(a))。この値は同断面の無酸素銅の熱伝導率(4Kで1000 W/mK [3])と比較して約11倍となっており、装置内の温度勾配を伝導冷却の約1/11にできることを示唆している。0.6W以上での実効熱伝導率の低下は、除熱限界に達し配管内のヘリウムが全て気化した結果(ドライアウト現象)と考えている。

高温超電導体を冷却対象とする温度10~30Kの単相ガスを自然循環させた際の実効熱伝導率は4Wまでの入熱範囲で最大2269 W/mKに到達した(Fig. 2(b))。この値は静止したヘリウムガスの熱伝導率0.02~0.03 W/mK [3]より大きいことから、循環するヘリウムガスへの熱伝達による結果と推測する。なお、この実効熱伝導率は無酸素銅の値(20Kで2000 W/mK [3])とほぼ同等だが、装置の高低差を大

きくするなど流速を高める設計で向上できると考える。

4. まとめ

高低差300mmとなる小型のループ型サーモサイフォンに気液二相ならびに単相ガスのヘリウムを自然循環させた結果、実効熱伝導率は前者において0.7Wまでの入熱範囲で無酸素銅の約11倍に達し、後者では4Wまでの入熱範囲で無酸素銅と同等の2269 W/mKまで到達した。これによりヘリウム消費量を抑えつつ装置内の温度勾配を伝導冷却と同等かそれ以上に抑えることが可能になる。

参考文献

- [1] 阪東寛 他、低温工学 Vol. 48、No. 2、P25
- [2] J. C. Lottin, et al., Advances in Cryogenic Engineering, Vol. 43
- [3] 低温工学協会編、超伝導・低温工学ハンドブック、1993

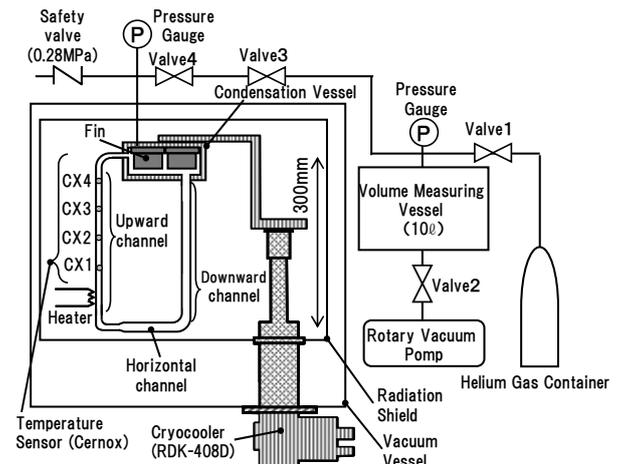
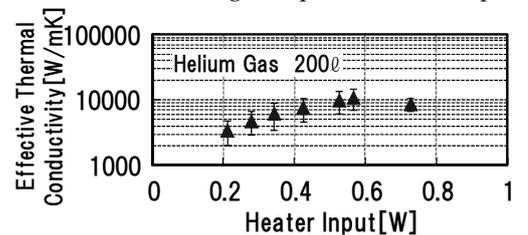
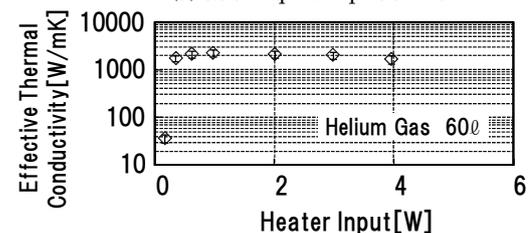


Fig.1 Experimental Setup



(a) Gas-liquid 2 phase flow



(b) Gas single-phase flow

Fig.2 Effective Thermal Conductivity

トランスファーチューブ用スペーサ構造の検討 Study on spacer structures for transfer line

佐保 典英 (クライオイン)
SAHO Norihide (LLC CRYOIGN)
E-mail: norihide_saho@ybb.ne.jp

1. はじめに

液体窒素温度で超電導となる高温超電導体を応用した機器に、液体窒素や固体窒素を含むスラリー流体等の冷媒を輸送するトランスファーチューブでは、熱ロスを小さくすることが求められる。特に、長尺のフレキシブルトランスファーチューブでは、真空空間で冷媒が流動する内管を室温の外管から長さ方向に短いピッチで支持する多数のスペーサが必要であり、熱侵入量が小さいスペーサの開発が必要となる。従来のスペーサ構造は、薄板のプラスチック材を多角形に加工した形状[1]や、小径のプラスチックロッドと支持円環の組合せ等で、スペーサと外管、内管との接触面積を小さくし、かつ熱伝導距離を長くする工夫を加えたものである。本報告では、さらに熱侵入量を小さくできるスペーサ構造を提案し、熱伝導による熱侵入量を検討する。

2. スペーサ構造

(1) 膜型スペーサの構造

本構造は外管と内管とを、低温域でも高強度の例えばポリイミド樹脂製の厚さ数十~数百 μm の膜と内、外リングとを組合せた図1のスペーサで支持するものである。膜と内、外リングとはエポキシ系の接着剤で接着されており、ここで接着面以外の膜面にはアルミニウムを蒸着した方が輻射熱侵入防止に有効である。本構造での伝導伝熱量 Q_f は、

$$Q_f = 2\pi \cdot t \cdot \lambda_f \cdot (T_h - T_l) / \ln(R_h/R_l) \quad (1)$$

で計算される。ここで、 T_h は外リング温度(K)、 T_l は内リング温度(K)、 R_h は外リング内半径(m)、 R_l は内リング外直径(m)、 λ_f は膜の対温度平均熱伝導率(W/(m·K))、 t は膜の厚さ(m)である。

(2) スポンジ型スペーサの構造

本スペーサは低温域でも高強度の例えばポリイミド製のスポンジ円筒体で構成し、図2に示す様に外管内面で内管外面を、簡易な構造で支持するものである。スポンジの空隙率 β を大きくすると熱伝導熱侵入量は低下するが、支持強度も低下する。空隙率 β でのスポンジ円筒体の材質を膜と同じポリイミド樹脂製とし平均熱伝導率 λ_s を次式で仮定すると、

$$\lambda_s = (1 - \beta) \cdot \lambda_f \quad (2)$$

伝導伝熱量 Q_s は、 λ_s を(1)式の λ_f に置き換えて推算される。

3. 試算結果及び考察

膜型スペーサに関し、膜厚 t を市販品にある75 μm とし、表1に示す各項目の数値を仮定して(1)式で推算すると、 Q_f は0.05W/個となり、十分小さな熱侵入量のスペーサを提供できると考えられる。

また、幅 L が10mmのスポンジ型スペーサに関し、 β を0.98と仮定すると、本構造の真空中での伝導伝熱量 Q_s は、表2に示す各項目の数値を仮定して推算した結果0.13Wとなり、簡易な構成で小さな熱侵入量のスペーサを提供できると考えられる。このスペーサ1ヶあたりの耐荷重は約15

Nと推算でき、支持する内管の重量等で配置するピッチを考慮しなければならない。

4. まとめ

本研究では、熱侵入量を小さくできる2種類のスペーサ構造を提案し、熱伝導熱侵入量を試算した。その結果、小さな熱侵入量のスペーサを両スペーサ構造により提供できる見通しを得た。また、材質としてポリイミド樹脂を用いることで、真空断熱空間でのアウトガス発生量を小さくできる効果が期待できる。

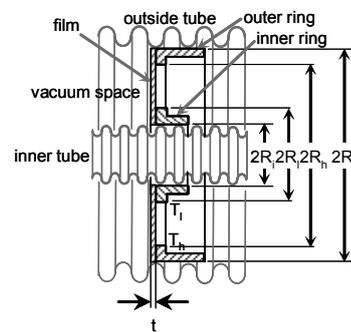


Fig. 1 The structure of the film type spacer

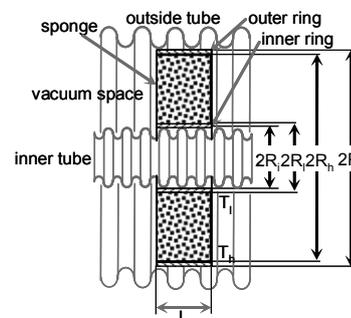


Fig. 2 Structure of the sponge type spacer

Table 1 Parameters of the film type spacer in numerical estimation

Term	T_h	T_l	R_o	R_h	R_l	R_i	t	λ_f
Unit	K	K	mm	mm	mm	mm	μm	W/(m·K)
Value	300	77.4	15	12	8	5	75	0.29

Table 2 Parameters of the sponge type spacer in numerical estimation

Term	T_h	T_l	R_o	R_h	R_l	R_i	L	β	λ_s
Unit	K	K	mm	mm	mm	mm	mm	-	W/(m·K)
Value	300	77.4	15	14	6	5	10	0.98	0.0058

参考文献

1. H. Ogata : J. Cryo. Soc. Jpn, Vol.19, No.4 (1984) p. 258-263

ex situ 法炭素置換 MgB₂ 線材の作製と超伝導特性Fabrication and superconducting properties of ex situ processed carbon-substituted MgB₂ tapes

藤井 宏樹, 小澤 清, 北口 仁(NIMS)

FUJII Hiroki, OZAWA Kiyoshi, KITAGUCHI Hitoshi (NIMS)

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

1. 序

MgB₂ 線材の J_c の高磁界特性の改善に対し、炭素置換は最も有効な手法の一つである。線材の一般的製法である PIT 法のうち、ex situ 法では、in situ 法と比べて高密度コア層が得られるものの、置換反応が起こりづらく、結晶粒間結合も強固ではない。これまで有機酸溶液処理やミリング処理による炭素置換によって、ex situ 法線材の J_c 特性を改善してきたが、炭素置換に伴い、MgB₂ 中の硼素がはき出され、粒間結合が阻害される。そこで本研究では、予め炭素置換した粉末 MgB_{2-x}C_x を充填粉とした。また、in situ 法では、高価な高純度アモルファス硼素の使用が、優れた J_c 特性を得るのに極めて重要であるが、種々の硼素原料を用いて MgB_{2-x}C_x 粉末を作製し、自作粉での硼素品質の重要性も評価した。

2. 実験

市販各原料粉末を Mg : B : C = 1.1 : 1.95 : 0.05 の比に混合した。硼素については、3 種のアモルファス状粉末 B1、B2、B3 (純度各 95-97、95.0、98.8%) を用いた。各混合粉末を 900°C で加熱し、充填粉とした。これらの粉末をそれぞれ MBC1、MBC2、MBC3 と表す。また、これらの粉末に安息香酸ベンゼン溶液 (BB) や酢酸 (AcOH) で処理を施したものについても充填粉とした。これらの充填粉を用いて、PIT 法で Fe シース線材を作製し、Ar ガス気流中加熱処理を施した。

3. 結果と考察

3-1. 充填粉精製

各硼素原料の XRD 図を Fig.1 に示す。B1、B2 では結晶性硼素や酸化硼素の XRD ピークが認められたが、B3 ではピークはほとんど観察されず、高純度の試薬であることが確認された。

これらの試薬を元に作製した MBC1、MBC2、MBC3 は、いずれも MgB₂ の他、MgO を含んでおり、MgO の量は MBC3 でやや少なかった。MBC3 の溶液処理前後の XRD 図を Fig.2 に示す。未処理粉ではかなりの MgO を含んでいたが、BB 処理によって MgO は減少し、AcOH 処理によってほぼ完全に除去された。弱酸の BB に比べ、比較的強い AcOH では MgO が効果的に溶解除去されたものと考えられる。同様の結果が他の MBC1、MBC2 についても得られた。

3-2. 線材試料

磁化測定から求めた T_c は、未処理粉使用線材試料では、いずれの硼素原料を使用しても 35K 程度であり、炭素置換量はほぼ等しいものと考えられる。Fig.3 に MBC3 粉末使用線材の磁化曲線を示す。未処理及び BB 処理粉使用線材では遷移幅 (ΔT_c) はほぼ等しいが、AcOH 処理によって、 ΔT_c は明らかに大きくなった。Fig.2 では AcOH 処理で MgO がほぼ完全に溶解除去されているが、同時に MgB₂ 粒が何らかのダメージを受け、弱結合が引き起こされたものと考えられる。弱酸の BB 処理では MgO 溶解除去が進まないものの、MgB₂ 粒への影響も少なく、粒間結合が維持されているものと考えられる。同様の傾向が他の粉末 MBC1、MBC2 を使用した線材でも見られた。

J_c 特性については当日報告する。

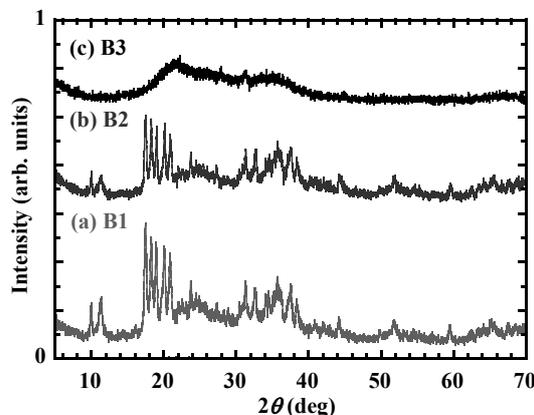


Fig. 1. XRD patterns of various boron powders.

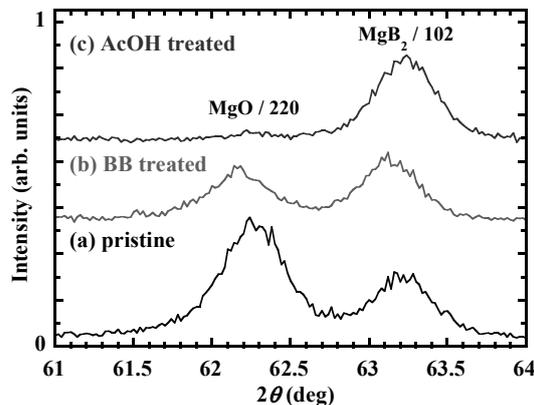
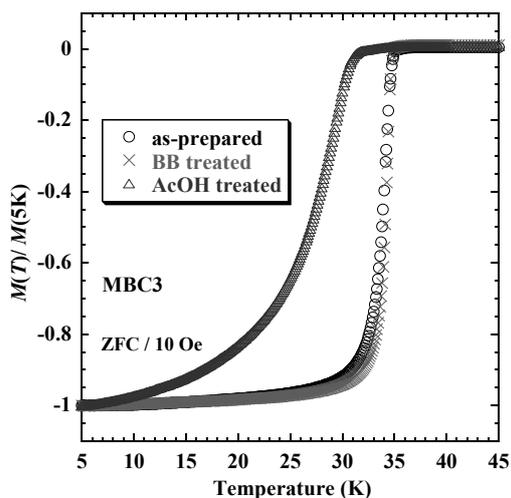


Fig. 2. XRD patterns of various MBC3 powders.

Fig. 3. DC magnetization curves as a function of temperature for tapes using various MBC3 powders in 10 Oe in a ZFC mode. The magnetization M is normalized to that measured at 5 K, $M(5K)$, for each tape.

MgB₂ 超電導バルク磁石の熱処理条件の最適化 Optimization of Processing Conditions for MgB₂ Superconducting Bulk Magnets

赤坂友幸, 石原 篤, 富田 優 (鉄道総研); 山本 明保 (東大, JST さきがけ); 下山 淳一, 岸尾 光二 (東大)
AKASAKA Tomoyuki, ISHIHARA Atsushi, TOMITA Masaru, (Railway Technical Research Institute);
YAMAMOTO Akiyasu (The Univ. of Tokyo, JST-PRESTO); SHIMOYAMA Jun-ichi, KISHIO Kohji (The University of Tokyo)
E-mail: akasaka@rtri.or.jp

1. はじめに

MgB₂ は、金属系超電導体最高の約 40 K の T_c をもち[1]、冷凍機冷却による MRI、超電導磁石などへの応用が期待される。MgB₂ は異方性が低く、比較的長いコヒーレンス長を持つことから、無配向の多結晶体においても粒間の弱結合の問題がなく、優れた臨界電流特性を示す[2]。また、軽量で加工性が優れており、弱結合がなく試料全体で均一な特性[3]を示す MgB₂ は、超電導バルク磁石としての応用に実用上有利であると考えられる。

これまで我々は、均質性の優れた、大型 MgB₂ バルク体の開発を行ってきた[4]。本研究では、捕捉磁場特性の向上を目指し、様々な熱処理条件により MgB₂ バルク体を作製し、微細組織の観察と捕捉磁場特性の評価を行った。

2. 実験方法

Mg 粉末、B 粉末を混合し、プレスにより、直径 20 mm ϕ 、厚さ 10 mm の円盤状に成型し、Ar 雰囲気下で 650-1000 $^{\circ}$ C、0-12 h の熱処理を行い MgB₂ バルク体を作製した。一部のバルク体は、MgB₂ バルク体に金属(SUS)リングを用い、機械的強度の向上を図った。得られたバルク体試料を冷凍機で 15 K まで冷却し、超電導マグネットを用いて磁場中冷却により 6 T の磁場下で着磁を行った。バルク体の捕捉磁場特性に関してはバルク体表面に配置したホール素子を用いて測定し、捕捉磁場の温度依存性を評価した。なお、試料温度はバルク体底面の温度とした。また、バルク体表面について SEM による微細組織の観察を行った。また、バルク体から切り出した試料片に対して SQUID 磁束計により磁化特性を評価した。

3. 結果と考察

作製した MgB₂ バルク体試料は、作製時の熱処理温度にかかわらず、いずれも表面にマクロスケールのクラック、ポイド等はみられなかったが、650 $^{\circ}$ Cにおいて熱処理をした試料では表面に未反応の金属マグネシウムがみられた。バルク表面の二次電子像をFig.1に示すが、700-1000 $^{\circ}$ Cの広い温度領域で結晶粒径は最大 1 μ m 程度であった。

様々な熱処理温度で作製した、直径 20 mm ϕ 、厚さ 10 mm のバルク体試料を着磁後、バルク体表面中心において測定した捕捉磁場の温度依存性をFig.2に示す。捕捉磁場は熱処理温度が高いほど向上する傾向を示し、700 $^{\circ}$ C以上で熱処理を行った試料では 15 K で 1.5 T 以上の高い捕捉磁場を示した。また、捕捉磁場の温度依存性に関しては、700-1000 $^{\circ}$ Cで熱処理を行った試料では、ほぼ同じような温度依存性を示すことが分かった。

4. 結論

MgB₂ 超電導バルク体を作製し、超電導バルク磁石としての素質を検討した結果、熱処理温度 700-1000 $^{\circ}$ C、熱処理時間 1-12 h という広い領域において再現性よく 1.5 T(@15 K)を

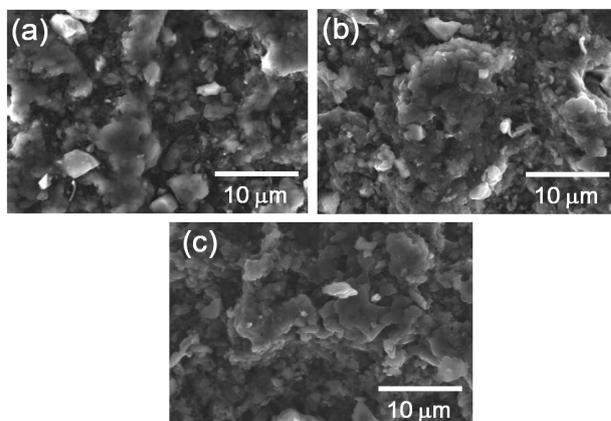


Fig. 1. Surface SEM images for disk shape MgB₂ bulk samples (20 mm ϕ ×10 mm 2) heated at 700 $^{\circ}$ C for 3 h (a), 850 $^{\circ}$ C for 3 h (b) and 1000 $^{\circ}$ C for 3 h (c).

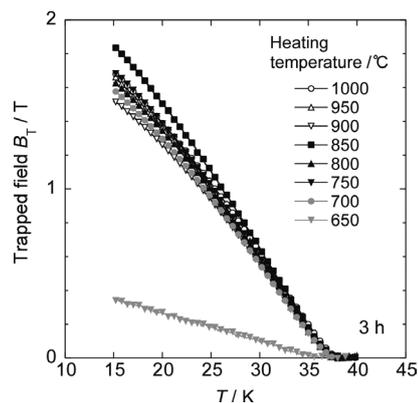


Fig. 2. Surface trapped magnetic field as a function of temperature for disk shape MgB₂ bulk samples (20 mm ϕ ×10 mm 2) heated at 650- 1000 $^{\circ}$ C for 3 h.

超える MgB₂ 超電導バルク磁石が得られることが明らかになった。

バルク体の臨界電流密度、微細組織の改善により捕捉磁場のさらなる向上が可能で、MgB₂ バルク体は数テスラ級の強力超電導バルク磁石候補として有望であるといえる。

5. 謝辞

本研究はJSPS科学研究費補助金(23246110)ならびにJST さきがけの助成を受けて実施したものである。

参考文献

- [1] J. Nagamatsu *et al.*, *Nature* **410**, 63 (2001).
- [2] D. C. Larbalestier *et al.*, *Nature* **410**, 186 (2001).
- [3] 山本明保 *ほか*, *応用物理* **79**, 48 (2010).
- [4] 例えば、富田優 *ほか*, 第83回低温工学・超電導学会 講演概要集 p.86(2010).

コンビナトリアル-PLD 法を用いた 3d 遷移金属置換による $\text{YBa}_2(\text{Cu}_{1-x}\text{M}_x)_3\text{O}_y$ 薄膜の 上部臨界磁場及び不可逆磁場向上

Improvement of upper critical field and irreversibility field on $\text{YBa}_2(\text{Cu}_{1-x}\text{M}_x)_3\text{O}_y$ films by
3d transition metal substitution using combinatorial PLD method

小島 翔、一野 祐亮、吉田 隆 (名大)

KOJIMA Syo, ICHINO Yusuke, YOSHIDA Yutaka (Nagoya Univ.)

E-mail: kojima-syo11@ees.nagoga-u.ac.jp

1. はじめに

コンビナトリアル-PLD (C-PLD) 法は組成や置換量が連続的に変化した薄膜を 1 度の成膜で作製可能である。これまで我々のグループでは、C-PLD 法を用いた人工磁束ピン止め点(APC)の最適添加量の高速探索や、新規 APC 材料の高速探索を報告しており[1]、C-PLD 法が最適添加物質、最適添加量の高速探索に有効であることを示してきた。

超伝導マグネットなど磁場中の使用が期待される超伝導体において、上部臨界磁場 B_{c2} と不可逆磁場 B_{irr} の向上は非常に重要な課題である。これまでに超伝導体内に電子散乱点を導入することで B_{c2} が向上し、さらにそれに伴い B_{irr} が向上することが報告されている[2]。電子散乱点としては、APC と超伝導相の相界面や不純物原子などが挙げられる。

本研究では、YBCO 薄膜における B_{c2} の向上を目的とし、電子散乱点として Cu サイトに置換する 3d 遷移金属の添加を行った。3d 遷移金属の導入はこれまで APC としての効果が報告されているが[3][4]、本研究では主に電子散乱点としての B_{c2} への影響に注目し、C-PLD 法を用いて $\text{YBa}_2(\text{Cu}_{1-x}\text{M}_x)_3\text{O}_y$ (M は 3d 遷移金属) 薄膜中の置換量 x を 0 ~ 0.01 まで連続的に変化させ、最適置換物質、及び最適置換量の高速探索を行った。

2. 実験方法

SrTiO₃ 単結晶基板上に 4 倍波 Nd:YAG レーザー(波長 266 nm)を用いて YB(CM)O 薄膜を作製した。基板ヒーター温度 920°C、酸素圧力 40 Pa、ターゲット-基板間距離 40 mm、レーザーエネルギー密度 2.0 J/cm² で成膜を行った。C-PLD 法では無添加 YBCO 焼結体と添加量 $x = 0.01$ とした M 元素(M = Zn, Co, Ni, Fe)添加 YBCO 焼結体を用いた。作製した薄膜の配向性及び結晶性は X 線回折法で、超伝導特性は直流四端子法で、また薄膜の置換量は SEM に付随したエネルギー分散型 X 線分光器でそれぞれ評価した。

3. 実験結果及び考察

XRD の結果から作製した薄膜はすべて良好な 2 軸配向であることを確認した。また、Zn, Co, Ni, Fe の全ての置換金属において置換量の増加に伴い T_c 及び J_c は線形に低下した。

Fig. 1 に Co 置換試料に関する B_{c2} の温度依存性を示す。なお、 $B_{c2}(T)$ は、種々の印可磁場化において温度に対する電気抵抗率を測定し、常伝導抵抗率の 50% となる温度と磁場で定義した。Fig. 1 に示すように、Co 置換に関しては B_{c2} は置換量が増加するにつれて T vs. B_{c2} 直線の傾きが大きくなることを確認した。また、Ni でも同様の傾向が見られた。一方 Zn, Fe に関しては B_{c2} は置換量に対して単調に減少する傾向が見られた。Fig. 1 の直線の傾き $|dB_{c2}/dT|$ は pure な YBCO 薄膜の 1.14 T/K に対して、 $x = 0.0091$ の Co 置換試料では 3.11 T/K と大きく向上した。

また、Fig. 2 に B_{c2} 直線から求めた 0 K における B_{c2} である $B_{c2}(0)$ の置換量依存性を示す。Co 置換試料において、 $B_{c2}(0)$ は置換量の増加とともに大きく向上し、pure な YBCO 薄膜の 101 T に対し、 $x = 0.0091$ の試料では 272 T と約 2.7 倍程度まで向上した。

これらの結果の違いは Zn(Fe)及び Co(Ni)が置換する Cu サ

イトの違いに起因していると考えられる[4][5]。CuO チェインの Cu サイトと置換しやすい Zn(Fe)では置換量によらずキャリア伝導に大きな影響を与えなかったのに対し、本研究の条件では導電層である CuO₂ 面の Cu サイトと置換しやすい Co(Ni) の場合には、キャリアの散乱を引き起こし、それによりキャリアの平均自由行程が減少し、コヒーレンス長が低下した結果、 B_{c2} が向上したと考えられる。

4. まとめ

本研究では Cu サイトに 3d 遷移金属を置換した YBCO 薄膜を作製し、主に B_{c2} を中心に評価した。その結果、CuO₂ 面の Cu サイトに置換しやすい Co(Ni) 置換試料において置換量の増加とともに B_{c2} は大きく向上した。 $x = 0.0091$ の Co 置換試料に対して 0 K における B_{c2} は 272 T を示した。

謝辞

本研究の一部は、科学研究費補助金(23226014,19676005, 25289358)からの助成を受けて実施したものである。

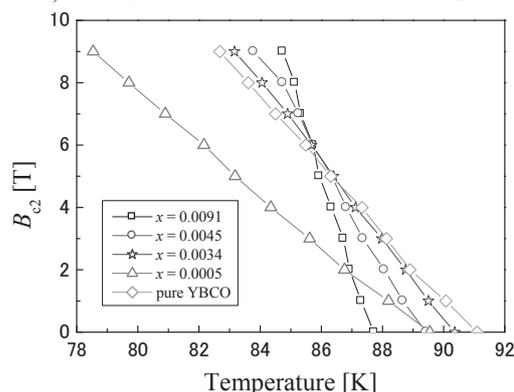


Fig. 1 Temperature dependence of B_{c2} for $\text{YBa}_2(\text{Cu}_{1-x}\text{Co}_x)_3\text{O}_y$ thin films.

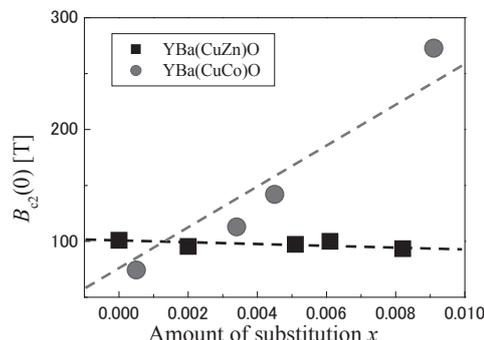


Fig. 2 Amount of substitution dependences of $B_{c2}(0)$ for $\text{YBa}_2(\text{Cu}_{1-x}\text{Zn}_x)_3\text{O}_y$ and $\text{YBa}_2(\text{Cu}_{1-x}\text{Co}_x)_3\text{O}_y$ thin films.

参考文献

1. T. Yoshimura, et al.: Physica C vol. 471 no. 21-22 p. 850-862 (2011)
2. M. Suenaga, et al.: Cryogenics 25 123 (1985)
3. S. Horii, et al.: Physica C vol. 445-448, p. 837-840 (2006)
4. Y. Ishii et al.: Appl. Phys. Lett. vol. 89 no. 20, p. 202514 (2006)
5. Y. Xu, et al.: Physica C vol. 169, no. 3-4, p. 205-206 (1990)

REBCO 超伝導テープ線材の交流損失の温度スケーリング

Temperature scaling of AC loss of REBCO coated superconducting tapes

益田 佳一郎、川鍋 良平、福田 幸弘、岩熊 成卓(九州大学); 和泉 輝郎、塩原 融(SRL)
 Masuda Keiichiro, Kawanabe Ryohei, Fukuda Yukihiko, Iwakuma Masataka, Funaki Kazuo (Kyushu Univ.)
 Izumi Teruo, Shiohara Yuh (SRL)

1.はじめに

超伝導線材を電力機器応用する場合、超伝導線部において発生する交流損失は全熱負荷の大半を占めるため、これを見積もることは重要である。また、超伝導体の電磁特性の評価が必要になり、実際に測定を行なうと、多大な時間、設備、費用がかかる。そこで我々はこれまでに温度スケーリング則を用いて、交流損失特性の予測が可能であることを示してきた。また、レーザースクライビングを施した分割線材や人工ピン入り線材についても検証を行い、温度スケーリング則が適応可能であることを確認した。

2.REBCO 超伝導テープ線材諸元及び測定方法

試料は PLD 法によって REBCO 超伝導層を成膜させる際に、ターゲットに人工ピン BHO を混入させた REBCO 線材である。諸元を以下の Table1 に示す。本実験ではこの短尺線材を 1 枚、3 枚、6 枚とそれぞれ積層して、鞍型ピックアップ法を用い、冷凍機による伝導冷却で 35~77K の範囲で、磁化及び交流損失を測定した。また磁界は線材広面に対し平行な状態から 15° 傾けて印加した。

Width[mm]		10
Length[mm]		60
Thickness[μ m]	Ag	4
	EuBCO(+BHO)	1.52
	CeO2	0.62
	LMO	0.008
	MgO	0.005
	Y2O3	0.014
	GZO	0.055
	Hastelloy	100

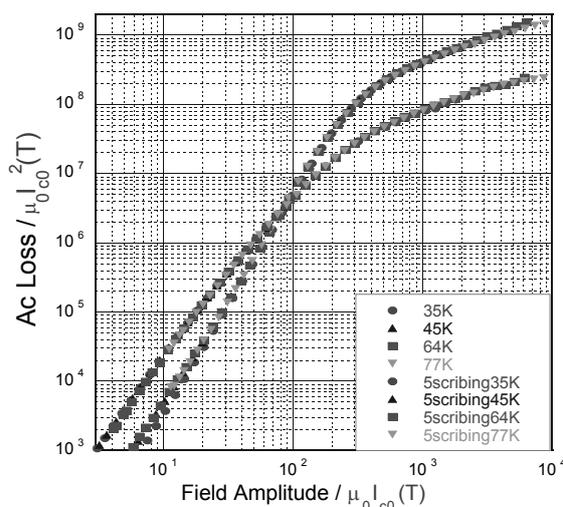
Table1:PLD-EuBCO+BHO3.5mol%超伝導線材諸元

3.温度スケーリングによる交流損失特性の予測

各温度における臨界電流は、零磁場の臨界電流 I_{c0} を用いてスケーリングできることが分かっており、臨界電流との関係により磁化曲線も同様にスケーリングできる。さらに、磁化曲線の囲む面積である交流損失についても同様にスケーリングをおこなうことが可能である。以上をまとめ、交流損失に温度スケーリング則を適用した一例を以下の Fig1 に示す。これにより、各温度における交流損失曲線が一つのマスターカーブに一致し、温度でスケーリングされることを確認した。

以上の結果から、ある温度でのマスターカーブとなる磁化曲線と交流損失を測定しておき、零磁場の臨界電流値 $I_{c0}(T)$

温度依存性をもとに温度スケーリングと逆の操作を行えば、様々な温度の交流損失を予測することができる。

Fig1 The normalized ac losses by $I_{c0}(0,T)$

4.発表内容

これまでに REBCO 線材の磁化曲線、交流損失を測定し、その結果を用いて温度スケーリングが適用可能であることを示した。今回は、線材の積層枚数を変えた際にも温度スケーリングが適応可能であるかを検証して報告する。

微量 BHO ドープが IBAD-MgO 基板上 YBCO 薄膜の超伝導特性に及ぼす影響

Effect of minute doping of BHO on superconducting properties of YBCO films deposited on IBAD-MgO substrates in low magnetic fields

一野 祐亮, 久保 勇人, 吉田 隆(名大); 吉積 正晃, 和泉 輝郎, 塩原 融 (SRL); 加藤 丈晴 (JFCC)

ICHINO Yusuke, KUBO Hayato, YOSHIDA Yutaka (Nagoya Univ.);

YOSHIZUMI Masateru, IZUMI Teruo, SHIOHARA Yuh (SRL); KATOH Takeharu (JFCC)

E-mail: ichino@nuce.nagoya-u.ac.jp

1. はじめに

REBa₂Cu₃O_y (REBCO) 超伝導線材は様々な電力機器への応用が検討されている。特に、人工磁束ピン止め点 (APC) を導入することで強磁場マグネットや発電機への応用を目指した磁場中 J_c の向上について研究・開発されている。一方で、電力ケーブルなど弱い自己磁場の下で運用される超伝導電力機器に対しても APC の導入は有効である。例えば、Driscollら[1]やSolovyovら[2]はREBCO 薄膜中に導入された点状欠陥や積層欠陥が自己磁場 J_c を向上させることを示唆した。また、Maierovら[3]やMiuraら[4]は、試料中に生じた BaZrO₃(BZO) ナノパーティクルによって低磁場における J_c が向上することを報告している。以上を踏まえて、本研究では APC 添加量が自己磁場 J_c (J_c^{self}) に与える影響を明らかにするために、BaHfO₃ (BHO) を少量添加した YBCO 薄膜を作製し、BHO 添加量に対する超伝導特性を系統的に評価した。

2. 実験方法

BHO を導入した YBCO 薄膜は、KrF ($\lambda = 248 \text{ nm}$) エキシマレーザーを用いたパルスレーザー蒸着 (PLD) 法により作製した。基板には、IBAD 法を用いて MgO 中間層を作製した IBAD-MgO (PLD-CeO₂ / sputtering-LMO / IBAD-MgO / IBS-GZO / Hastelloy) 基板を使用した。成膜時の基板ヒーター温度は 850°C、酸素分圧は 40 Pa で作製を行った。ターゲット-基板間距離は 40 mm、レーザーのエネルギー密度は 2.0 J/cm²、またレーザー周波数は 10 Hz とし、すべての薄膜の膜厚を約 250 nm とした。BHO の添加方法は、修飾ターゲット法 (BHO 1.20-3.37 vol.%) と混合ターゲット法 (BHO 0.21-1.38 vol.%) の 2 種類を使用した。修飾ターゲット法とは、扇状に加工した薄い BHO 焼結体を YBCO ターゲットの上に貼り付けた修飾ターゲットを用いる方法であり、混合ターゲット法とは、あらかじめ BHO が添加されている YBCO のターゲットを使用する方法である。結晶性を X 線回折法、超伝導特性を直流四端子法で評価した。

3. 実験結果及び考察

Fig. 1 に BHO 添加量に対する 77 K における J_c^{self} を示す。本研究では 2 種類の BHO 添加方法を用いたが、添加方法に関わらず J_c^{self} は極大値を持つ傾向を示した。ここでは示していないが T_c は BHO 添加方法によらず、BHO 添加量増加に伴って減少する傾向を示した。以上から、超伝導特性の変化は BHO 添加量の変化のみに起因していると考えられる。

BHO 添加量に対する J_c^{self} の挙動に注目すると、BHO 添加量 0.5 vol.% 付近で J_c^{self} が極大値を持つことがわかった。この原因を明らかにするために、 J_c の磁場印加角度依存性 (J_c - θ) を測定した。Fig. 2 に様々な BHO 添加量を持った YBCO 薄膜の J_c - θ 曲線を示す。図より、 J_c^{self} が極大値を示した BHO 添加量 (0.42 vol.%) では $B//c$ にブロードな J_c ピークが見られ、pure 試料と比較しても全体的に J_c が高かった。つまり、低い BHO 添加量では c 軸相関ピンよりもランダムピンからの寄与が大きいことが示唆されている。つまり、BHO 添加量が微量であるためにナノロッドではなくナノパーティクルが形成

され、ランダムピンとして作用した結果、文献[3, 4]と同様に自己磁場を含む低磁場下における J_c が向上したと考えられる。

4. まとめ

BHO を微量に添加した YBCO 薄膜の超伝導特性を評価した結果、BHO 微量添加が自己磁場下における J_c の向上に有効であることが示唆された。

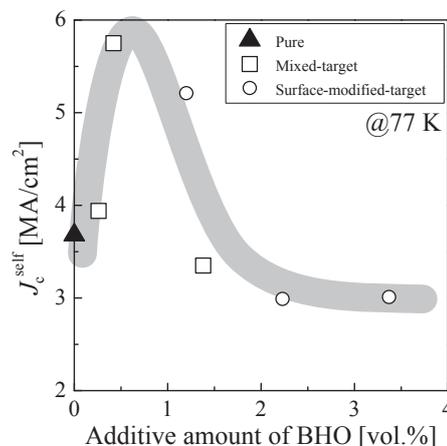


Fig. 1 J_c in self-field at 77 K as a function of additive amount of BHO.

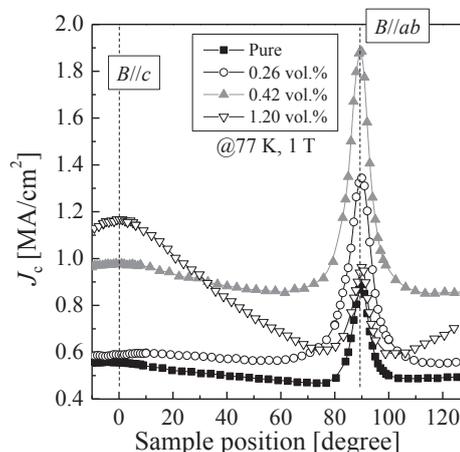


Fig. 2 Magnetic field angular dependence of J_c in 1 T at 77 K for BHO doped YBCO films.

謝辞

本研究の一部は、科学研究費補助金(23226014,19676005, 25289358)からの助成を受けて実施したものである。

参考文献

1. J. L. MacManus-Driscoll, et al.: Appl. Phys. Lett., Vol. 84 (2004) p. 5329
2. V. F. Solovyov, et al.: Supercond. Sci. Technol., Vol. 20 (2007) p. L20
3. B. Maierov, et al.: Nature Materials, Vol. 8 (2009) p. 398
4. M. Miura et al.: Phys. Rev. B, Vol. 83 (2011) p.184519

バルク高温超電導体を使ったアンジュレータの磁場解析

Field-analysis of bulk HTS undulators

植本 昌則(北海道工大);飯田謙二, 川口 秀樹(室蘭工大)

TSUCHIMOTO Masanori (Hokkaido Inst. Tech.); IIDA Kenii, KAWAGUCHI Hideki (Muroran Inst. Tech.)

E-mail: tsuchi@hit.ac.jp

1. はじめに

アンジュレータでは周期的な磁場中で高速電子を蛇行運動させ、角度発散が小さい準単色光が得られる。永久磁石の飽和から磁場強度には限度がある。永久磁石アンジュレータにバルク高温超電導体をはめ込んで、磁場を強くする実験結果が報告されている[1]。また半円状バルク高温超電導体を互い違いに並べて着磁したスタガードアレイアンジュレータも提案されている[2]。臨界状態モデルに基づいた薄板積層近似と人工導電率法を用いた巨視的数値解析コード[3]で磁場分布を評価した。

2. 定式化

超電導体中での巨視的な電磁現象はマクスウェルの方程式で記述される。

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t}, \quad \nabla \times \mathbf{B} = \mu_0 \mathbf{J}, \quad \nabla \cdot \mathbf{B} = 0, \quad (1)$$

外部磁場の時間変化が十分ゆっくりな準静的な電磁界変化に対して、第2種超電導体での電界と遮蔽電流は標準的な臨界状態モデルで表される。

$$\mathbf{J}_{SC} = J_c(\mathbf{B}) \frac{\mathbf{E}}{|\mathbf{E}|} \quad \text{if } |\mathbf{E}| \neq 0, \quad \frac{\partial \mathbf{J}_{SC}}{\partial t} = \mathbf{0} \quad \text{if } |\mathbf{E}| = 0. \quad (2)$$

上式が通常の導体でのオームの法則に代わる電界と遮蔽電流間の構成関係式であり、超電導の特性を表す。外部磁場の時間変化により電界が生じる要素では電界の方向に電流密度 J_c の遮蔽電流が流れ、遮蔽効果で電界が生じない要素では電流状態に変化が生じないことを意味している。遮蔽電流密度 J_c は磁場依存性を持つが、本解析では遮蔽電流密度一定のピンモデルを用いる。電流ベクトルポテンシャルを利用すると、マクスウェル方程式から $\nabla \cdot \mathbf{T} = 0$ の下で次のT法の支配方程式が得られる。

$$\nabla \times \frac{1}{\sigma} \nabla \times \bar{\mathbf{T}} + \mu_0 \frac{\partial \mathbf{T}}{\partial t} - \frac{\mu_0}{4\pi} \int_s \frac{\partial \mathbf{T}_n}{\partial t} \nabla' \frac{1}{R} dS' + \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} = \bar{\mathbf{0}} \quad (3)$$

薄板積層近似モデルを用いて離散化したモデルに対して、人工導電率法を用いて、非線形な(2)式を満足する遮蔽電流分布を反復計算により求める。まず超電導体を超良導体と仮定し導電率を非常に大きな値 (10^{20} [$1/\Omega\text{m}$]) に設定し電流分布を求め、遮蔽電流密度が J_c を越えた要素については、次式により導電率を操作して再度計算する。

$$\sigma_{new} = \frac{J_c}{E} = \sigma_{old} \frac{J_c}{J} \quad \text{if } J > J_c, \quad \sigma_{new} = \sigma_{old} \quad \text{if } J \leq J_c \quad (4)$$

全要素で最大遮蔽電流が J_c に収束するまで反復計算を行うことにより、臨界電流モデルをほぼ満足した遮蔽電流分布が得られる。

3. 解析結果

永久磁石アンジュレータモデルは $20 \times 4 \times 20$ [mm] の永久磁石と $20 \times 1.75 \times 17$ [mm] の整磁材から構成され、 $32 \times 7.5 \times 10$ [mm] で 20×4 [mm] の穴が開いた長方形型のバルク材を磁極にはめ込む。バルク材は磁石間の磁石間距離(ギャップ)を広げていく過程で磁場中冷却着磁される。Fig. 1 にギャップを変化させた時の中心最大磁場の数値解析結果を示す。実線がバルク材なし点線はバルク材の

$J_c = 1.0 \times 10^8$ A/m² と 5.0×10^8 A/m² の時の結果を示す。

$J_c = 5.0 \times 10^8$ A/m² で実験結果とほぼ同じ傾向が得られた。

一方、スタガードアレイバルクアンジュレータは高さ 10.6 [mm] 厚さ 2.5 [mm] の半円状バルク材を互い違いに配置しソレノイドコイル中で磁場中冷却着磁を行う。永久磁石アンジュレータでは磁石の大きさを変えて端部の磁場を修正できるが、バルクアンジュレータの場合も同様に調整できるか解析を行った。Fig. 2 に端部のバルク材の大きさや位置を変える前と後の中心軸上の磁場分布を示す。計算ではほぼ正弦波状の磁場分布が得られた。

4. おわりに

バルク高温超電導体を使った2種類のアンジュレータモデルの磁場解析を行った。永久磁石アンジュレータでは中心磁場が増すことを、スタガードアレイバルクアンジュレータでは端部の補正がバルク材の大きさと位置を変えることにより可能なことを確認した。

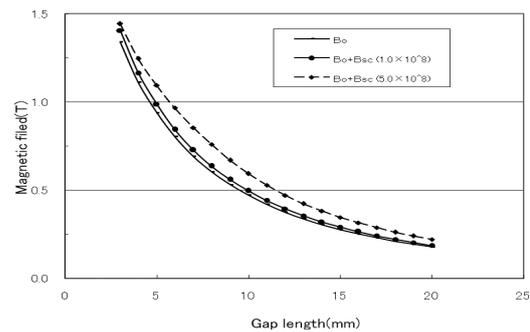


Fig.1 Numerical maximum field of permanent magnet undulator model

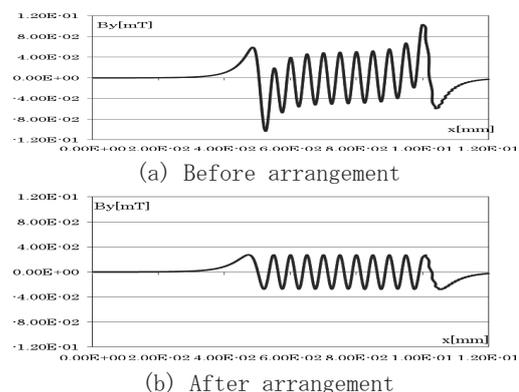


Fig.2 Numerical field profile of Staggered Array Undulator model

参考文献

1. T. Tanaka et al.: New Journal of Physics, vol.8(2006), no.287.
2. 紀伊,金城:低温工学,Vol.46(2011)pp. 118-124.
3. 植本:第 23 回電磁力関連のダイナミクスシンポジウム (2011), pp.161-162.

次世代超電導サイクロトロンの開発: Y系ダブルパンケーキコイルの巻線精度評価

Development of Next Generation HTS cyclotron: Evaluation on Winding Accuracy of YBCO Double Pancake Coil

齋藤 隼, 有谷 友汰, 狩野 開, 道辻 健太, 王 韜, 王 旭東, 石山 敦士(早稲田大学);
植田 浩史(大阪大学); 渡部 智則, 長屋 重夫(中部電力)

SAITO Jun, ARIYA Yuta, KARINO Hiraku, MICHITSUJI Kenta, WANG Tao, WANG Xudong, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);
UEDA Hiroshi (Osaka Univ.); WATANABE Tomonori, NAGAYA Shigeo (Chuden)

E-mail: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

我々は、高温超電導技術を活用した小型・高効率・高性能の次世代超電導サイクロトロンの開発・実現を目指している[1]。サイクロトロン用高温超電導コイルにおいては、空間的・時間的に高精度な3次元磁場分布が要求される。そのため、コイルの巻線精度をできるだけ高める必要がある。そこで我々は高精度巻線技術に関する検討を行い、それに基づいて巻線機を製作した[2]。今回は高精度の巻枠および電気絶縁を施したYBCO線材を用いて小型Y系ダブルパンケーキモデルコイルを巻線・試作し、コイルの半径方向と軸方向の巻線精度を定量的に評価したので報告する。なお、磁場精度については2P-p18で報告する。

なお、本研究の一部は科研費(基盤研究 A)「次世代重粒子線がん治療装置用超電導加速器の基盤技術開発」において実施したものである。

2. 実験

試作したコイルの諸元をTable 1に示す。DPコイルの上部をCoil1, 下部をCoil2とする。モデルコイルに用いた巻枠は、真円度0.02となっている。実験は、線材厚のばらつきを測定したのちに、試作コイルの巻線精度(コイル半径方向)をレーザー変位計(変位計の分解能:0.25 μm , オシロスコープの分解能:1 μm)により測定した。試料線材はフジクラ社製YBCO線材に絶縁層を塗布したものをを用いた。

3. 結果

Coil1の試料線材の厚み分布をFig.1に示す。同図にあるように、線材厚は平均約230 μm 、標準偏差は約10 μm であった。一方、Table 1のコイル外径から各ターンの平均厚は約251 μm となることから、試作コイルは毎ターン平均約21 μm の半径方向の巻線誤差が生じていることになる。Coil1の巻線精度の実験結果をFig.2(全体), Fig.3(3層目)に示す。Fig.2およびFig.3における“Ideal”は、Fig.1の平均値から算出した平均巻線厚みである。Fig.2から、実測した巻線厚みは“Ideal”の巻線厚みと最大線厚(約260 μm)による巻線厚みの間に存在することから、半径方向の巻線精度は線厚のばらつきによる影響が支配的であるということが示唆された。Fig.3より、3層目の巻線厚みは“Ideal”の場合で約691 μm であり、実測値とは $\pm 47 \mu\text{m}$ の誤差となった。その原因として、線材厚のばらつきに加え、巻芯のワタリ部分の凹凸や計測誤差などが影響した可能性がある。なお、軸方向も含めた巻線精度については当日発表する。

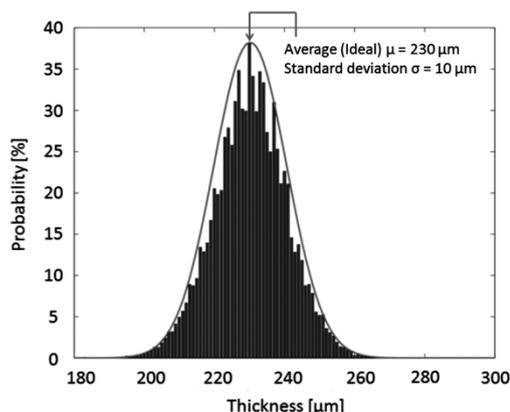


Fig.1 Gaussian Distribution of Tape's Thickness

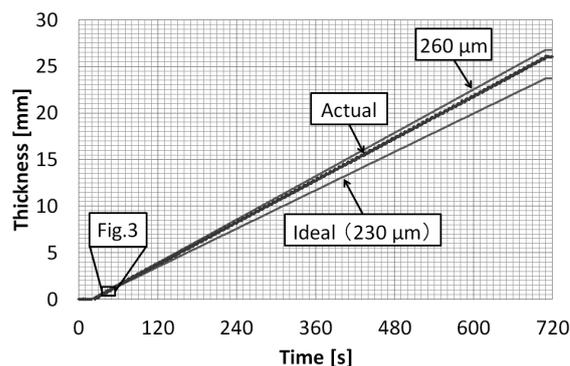


Fig.2 Winding thickness

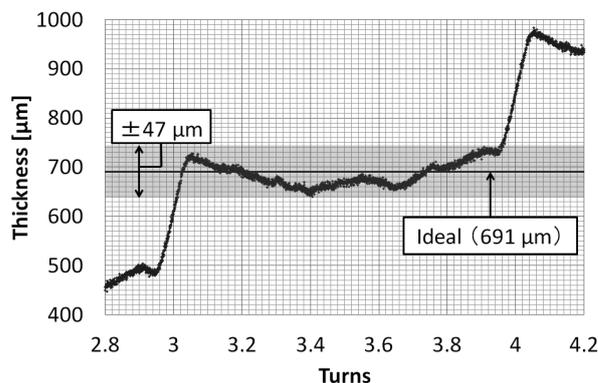


Fig.3 Winding thickness of 3rd turn

Table 1 Specifications of DP Model Coil

	Coil1	Coil2
Innner Diameter (mm)	100.0	100.0
Outer Diameter (mm)	151.7	150.1
Number of Turn	103	103
Height of Coil (mm)	5	5

参考文献

1. Ueda, et al: Conceptual Design of Next Generation HTS Cyclotron (2013), IEEE
2. Ishiyama, et al: Abstracts of CSSJ Conference Vol.86 (2012) p.123

次世代超伝導サイクロトロンの開発: Y系ダブルパンケーキコイルの磁場精度評価

Development of Next Generation HTS Cyclotron: Evaluation on Magnetic Field Accuracy of YBCO Double Pancake Coil

有谷 友汰, 斎藤 隼, 狩野 開, 道辻健太, 王 韜, 王 旭東, 石山 敦士(早大);
植田 浩史(阪大); 渡部 智則, 長屋 重夫 (中部電力)

ARIYA Yuta, SAITO Jun, KARINO Hiraku, MICHITSUJI Kenta, WANG Tao, WANG Xudong,
ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.); UEDA Hiroshi(Osaka Univ.);
WATANABE Tomonori, NAGAYA Shigeo(Chubu Electric Power)
E-mail: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

我々は、高温超伝導技術を活用した小型・高効率・高性能の次世代重粒子線がん治療用超伝導サイクロトロンの開発・実現に向けた研究を行っている。医療用次世代超伝導サイクロトロン用コイルには $10^{-3} \sim 10^{-4}$ の高い発生磁場精度が求められるため、コイル巻線時の精度を高める必要がある。そこで先行研究において我々は高精度巻線技術の開発を行い、それに基づいて巻線機を製作した[1]。今回は開発した巻線機を用いて小型ダブルパンケーキモデルコイルを試作し、その発生磁場精度について評価したので報告する。巻線精度評価については[2]で報告する。尚、本研究は科研費(基盤研究 A)「次世代重粒子線がん治療装置用超伝導加速器の基盤技術開発」により実施したものである。

2. 実験と磁場解析方法

試作したコイルの諸元を Table1 に示す。今回のモデルコイルには 0.02 の真円度をもつ高精度巻枠を用いた。液体窒素浸漬冷却下(77 K)でコイルに 80 A を通電し、新たに製作した高精度 x-y ステージ(位置決め精度: $3 \mu\text{m}$)を用いてガウスメーターにより発生磁場分布を測定した。測定はコイル上端面から 53.5 mm ($\pm 0.5\text{mm}$)、コイル中心から半径方向に 50 mm ずつ対称な位置で行った。

磁場解析はビオ・サバルの法則を用いて、ガウス・ルジャンドル数値積分により行った。今回は、2つのモデルについて発生磁場を計算した。Model 1 は厚み $230 \mu\text{m}$ の均一な線材を巻線した場合を想定した結果である。なお、線材厚み $230 \mu\text{m}$ は実測した平均値である[2]。Model 1 の場合は、103 ターンの外径を計算すると 147.38 mm である。Model 2 は、Table 1 のコイル外径の実測値より計算した結果である。Model 1 と 2 の内径および高さは Table 1 の数値を用いた。

3. 結果

磁場の実験結果と解析結果を Fig.3 に示す。実験結果において、最大磁場はコイル中心で 610 G、中心から対称な位置を比較すると、その差は最大で 5 G(1%)以下であった。測定位置のずれによる誤差を考慮すると、高い精度で磁場分布の対称性を確認できた。実験結果と Model 1 の解析結果とを比較すると、中心付近で最大 8.9 G(約 1.5%)、Model 2 と比較すると最大 12 G(約 2%)の誤差が生じた。この原因としては、コイル巻線精度の影響に加えて、遮蔽電流による磁場、コイル冷却時の変形、測定時の誤差などが考えられる。

参考文献

1. A. Ishiyama, et al: Abstracts of CSJ Conference Vol. 86 (2012) p. 123
2. J. Saito, et al: Abstracts of CSJ Conference Vol. 87 (2013) 2P-p17

Table 1 Specifications of DP model coil

	Coil1	Coil2
Innner Diameter (mm)	100.0	100.0
Outer Diameter (mm)	151.7	150.0
Number of Turn	103	103
Height of Coil (mm)	5	5

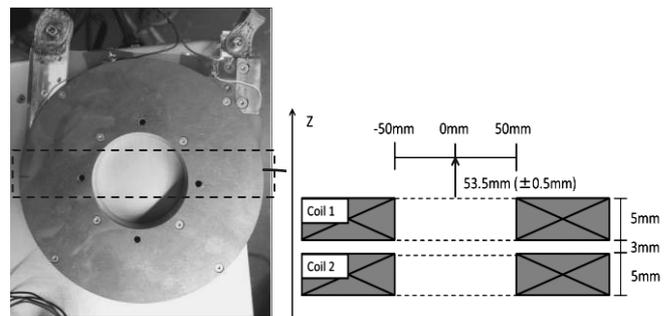


Fig.1 Measurements

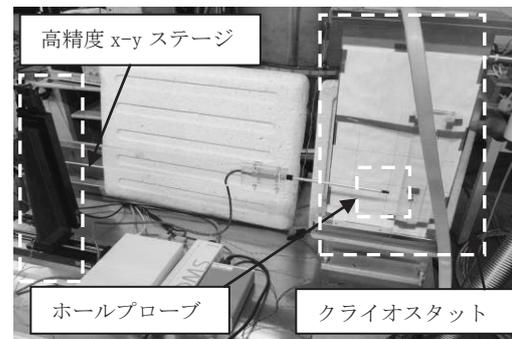


Fig.2 Experiment apparatus

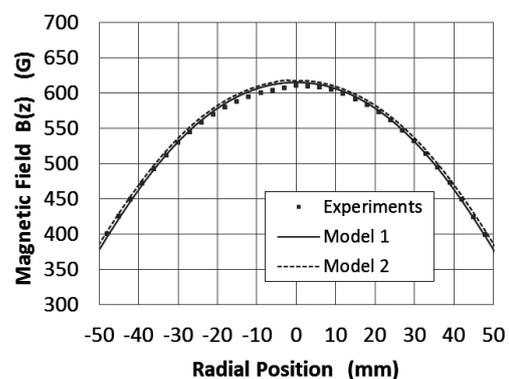


Fig.3 Magnetic field

400kVA REBCO 超伝導変圧器の短絡過大電流に対する応答特性の解析

Analysis of response of 400kVA REBCO superconducting transformers
when short circuit current flows

大坪 祐平, 松尾 政晃, 佐藤 誠樹, 岩熊 成卓(九州大学); 五所 嘉宏, 林 秀美(九州電力);
富岡 章(富士電機); 大熊 武, 田子森秋彦, 和泉 輝郎, 塩原 融(ISTEC)

OTSUBO Yuhei, MATSUO Masaaki, SATO Seiki, IWAKUMA Masataka (Kyushu-Univ.); GOSHO Yoshihiro, HAYASHI Hidemi
(Kyushu Electric Power Co.); TOMIOKA Akira (Fuji Electric Co. Ltd.); OKUMA Takeshi, TAGOMORI Akihiko, IZUMI Teruo,
SHIOHARA Yuh(ISTEC)

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

1. 研究背景及び目的

本研究では、20MVA 級超伝導変圧器の開発に先駆け、要素技術開発のため、限流機能を付加した 6.9kV-400kVA 超伝導変圧器において、突発短絡試験を行った。

2. 設計・試作・試験

Y 系超伝導線材を用いて超伝導変圧器を設計、試作し、線材の銅線厚さを $50\mu\text{m}$ として、77K 液体窒素中で、短絡電流を 20MVA 級超伝導変圧器のものと同等として突発短絡試験を行った。

3. 数値解析

数値解析コードには下記の二次側も一次側に換算した回路方程式を用いた。

$$L \frac{dI}{dt} + \rho_n \frac{l_n}{S} I + \int_0^{l_f} \rho_f \frac{I - I_c}{S} dx = V$$

ここで、 L は変圧器の漏れインダクタンス、 ρ_n 、 l_n はそれ

ぞれ巻線の常電導部抵抗率、常電導領域長、 ρ_f 、 l_f はそれぞれ巻線のフラックスフロー抵抗率、フラックスフロー領域長、 I は通電電流、 I_c は線材の臨界電流、 S は線材の断面積、 V は巻線の両端の電圧を表している。

この回路方程式及び熱伝導方程式を用いて数値解析を行い、線材構成と短絡電流、巻線温度等の関係について検討した。

4. 結果・考察

突発短絡試験における実験結果と数値解析の比較を行った。Fig.1 に通電電流の時間変化を示す。実験結果と解析結果が一致したことから数値解析プログラムの妥当性が確認できた。0.25 秒後に 174A に限流し、特性劣化も見られず目標である定格電流の 3 倍に抑制することができた。よって、超伝導変圧器は短絡電流に耐え、かつ、限流機能を発揮することが確認できた。

次に、Fig.2. に銅線厚さと 0.2 秒時の電流値の関係を、Fig.3 に銅線厚さと巻線温度の関係を、それぞれ数値解析により求めたものを示す。Fig2. で、電流値は銅線が厚くなるにつれて増加しているが、%Z により抑制される短絡電流値 547A を上限に、それ以降上昇していないことがわかった。また、Fig3. では、巻線温度は極大でも 180K 以下と、室温よりも低い値をとることが確認できた。

謝辞

本研究はイットリウム系超伝導電力機器技術開発の一環として、ISTEC を通じて NEDO からの委託を受けて実施したものである。

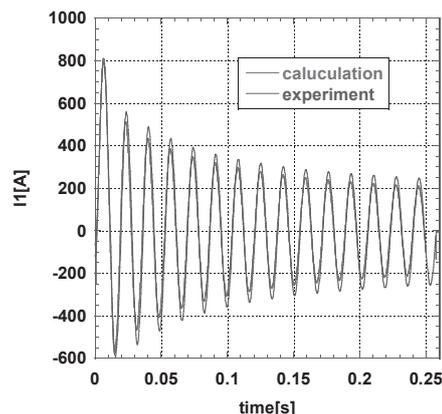


Fig.1 calculation and experiment current

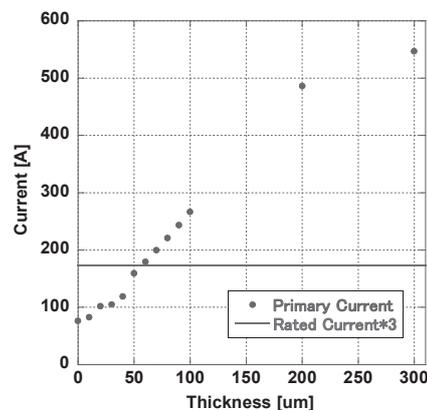


Fig.2 Thickness variation of current (at 0.2s)

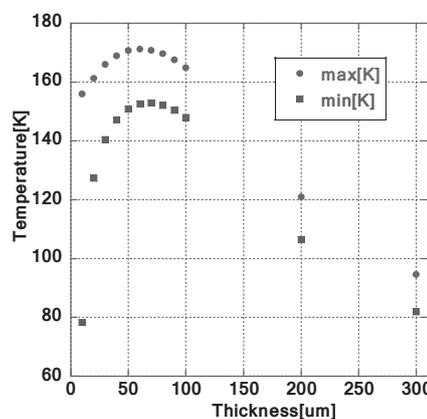


Fig.3 Thickness variation of winding temperature

Y系超伝導同期モータの数値解析による設計検討

Numerical design study of a REBCO superconducting synchronous motor

猿渡 将貴、大嶽 晃、岩熊 成卓(九州大学);長谷 吉二、富岡 章(富士電機);

和泉 輝郎、塩原 融(ISTEC)

1. はじめに

近年、低環境負荷を目指し、超伝導応用機器の開発が進められている。今までの超伝導機器の開発において Bi2223 線材による試作機の多くは He ガス冷却により温度マージンを高くとった設計や、従来通り鉄心を有した構造となっている。近年では、Bi系線材に代わる次世代高温超伝導線材として Y系超伝導線材が世界的に研究されている。そこで本研究の目的は、Y系超伝導線材の臨界電流の磁場、温度を考慮しつつ、Y系超伝導線材を用いた空芯の高性能超伝導同期電動機について小型化を目的とした設計を行ったうえで、電動機の損失を明らかにし、超伝導電動機的设计・開発の方向性を提示することである。

2. 200kW Y系超伝導同期モータの仕様

Table.1 に検討した超伝導モータの仕様を示す。界磁巻線に使用した Y系超伝導線材は、厚さ $100\mu\text{m}$ のハステロイテープを基板とする幅 5mm 、超伝導層厚 $1.2\mu\text{m}$ 、銀層厚 $10\mu\text{m}$ で銅安定化層を加えた全体が $200\mu\text{m}$ 厚のものを想定した。この臨界電流 I_c の温度、磁場特性としては、現在開発されている線材を参考にしており、臨界電流 $126\text{A}@77\text{K}, 0\text{T}$ である人工ピン入りの IBAD(GZO)-PLD(GdBCO)線材を想定した。臨界電流—磁場特性を Fig.1 に示す。

3. 解析方法

Fig.2 にモータの断面図を示す。今回検討したモデルは巻き数の異なるダブルパンケータコイルを 5 個積層した菱形断面構造であり、電機子巻線の素線は銅線とした。磁界解析は市販の電磁場解析ソフト Ansys を用いて 2 次元静磁場解析を行った。結果を Fig.3 に示す。まず単位長あたりの電動機の出力を解析し、出力 200kW の実現に必要な軸長を算出した。次に、回転子に印可される磁場変動から超伝導界磁巻線に発生する交流損失を見積もった。

4. 解析結果と考察

数値解析の結果、解析した電動機の体積は既存の常伝導電動機の体積のおよそ 55%程度となった。回転子に印加される磁場変動の振幅は非常に小さく、交流損失は 1W 以下と出力に対して無視できる大きさであった。トルクリップルも 1%程度となり騒音や振動を低減できると期待される。今後は電機子巻線を集中巻としたモデルとの比較も行っていく。

Table.1 Specification of REBCO Superconducting motor

容量	200kW
電源周波数	60Hz
極数	4
界磁巻線電流	230A
動作温度	45K

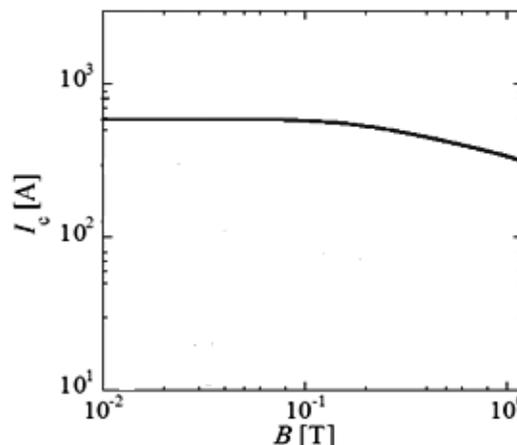


Fig. 1 Critical current of REBCO Superconducting tape@45K

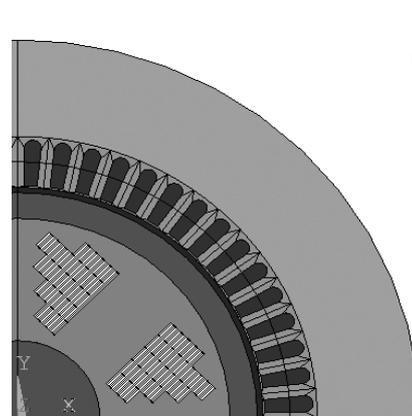


Fig.2 Cross section of a superconducting generator

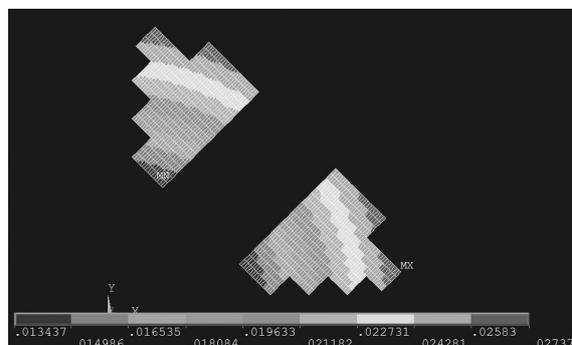


Fig.3 Magnetic field distribution in the field winding

YBCO テープ線材を用いたリニアスイッチトリラクタンスモータの特性解析

Characteristic analysis of linear switched reluctance motor with YBCO tape conductors

平山 齊, 浅川 慎一郎, 川畑 秋馬 (鹿児島大)

HIRAYAMA Tadashi, ASAKAWA Shinichiro, KAWABATA Shuma (Kagoshima University)

E-mail: hirayama@eee.kagoshima-u.ac.jp

1. はじめに

産業機械では送り機構にリニアモータが利用されるが、さらなる生産性向上の要求からリニアモータの大推力化が求められている。著者らは、高性能な希土類永久磁石を使用せずに、これらの動力源への適用が期待できるリニアスイッチトリラクタンスモータ (LSRM) の開発を目指し、励磁巻線に高温超伝導体を使用した大推力、高出力、高効率が可能 LSRM を提案した[1]。本研究では、励磁巻線に YBCO テープ線材を用いた LSRM について、有限要素法を用いた磁場解析により推力特性の算出を行い、その特性について評価した。

2. LSRM の基本構造と動作原理

Fig. 1 に本研究で検討している LSRM の形状と寸法を示す。本リニアモータは、固定子 6 極、可動子 8 極の 3 相の LSRM を両側式とした構造であり、固定子鉄心突極にのみ高温超伝導体を用いたダブルパンケーキ型の励磁巻線が施されている。ここで、鉄心積厚は 100 mm である。

Fig. 1 に示すように、C 相の固定子突極と可動子突極が完全に対向した位置を、可動子位置 $x = 0$ mm とする。 $x = 0$ mm において A 相の励磁巻線に電流を流すと、可動子突極にリラクタンス推力が発生し、Fig. 1 の位置まで移動する。次に、A 相の励磁を切り B 相の励磁巻線に電流を流すと、A 相を励磁したときと同じように可動子突極にリラクタンス推力が発生する。このように、可動子位置に応じて励磁する相を A 相、B 相、C 相の順に切り替えていくことで連続した推力が発生する。

3. 解析方法および解析条件

特性の算出は、有限要素法を用いた二次元非線形磁場解析により行う。解析には JSOL 社製の電磁場解析ソフトウェア JMAG を使用した。A 相、B 相、C 相のそれぞれの励磁巻線には、可動子位置に応じた理想的なパルス電流を与えた。また、特性の算出は可動子移動距離 1 mm 間隔で行った。

Fig. 1 の LSRM において、形状や寸法は変えずに、励磁巻線に使用する導体を銅線、Bi-2223、YBCO テープ線材とした場合について特性の算出を行う。ここで、Bi-2223 テープ線材の断面寸法は 2.8 mm×0.31 mm、臨界電流は 77 K で 70 A である。YBCO テープ線の断面寸法は 2.8 mm×0.1 mm であり、臨界電流は 77 K で 56 A である。解析に用いた各線材の 77 K における J_c - B 特性を Fig. 2 に示す。高温超伝導線材を使用した場合の毎相毎極のターン数は、Bi-2223 で 64 ターン、YBCO で 400 ターンとした。また、鉄心材料を無方向性電磁鋼板とした場合と、無方向性電磁鋼板に比べ飽和磁束密度が高いパーメンダとした場合についても特性の比較を行った。Fig. 3 に解析に用いた鉄心材料の B - H 曲線を示す。パーメンダの飽和磁束密度は無方向性電磁鋼板に比べ 30 % 程度高いことが確認される。

4. 解析結果

Fig. 4 にそれぞれの鉄心材料における、推力-起磁力特性の計算結果を示す。横軸は毎相毎極の起磁力である。図中の破線が無方向性電磁鋼板の計算値、実線がパーメンダの計算値である。また、励磁巻線に銅線、Bi-2223、YBCO テープ線材を用いた場合の算出結果をプロットで示している。ここで各線材における電流値は、銅線の場合は励磁巻線導体

の占積率を 70 %、電流密度を 10 A/mm² で与え、Bi-2223 または YBCO の場合は、励磁巻線のコイルロードラインと使用線材の I_c - B 特性との交点から求められる臨界電流値の 60 % の値を与えた。無方向性電磁鋼板とパーメンダの結果を比較すると、起磁力が 1000 A 以上でパーメンダの推力が大きくなり、特に 2000 A 以上ではその差が顕著になる。銅線および Bi-2223 の場合、得られる起磁力が小さく、パーメンダを用いてもほとんど推力は向上せず、その優位性は見られない。一方、YBCO の場合、起磁力が 6000 A 以上得られており、無方向性電磁鋼板を用いた場合でも他の線材に比べ約 6 倍の推力が発生する。また、パーメンダではさらに 30 % 程度推力が向上し、パーメンダを適用することの有用性が確認できる。

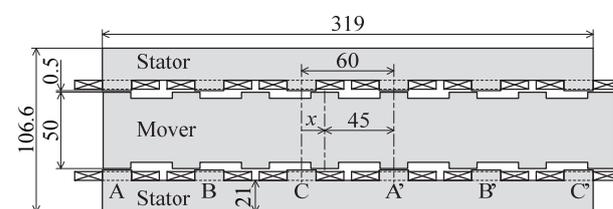


Fig. 1 Configuration and dimensions of the LSRM

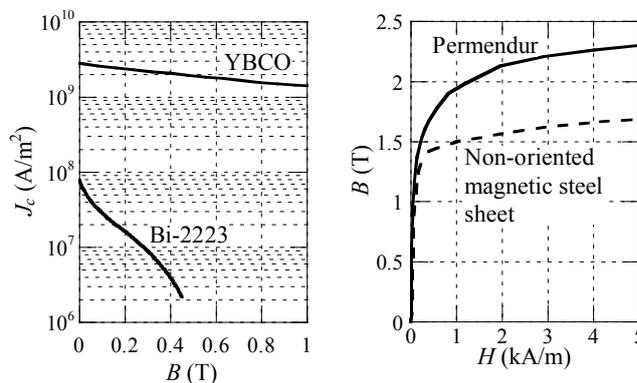


Fig. 2 Magnetic field dependence of J_c at 77 K for YBCO and Bi-2223

Fig. 3 B - H curves for permendur and non-oriented magnetic steel sheet

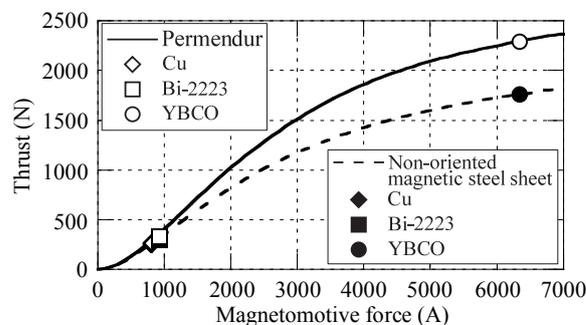


Fig. 4 Calculated results of thrust vs. magnetomotive force characteristics

参考文献

1. T. Hirayama, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 86 (2012) p.3

Y系ダブルパンケーキコイルの遮へい電流磁場評価実験

Experiments on Magnetic Field Generated by Screening Current in YBCO Double Pancake Coil

王 韜, 齋藤 隼, 有谷 友汰, 狩野 開, 道辻 健太, 王 旭東, 石山 敦士(早大); 植田 浩史(阪大); 渡部 智則, 長屋 重夫(中部電力)

WANG Tao, SAITO Jun, ARIYA Yuta, KARINO Hiraku, MICHITSUJI Kenta, WANG Xudong, ISHIYAMA Atsushi (Waseda University); UEDA Hiroshi (Osaka University); WATANABE Tomonori, NAGAYA Shigeo (Chubu Electric Power Co.,Ltd) E-mail: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

NMR/MRI や加速器应用到高温超電導コイルを応用するには要求される磁場空間を高精度に形成する必要がある。このとき超電導線材内の遮へい電流から誘導される不整磁場の影響が問題となっており、これを正確に評価・予測し、いかに抑制するかが大きな課題となっている。特に、テープ状 Y系高温超電導線材で巻いたコイルでは、テープ面に対して垂直方向に磁場を経験することによりテープ長手方向に長時定数の遮へい電流が発生し、コイル発生磁場の空間分布と時間的安定性に大きな影響を与えることになる。

そこで今回、YBCO ダブルパンケーキコイル(DP コイル)を用いて遮へい電流によりコイル発生磁場分布を測定・評価し、数値解析結果[1]と比較したので報告する。

2. 遮へい電流の影響評価実験

遮へい電流から誘導される不整磁場を実験的に測定・評価するために次の式を用いた。

$$B_{nomal} - B_{exp} = B_s \quad (1)$$

$$B_{nomal} = k \cdot I_{tran} \quad (2)$$

ここで、 B_{nomal} は室温で励磁したときの遮へい電流の影響がないコイル発生磁場、 B_{exp} は液体窒素中(超電導状態)で測定したコイル発生磁場、 B_s は遮へい電流による発生磁場、 I_{tran} はコイル通電電流、 k はコイル定数(Gauss/A)である。

上記の評価式に基づいて、試作したダブルパンケーキコイル(諸元: Table 1)に対して実験を行った。まず室温で微小電流を通電し、Fig.2(b)で示す①から④の位置(ホール素子を設置)におけるコイル定数を求めた。その結果を Table 2 に示す。そしてこの値を用いて超電導状態で Fig. 2(a)に示す波形(最大±100A)にて通電したときの①から④の位置の磁場 B_{nomal} を推定した(B_{nomal} には遮へい電流による磁場は含まれない)。次に、コイルを冷却し超電導状態で Fig. 2(a)に示す波形で通電したときの①から④の位置の磁場 B_{exp} を測定した。

3. 遮へい電流による不整磁場

上記実験結果を用いて遮へい電流による発生磁場 B_s を求めた結果を Fig.3 に示す。計測位置①の測定結果は数値解析結果と非常によく一致し、他の②~④においてもヒステリシス特性をよく再現していることがわかる。若干の誤差については、ホール素子のわずかな位置ずれが最も大きな原因であると考えている。以上より、遮蔽電流解析用に開発した計算機シミュレータ[1]の妥当性が確認された。今後は、計算機シミュレータを用いて遮へい電流の抑制法について検討を進めていく予定である。

参考文献

1. H.Ueda, et al.; "Spatial and Temporal Behavior of Magnetic Field Distribution Due to Shielding Current in HTS Coil for Cyclotron Application", IEEE Trans., Vol. 23, Issue: 3, Part: 2, (2013), 4100805
2. H.Ueda, et al.; Abstracts of CSJ Conference, Vol. 87 (2013), 1A-p05

Table 1 Specifications of DP Coil and YBCO Tape

Construction	DP Coil	Type	CVD-(Gd,Y)BCO-IBAD
Inner Diameter	219 mm	Width of YBCO Tape	5 mm
Outer Diameter	240 mm	Thickness of YBCO Tape	300 μm
Thickness	10 mm	Ic (Exp.)	278 A @ 77K
Turns	34 turns/coil	n-Value	35-40

Table 2 Coil Constant at Measurement Positions

Point	①	②	③	④
k	3.852	5.883	5.990	5.506

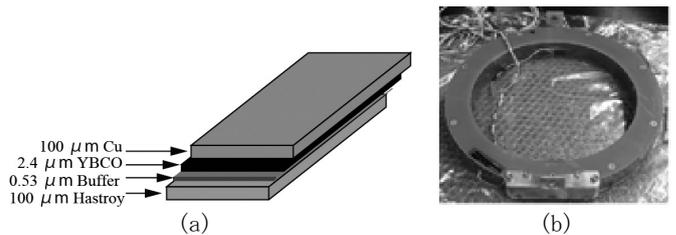


Fig. 1 (a) Configuration of YBCO Tape and (b) DP Coil.

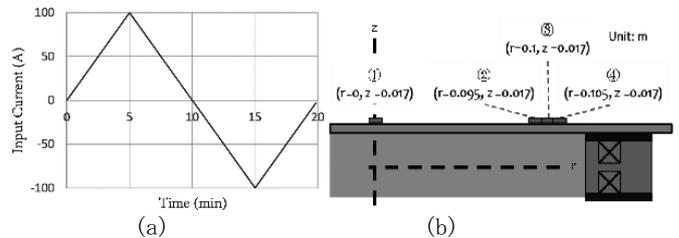


Fig.2 Experimental Setup for Magnetic Field Measurement: (a) Wave Pattern of Coil's Input Current, (b) Position of Hall Probes.

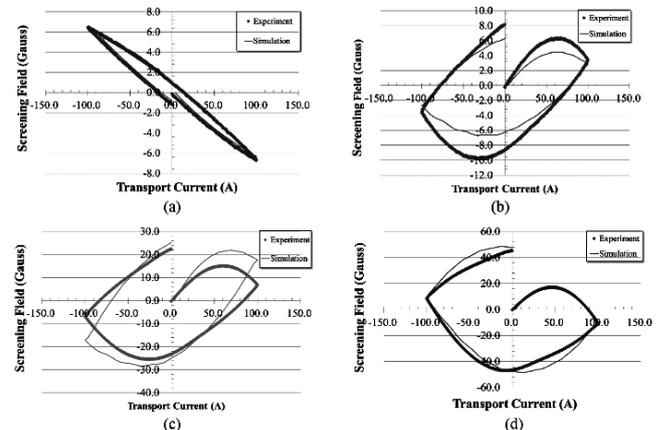


Fig.3 Screening Current traces in YBCO DP Coil: (a) Result at Position ①, (b) Result at Position ②, (c) Result at Position ③, (d) Result at Position ④.

SMES 応用を想定した YBCO モデルコイルの常電導転移・転流解析

Analysis on Normal Transition and Current Redistribution of YBCO Model Coil for the Application of SMES

南 克彦, 荒川 一誠, 中田 恵理香, 増井 裕太, 王 旭東, 石山 敦士(早稲田大学);
渡部 智則, 長屋 重夫(中部電力); 植田 浩史(大阪大学)

MINAMI Katsuhiko, ARAKAWA Issei, NAKATA Erika, MASUI Yuta, WANG Xudong, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);
WATANABE Tomonori, NAGAYA Shigeo (Chubu Electric Power); UEDA Hiroshi (Osaka Univ.);
E-mail: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

2012 年度で終了した NEDO「イットリウム系超電導電力技術開発プロジェクト」において、SMES 用高温超電導コイルに YBCO 線材を 4 枚積層したバンドル導体で巻線する構造が想定・検討された。高温超電導コイルにおいて局所的な常電導転移が発生した場合、常電導転移に伴う電圧は極めて小さい。さらに変換器のノイズ等を考慮した場合、従来の電圧監視では局所的な常電導転移の検出が困難である。筆者らはバンドル導体内の電流転流監視を用いた常電導転移検出法を提案し、数値解析によりその有効性を評価してきた。また 4 枚の YBCO 線材(バンドル導体)を用いた小型モデルコイルを用いて常電導転移実験を行った[1]。その結果、従来の電圧監視による検出は困難だが、電流転流を監視することで局所的な常電導転移の発生を検出できることが示された。今回はモデルコイル実験における局所的な常電導転移および素線間の電流転流について通電・伝熱解析を行ったので報告する。なお、本研究は「イットリウム系超電導電力技術開発プロジェクト」の一部として NEDO の委託により、実施したものである。

2. 解析方法

3 次元有限要素法による熱解析と回路方程式に基づく電流分布解析を連成させた計算機シミュレータを開発・使用した。電流分布解析は式(1)(2)、熱解析は式(3)を用いて定式化した。超電導線材の I - V 特性には n 値モデルを採用した。本実験では超電導線材を伝導冷却し真空断熱したため、境界条件として、最外層の銅層の表面が全て断熱されていると仮定した。

$$\nabla \cdot \sigma(\nabla \phi) = 0 \tag{1}$$

$$[\mathbf{R}_i] \{I_i\} + [\mathbf{M}_{ij}] \frac{d}{dt} \{I_i\} + \{V\} = \{V_{all}\} \tag{2}$$

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_c + Q_H \tag{3}$$

ここで ϕ : 電気スカラーポテンシャル, σ : 導電率, \mathbf{R}_i : 常電導転移領域の抵抗(熱解析に基づいて時間とともに変化する), \mathbf{M}_{ij} : 素線の自己および相合インダクタンス, I_i : 電流, V : 式(1)から得られる各線材の電圧降下, ρ : 密度, c : 比熱, k : 熱伝導率, Q_H : 常電導の芽を発生させるために用いたヒータから YBCO 素線に加えた熱量(実験では板状ひずみゲージをヒータとして使用)である。解析モデルを Fig.1 に示す。

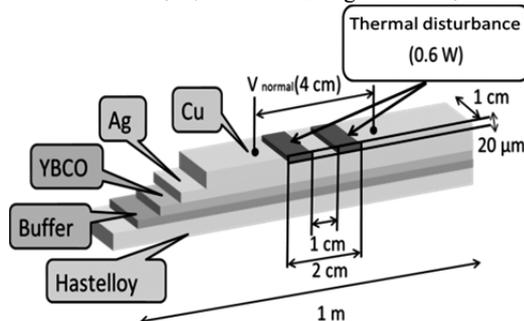


Fig.1 The model of simulation

Table1. Specifications of YBCO tape

Thickness	317 μm
Width	1.0 μm
Insulator	50 μm
Cu	100 μm
Hastelly	100 μm
Buffer	495 μm
YBCO	875 μm
Ag	16 μm

3. 解析結果

SMES 応用を想定し、線材に一定電流通電波形、負荷変動補償波形を通電し、1 枚(tape1)の YBCO 素線にヒータ(0.6 W)の熱擾乱を線材長手方向 2cm に加えた時の各素線の電流の数値計算結果をそれぞれ Fig.2, Fig.3 に示す。

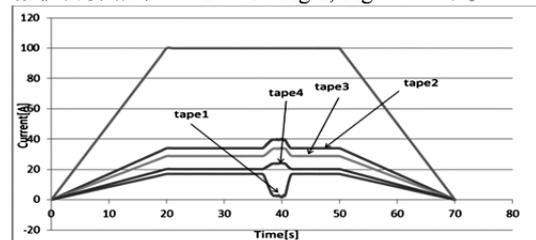


Fig.2 Results of Simulation of each strand current, when the heater (0.60 W) is applied to tape 1(standby current).

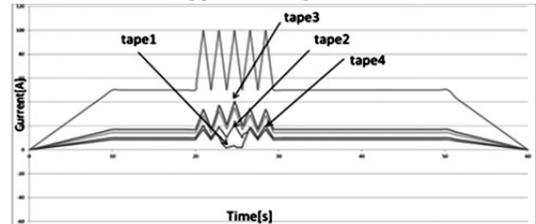


Fig.3 Results of Simulation of each strand current, when the heater (0.60 W) is applied to tape 1(load compensating current).

Fig.2より、10s間のヒータ投入によって、発熱を加えたtape1の電流が17A減少し、tape 2, 3, 4の電流はそれぞれ6A, 7A, 4A増加することを確認でき、ヒータ投入終了2s後に各素線の電流値が発熱投入前と同じ電流値に戻ることを確認した。10Aの転流検出に1.6秒かかり、このときの線材の温度は89Kであり初期温度の77Kから12Kの温度上昇であった。

Fig.3より、ヒータ投入の7秒後に常電導が発生し、tape1の電流が減少し、tape 2, 3, 4の電流はそれぞれ増加することを確認できた。10Aの転流を検出するのに0.6秒かかり、このときの線材の温度は89Kであり初期温度の77Kから12Kの温度上昇であった。待機状態波形、負荷変動補償波形どちらの場合も10Aの転流を検出したときの温度上昇は12K程度であった。

系統安定化波形については当日発表する。

参考文献

1. H. Ohnishi, et al.: “Quench Detection Method for Cryocooler-Cooled YBCO Pancake Coil for SMES”, IEEE Trans. Appl. Supercond, vol. 23, no. 3, 4701404.

SMES 応用を想定した YBCO モデルコイルの常電導転移検出実験

Experiments on Detection of Normal Transition in YBCO Model Coil for SMES Application

荒川 一誠, 南 克彦, 中田 恵理香, 増井 裕太, 王 旭東, 石山 敦士(早稲田大学);
植田 浩史(大阪大学); 渡部 智則, 長屋 重夫(中部電力)

Arakawa Issei, Minami Katsuhiko, Nakada Erika, Wang Xudong, Ishiyama Atsushi(Waseda University);
Ueda Hiroshi (Osaka University); Watanabe Tomonori, Nagaya Shigeo (Chubu Electric Power)

E-mail: issei.arakawa@ruri.waseda.jp

1. はじめに

Y 系線材は高温・高磁界中で優れた臨界電流密度特性を持つ。そのため、Y 系線材の大容量 SMES 応用が期待されており、これを可能とする Y 系 SMES の高磁界化・コンパクト化の技術開発が行われてきた。その中で我々は、Y 系線材を集合導体化し、これを巻線したコイルの熱的安定性と保護について検討を行ってきた。そして導体内の素線に局所的な常電導転移が発生した場合、素線間の電流転流を監視することで常電導転移検出が可能であることを実験と数値解析によって示してきた[1][2]。

今回はこれらの結果を踏まえ、試作したダブルパンケーキコイルに SMES の実応用で想定されている運転パターンを通电し、電流転流監視による常電導転移検出方法の検証実験を行ったので報告する。本研究は、2012 年度で終了した「イットリウム系超電導電力機器技術開発プロジェクト」の一部として NEDO の委託により実施したものである。

2. 実験方法・手順

本実験に用いたコイルの諸元、概略図をそれぞれ Table 1, Fig.1 に示す。コイル端部の電流リードとの接続部で Fig.1(a)(c)のように各素線(4 枚の素線を集合導体化)にそれぞれホール素子を設置し、ホール電圧から各素線電流を推定した。また、Fig.1(b)のようにひずみゲージをダブルパンケーキコイルの上下コイルわたり部分に設置し、各素線に選択的に熱的擾乱を加えられる構造とした。

実験はまず、クライオスタット内に設置したコイルを GM 冷凍機による伝導冷却を用いて 77K まで冷却する。その後、コイルに実応用を想定した運転パターン: 負荷変動補償(50 A → 100 A → 50 A, 53.3 A/s), 系統安定化(50 A → 100 A → 50 A, 320 A/s)を通电した。そして、通电中に熱擾乱(0.6 W, 10 s)を加えることで、線材に局所的な常電導転移を発生させ、その際の各素線電流分布とコイル両端電圧を測定した。

3. 実験結果

例として負荷変動補償を想定した電流通電時の結果を Figs. 2,3 に示す。Fig.2 より、熱擾乱投入後、擾乱を加えた Tape1 の電流が減衰し、Tape3 の電流が上昇しており、電流転流を観測することができた。通电開始後の 50A 一定電流通電時の各素線の電流分布が不均一となっているが、これはコイル両端部の接触抵抗によるものと考えられる。Fig.3 はコイル両端の電圧測定結果であるが、コイル両端部の電圧を監視する方法では局所的な常電導転移を観測・検出することができなかった。

4. まとめ

素線絶縁された Y 系線材を積層・集合導体化し、これを巻線したダブルパンケーキコイルに SMES 実応用で想定される運転パターンを通电した。そして、通电中に熱擾乱を加えることで局所的な常電導転移を発生させ、その際の各素線電流分布を測定した。実験結果より、従来の電圧監視では局所的な常電導転移検出は難しいが、電流転流を監視することによって、常電導転移の検出が可能であることが示された。

Table.1 Specifications

Inner radius	0.2 m
Outer radius	0.242 m
Number of tapes	4
Number of pancake coils	2
Number of turns	16 × 2 turns
I_c of tape 1, 2, 3, 4 (77K)	159 A, 155 A, 150 A, 152 A
Tape width	1 × 10 ⁻⁶ m
Tape thickness	317 × 10 ⁻⁶ m
YBCO thickness	875 × 10 ⁻⁹ m

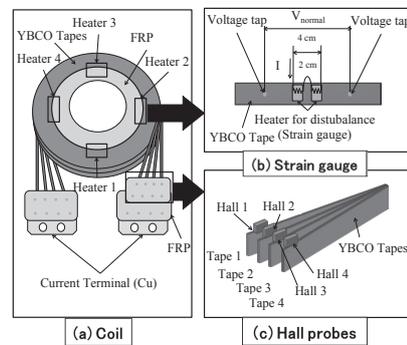


Fig.1 Schematic experimented coil

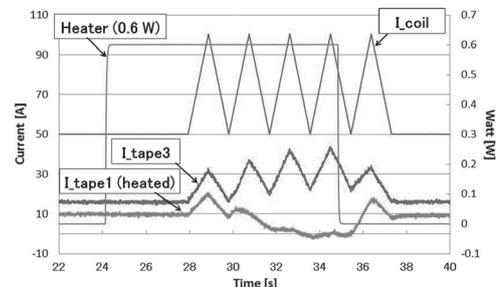


Fig.2 Experimental results of current (Load fluctuation compensation)

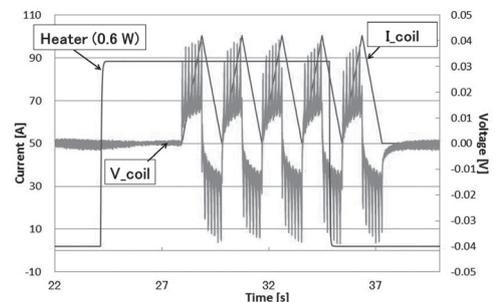


Fig.3 Coil terminal voltage (Load fluctuation compensation)

参考文献

- H. Ueda, A. Ishiyama, et al. : Quench Detection of Cryocooler-Cooled YBCO Pancake Coil for SMES, IEEE Trans. Appl. Supercond, vol. 22, no. 3, (2012) 4702804
- Y. Masui, A. Ishiyama, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 86, (2012) p.136

REBCO コイルの特性劣化メカニズムの系統的研究

Systematic investigation on the mechanism of degradation in the REBCO coil

松田 徹郎(横浜市大); 金 新哲, 柳澤 吉紀(理研); 佐藤耕太, 朴 任中, 中込 秀樹(千葉大); 高橋雅人, 前田 秀明(理研)
 MATSUDA Tetsuro (Yokohama City Univ.); JIN Xinzhe, YANAGISAWA Yoshinori (RIKEN);
 SATO Kota, PIAO Renzhong, NAKAGOME Hideki (Chiba Univ.); TAKAHASHI Masato, MAEDA Hideaki (RIKEN)
 E-mail: matsudatetsuro@gmail.com

1. はじめに

NMR に適用が試みられている高温超伝導体即ち REBCO コイルでは従来用いられてきたエポキシ含浸を行うと、線材の剥離によって超伝導特性が大幅に劣化する[1]。線材の剥離は冷却中にコイル内部に発生するへき開応力による線材端部への応力集中に起因することが分かっているが[2,3]、剥離が起こる詳細なプロセスは必ずしも明確になっていない。そのため、特性劣化を防ぐ有効な技術がいくつも提案されてきている一方、これらの技術を体系化し、統一的に説明することは十分にはできていない。

本研究では、REBCO コイルにおける線材剥離や特性劣化が発生する詳細なメカニズムの解明と、劣化防止技術の体系化に向けて、(i) 劣化したエポキシ含浸コイルにおける、線材損傷の様子を3次元デジタル顕微鏡で観察し、通電特性と合わせて検討した。また、これと対比し(ii) ポリイミド電着皮膜線材を用いて劣化を防止したコイルについて同様の観察を行い、劣化が防がれるメカニズムを議論した。

2. 実験方法

絶縁被覆のない REBCO 線材 (SuperPower 社製 SCS4050) を 35 μ m 厚のカプトンテープと共巻きしたダブルパンケーキコイル (Coil-A) と、20 μ m 厚ポリイミド電着皮膜[3]を施した REBCO 線材で巻いたダブルパンケーキコイル (Coil-B) を製作した。コイルの内径は 30 mm、外径は 38 mm、高さは 8.8 mm でありターン数は合計 54 である。コイルはドライ巻線の状態で液体窒素中で通電試験を行った。その後、エポキシ (Stycast 1266) で含浸・硬化させた後、再度液体窒素中で通電試験を行った。通電試験により、コイルの特性を調べた後、3 次元デジタル顕微鏡 (キーエンス製) を用いて巻線部上表面を観察した。

3. 実験結果と考察

Fig. 1(a)に示す Coil-A はエポキシ含浸後に通電特性が顕著に劣化した。このコイルの巻線部の上部をコイル軸方向から観察した様子を Fig. 1(b)に示す。第5ターンと第6ターンの間のエポキシに、周方向わたってジグザグ形状のクラックが走っている。また第6ターンの銅には周方向に線模様が見える。この部位の3次元形状を Fig. 1(c)に示す。エポキシにカバーされた第6ターンの銅安定化材が断裂し、めくれ上がっている。一方で、第6ターンと第7ターン間のエポキシは隆起している。これらの結果は以下のように解釈することができる。まず、第6ターン上のエポキシ/銅安定化材がへき開応力により断裂する。これにより生じた力のアンバランスによって、第6/第7ターン間のエポキシが圧縮され隆起する。また、第5/第6ターン間のエポキシのクラックがこれらの現象の引き金になった可能性もある。即ち、コイル上端部における熱クラックの発生という瞬間的な現象が、線材上端部で超伝導層の剥離を誘発し、これが内部にまで進展し、コイル特性を大幅に劣化させた可能性が否定できない (Fig. 1(d)参照)。この種の線材の断裂・はがれと通電特性の関係については学会で示す。

Coil-B (Fig. 2(a)参照) はエポキシ含浸による通電特性の劣化は見られなかった。このコイルの巻線部を Coil-A と同様に 3 次元デジタル顕微鏡で観察した。Fig. 2(b) に示すように線材に施されたポリイミド電着皮膜がエポキシから露出 (~50 μ m 幅) している。これはエポキシと皮膜の接着性が悪く、熱応力でエポキシが皮膜からマクロに剥離したためである。また、Fig. 2(c) Fig. 1 と同様に熱収縮によりコイル上端部に生じた熱

クラック (~5 μ m 幅) であるが、クラックは溝状になっており底面に無傷のポリイミド皮膜が見える。クラックは一旦エポキシの深さ方向に進んだ後、ポリイミド皮膜で止まる。このときポリイミド皮膜とエポキシが剥離してエポキシ面が開き Fig. 2(c) のように見えるものと推測される。この結果から、超伝導特性の劣化が抑制されるのは、(a) 皮膜の持つエポキシクラックアレスト (止める) 機能と、(b) 皮膜とエポキシが剥離し易く、この剥離により線材に生じる熱応力が低減されるという 2 つの理由によることが推察される。

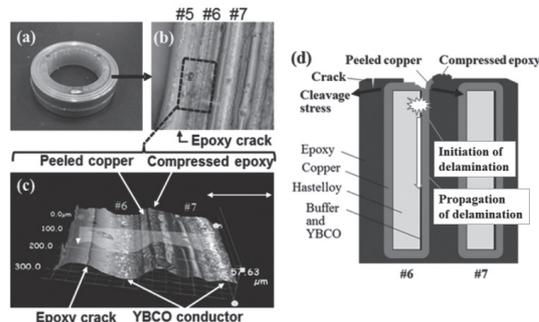


Fig. 1. (a) A double pancake coil wound by a bare REBCO-coated conductor, impregnated with epoxy. (b) The top coil surface measured by a digital microscope. (c) 3D surface imaging of the inset of Fig. 4(b). (d) The schematic representation of the deformation process.

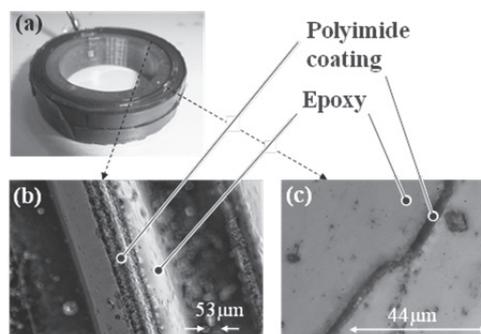


Fig. 2. (a) An epoxy impregnated double pancake coil wound with the polyimide electrodeposited REBCO conductor. (b) Thermal stress strips off a part of epoxy from polyimide coating. (c) A thermal crack runs only through the epoxy surface layer but does not penetrate into the polyimide coating.

4. まとめ

エポキシ含浸した REBCO コイルにおいては、熱応力によってコイルの端面に熱クラックに起因する線材の断裂・めくれが起こる。ポリイミド電着皮膜を施した REBCO 線材のコイルでは、皮膜とエポキシが剥離しやすく、この剥離により線材の熱応力が低減されるので劣化が防がれる。今後、さらに、データを収集し議論を深めたい。

参考文献

1. T. Takematsu, et al.: Physica C, 470 (2010) pp.674-666
2. Y. Yanagisawa, et al: Physica C, 471, 480-485 (2011).
3. Y. Yanagisawa, et al.: Physica C, 476 (2012) pp.19-22

サーマルグリッド法による REBCO コイル熱暴走損傷の防止

Use of thermal grid method to prevent damage on REBCO coils due to thermal runaway

柳澤 杏子, 佐藤 耕太(千葉大); 柳澤 吉紀(理研); 中込 秀樹(千葉大学); 福田 竜彦, 高尾 智明(上智大);
金 新哲, 高橋 雅人, 前田 秀明(理研)YANAGISAWA Kyoko, SATO Kota(Chiba Univ.); YANAGISAWA Yoshinori (RIKEN), NAKAGOME Hideki (Chiba Univ.);
FUKUDA Tatsuhiko, TAKAO Tomoaki (Sophia Univ.); JIN Xinzhe, TAKAHASHI Masato, MAEDA Hideaki (RIKEN)
E-mail: kyoko.yanagisawa@riken.jp

1. はじめに

REBCO コイルでは、(i)コイル臨界電流値を超えることで起こる「自然熱暴走」と(ii)線材の局所劣化による発熱などによってコイル臨界電流以下で起こる「早期熱暴走」の2種の熱暴走がある。REBCO コイルの強みである高電流密度運転下 ($>200\text{A}/\text{mm}^2$) で、熱暴走が起きるとコイルが損傷し、メルトダウンに至る[1]。

我々はこれまでの研究で、インジウムなどの高熱伝導金属をヒートチャンネルとして REBCO コイルの巻線内部に設置することで、巻線部の熱伝導性を向上させるサーマルグリッド法を提案した[2]。この手法を用いることで、早期熱暴走電流を臨界電流付近にまで向上できることを実験と数値解析により示した。

本報ではいったん熱暴走が発生した場合に、サーマルグリッド法がコイル温度上昇に与える影響と、メルトダウン等のコイル損傷を防ぐ効果を数値解析により検討した。

2. 解析条件

過去の研究[2]で構築した数値解析手法を用いてサーマルグリッドがある場合、ない場合における REBCO コイルの熱暴走解析を行った。内径 30 mm、外径 41 mm、巻数 50 の REBCO シングルパンケーキを複数積層して直列に接続したコイルを 2 個想定した。コイルの自己インダクタンスは 1 H、保護抵抗は 1 Ω 、運転温度は 77 K を想定した。片方のコイル(サーマルグリッドなし)は、各パンケーキ間に 0.5 mm 厚の FRP のシートを挟んだ構成に、もう一方のコイル(サーマルグリッドあり)は各パンケーキ間に 0.5 mm 厚のインジウムシートを設置し、巻線部における径方向の熱伝導性を向上させた構成とした。簡便のためコイル軸方向の熱伝導は無視した。線材の幅は 4 mm、厚みは 100 μm 、そのうち銅安定化材の厚みは 40 μm で、絶縁は 5 μm 厚のポリイミド電着皮膜[3]を想定した。シングルパンケーキの最内層部にヒーターを設置し、通電電流 80 A (線材電流密度: 200 A/mm^2 、コイル電流密度 160 A/mm^2 に対応)において、ヒーターの熱入力によって強制的に常伝導転移を起こした。クエンチ検出器の検出時間を 0.1 s とし、検出電圧 V_d を 0.01~0.3 V の間で変化させながら、コイルが常伝導転移した後の電流減衰・電圧・局所最大温度を解析した。

3. 結果と考察

サーマルグリッドなしの場合のコイル電流、コイル電圧(抵抗成分)、コイル内部最大温度をそれぞれ Fig. 1(a), (b), (c)に示す。Fig. 1(b)に示すように、 $t = 3.0$ s にヒーター加熱(10W)が始まった直後から、急峻に電圧(テイクオフ電圧[4])が立ち上がる。これは、 \langle 発熱 \rightarrow 温度上昇 \rightarrow I_c 低下 \rightarrow 発熱量増大 \rangle の強いフィードバックによって起こる不可逆的な熱暴走による。この場合、加熱直後に熱暴走に至り、可逆過程はほぼ現れない。例えば、クエンチ検出電圧を 0.01 V に抑えた場合でも、熱暴走が生じて電圧と温度が急増する。また、0.3 V の場合にはコイル内部の局所最大温度は 220 K まで上昇する(Fig. 1(c)参照)。このように、クエンチ検出電圧が高くなるほど、熱暴走の不可逆過程が急速に進行し、電圧・温度が急増する。

一方、サーマルグリッドがあるコイルの場合、Fig. 1(e)に示す

ようにヒーター入力を開始してから一定時間は可逆的で緩やかな電圧上昇を示し、 $t = 3.4$ s から不可逆的なテイクオフ電圧が発生している。また、検出電圧が 0.1 V 以下の場合には、コイル電流が減衰しきる前に電圧がゼロに戻っている。すなわち、サーマルグリッドコイルの場合には、コイル電流減衰を開始すれば速やかに常伝導部位がシュリンクする可逆時間帯が存在する。これは次のように解釈できる。(i)ヒーターによって印加された熱がサーマルグリッドを介してコイル径方向へ拡散し、(ii) 発熱と冷却がバランスしながら比較的ゆっくりとパンケーキコイルの広い領域にわたって温度上昇が起こることで可逆的な常伝導電圧が発生する。(iii)その後、温度上昇がさらに進むと不可逆な熱暴走に至る。即ち、サーマルグリッド法は不可逆的な熱暴走の発生を抑制する。可逆的な領域にある間に異常電圧を検出し、電流をダンプできれば、コイル温度の上昇は例えば 100K 以下に抑制できる。この領域で運転する場合には、インダクタンスが大きく電流減衰に時間のかかるコイルでも、有効である。

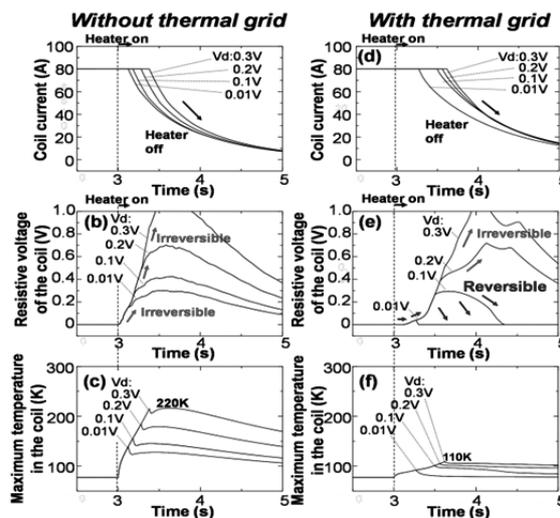


Fig.1 Numerical simulation results of coil current, resistive voltage and maximum temperature in the coil for heater induced normal transition of a REBCO coil without/with thermal grid.

4. まとめ

サーマルグリッド法が REBCO コイルにおける熱暴走時の温度上昇に与える効果を数値解析により検討した。サーマルグリッド法を用いた場合、常伝導部位がシュリンクする可逆時間帯があることを見出した。この時間内に異常電圧を検出し電流ダンプを開始すれば熱暴走の発生を防ぎながら、安全にコイルエネルギーを回収することが可能になる。学会発表の当日には、コイル電流密度・運転温度・自己インダクタンス・サーマルグリッド量の影響を系統的に解析し、この手法の適用可能範囲を議論する。

参考文献

- [1] Matsumoto et al. *IEEE Trans. Appl. Super.* **22**, 2012, 9501604
- [2] Y. Yanagisawa et al. *IEEE Trans. Appl. Super.* in press.
- [3] 柳澤他, 2013 年度春季低温工学・超伝導学会, 1A-a01.
- [4] Y. Yanagisawa et al. *SuST*, **25** (2012) 075014 (10pp)

トラスプラズマ実験装置 Mini-RT 用 ReBCO 線材コイルの 接続抵抗と電流減衰時定数

Joint resistance and current decay time of the ReBCO coil for the torus plasma experimental device Mini-RT

寺崎 義朗 (総研大); 柳 長門、三戸 利行、夏目 恭平 (NIFS);

小川 雄一、森川 惇二、内島 健一郎、保坂 友一朗 (東大); 能瀬 眞一 (富士電機)

TERAZAKI Yoshiro (Sokendai); YANAGI Nagato, MITO Toshiyuki, NATSUME Kyohei (NIFS);

OGAWA Yuichi, MORIKAWA Junji, UCHIJIMA Ken-ichiro, HOSAKA Yuichiro (Tokyo Univ.); NOSE Shin-ichi (Fuji Electric Co.)

E-mail: terazaki@nifs.ac.jp

1. はじめに

トラスプラズマ実験装置Mini-RTの磁気浮上コイルがBi系高温超伝導 (HTS) 線材を用いて製作され[1]、2004年より稼働してきた。今回この装置の高性能化を主な目的として、Re系HTS線材を用いたコイルへとアップグレードされた[2, 3]。コイルの設計において複数の半田接続部を設ける必要があったため、実際に線材の接続抵抗を測定し、最適な接続長を決定した。製作されたコイルはNIFSでのコイル単体冷却・励磁試験を行った後、東大にて最終的な励磁試験が行われた。それらの試験で測定された永久電流モードにおける電流減衰時定数の結果より、実機コイルにおける接続抵抗の評価を行った。

2. 接続抵抗測定試験

幅5 mm、厚さ0.2 mm (銅安定化材含む) のRe系GdBCO線材に10, 20, 30, 50 mmの接続長を持った接続部を設けたサンプルをクライオスタット内に配置し、ヒータで温度を変えながら、接続抵抗を測定した。測定結果をFig.1に示す。これより、温度が低いほど接続抵抗が下がることがわかる。これは主に半田接続による半田層の温度依存性が見られているためであると考えられる。Mini-RTの運転温度である20 Kでは77 Kでの接続抵抗値の約半分になるということがわかった。また、接続部の出来具合によると考えられる抵抗値のばらつきが大きく、接続長が30 mm以上になると抵抗はあまり大きく下がらなかった。そのため、磁気浮上コイルの接続長を30 mmと決定した。Fig.1には接続長が30 mmのときの接続抵抗の温度依存性を最小二乗法を用いて近似した2次曲線も載せている。

3. Mini-RT磁気浮上コイル励磁試験

製作された磁気浮上コイルは東大に設置されたMini-RT用の真空容器に組み込まれる前に、NIFSにて単体の冷却・励磁試験が行われた。試験温度は36 ~ 45 Kで、通電電流は50, 80, 100 Aであった。Fig.2にこの試験で測定された永久電流の減衰時定数と東大の真空容器に組み込まれた後に行われた最終励磁試験で測定された時定数をプロットする。図中の破線はL/Rで評価される時定数である。ここで、Lは磁気浮上コイルの自己インダクタンス (0.144 H)、Rは永久電流回路に存在する接続部7カ所の接続抵抗の和の予測値で、Fig.1で求めた近似曲線から評価している。この破線と測定された時定数はおおむね近い値を示しており、今回製作されたコイルの電流減衰時定数が接続部の抵抗によって説明できると考えられる。

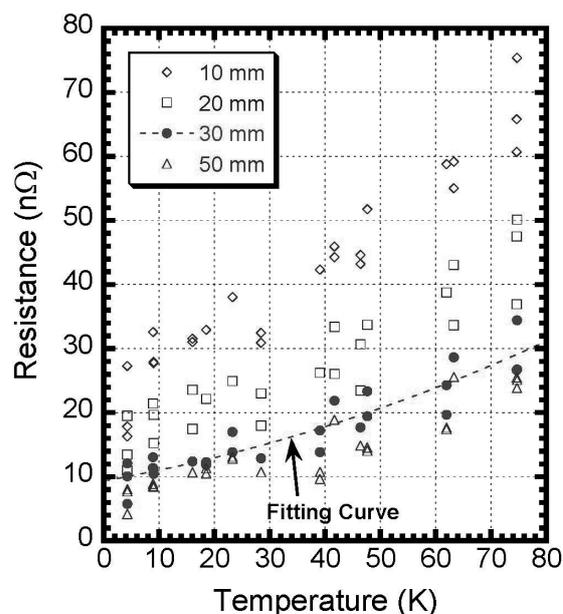


Fig.1 Joint resistance as a function of temperature.

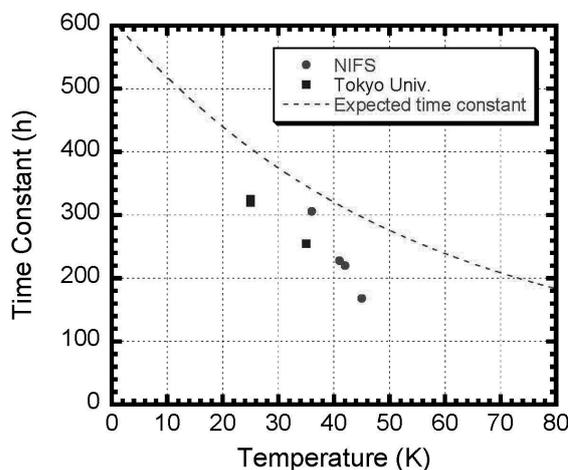


Fig.2 Time constant of persistent current decay as a function of temperature.

参考文献

- [1] T. Mito et al., IEEE Transactions on Applied Superconductivity, **13** (2003) 1500.
- [2] Y. Ogawa et al., : Abstract CSJ Conference, Vol. 87 (2013) 1A-p02
- [3] K. Natsume et al., : Abstract CSJ Conference, Vol. 87 (2013) 1A-p03

伝導冷却システムを用いた大型 HTS コイルの極低温性能試験

Results of Performance test of a Large HTS Coil using Conduction Cooling System

朱 鎮弘, 金 炯禎, 李 在得, 朴 希柱, 金 永春(斗山重工業); 権 永吉(韓国電気研究院)
 JOO Jin-Hong, KIM Hyung Jin, LEE JaeDeuk, PARK HeuiJoo, KIM Yeong-Chun (Doosan Heavy Industries & Construction Co.);
 KWON Young-Kil (Korea Electrotechnology Research Institute)
 E-mail: jinhong.joo@doosan.com

1. はじめに

現在、我々はは大容量高温超電導回転機の商用化のために、船舶推進用モータや船舶用発電機などの研究開発を進めている。超電導回転機の開発のためには、高温超電導線材を用いて巻き線した高温超電導コイルの設計及び製作技術の確保が必修不可欠である。このためには、上述した技術の妥当性を評価される方法の確立と共に測定装置の開発が前提されなければならない。そこで、我々は 大容量高温超電導回転機で用いられる長さ1m以上の大型高温超電導コイルについて 30K 以下までの極低温特性を評価することができる測定装置を新しく製作した。

本講演では、上述した技術の妥当性を検討するための予備実験として新しい測定装置を活用して1G 高温超電導線材で巻き線したサンプルコイルにおける 30K までの臨界電流特性を測った結果を報告する。

2. サンプルコイル及び実験方法

表1に実験に用いられたサンプルコイルの仕様が示す。巻き線した高温超電導線は住友電工のDI-BSCCO Type HTである。この線材は77K での臨界電流が 180A 級であり、厚さ20 μ m の SUS テープが補強材料として付着されている。コイルの線間絶縁は厚さ 12.5 μ m の Polyimide テープが適用されている。図1に示すように、コイルの形状においては end ring 部に直線部を持つ Double racetrack 型構造であり、巻線方法は Epoxy 樹脂を用いて Wet winding して製作し、コイルの最終サイズは長さ 1360mm、幅 331mm となる。サンプルコイルは新しく製作した大型コイル用測定装置の真空 Chamber の中に装着され、GM 冷凍機を採用した伝道冷却方式で常温から30K 以下まで冷却された。サンプルコイルにおける運転温度による臨界電流の測定は、液体窒素温度である77K で始め、その後には5K の間隔で冷却させながら測定を行った。

3. 実験結果及び考察

サンプルコイルの基本的な特性として、液体窒素浸漬冷却条件でコイルの通電電流による発生電圧 (I-V 曲線) を測定した結果が図2に示す。この結果をみると77K でのサンプルコイルの臨界電流及びn値はそれぞれ 85.4A と 14.3 になることが確認された。

一方、大型コイル用測定装置を用いて測ったサンプルコイルにおける運転温度による臨界電流の変化曲線 (I_c -T curve) が図3に示す。測定結果から分かるように、コイルの温度の減少に伴ってコイルの臨界電流が線形的に増加していく。しかし、30K の運転温度でコイルの臨界電流を測るためにコイルに電流を流せる間に、約 228A の通電電流でサンプルコイルが焼損されてしまった。この理由は、35K での測定が終わった後に残っている熱が十分冷却されない状態で、再び30K での臨界電流を測定するために通電してしまうことによってコイルの内部温度が上昇することが原因として考えられる。

今後、同じ形状の 2G HTS コイルを対象として上述した方法及び装置を活用して高温超電導コイルの基礎特性である運転温度による臨界電流の関係を測定し、今回の予備実験からの結果を比べながら、高温超電導コイルの設計及び製作技術に関する検討を厳密に行う予定である。

Table.1 Specification of the sample coil

	No. of turn	Length of HTS wire (m)	Thickness of Coil (mm)
1 st layer	40	107	14.5
2 nd layer	126	337	43.8
Total	166	444	

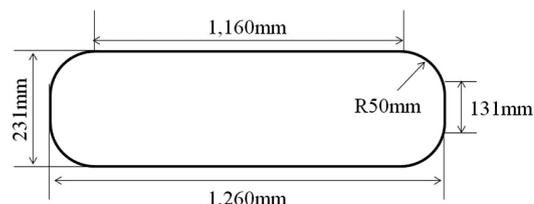


Fig.1 Geometry of inner side in the sample coil

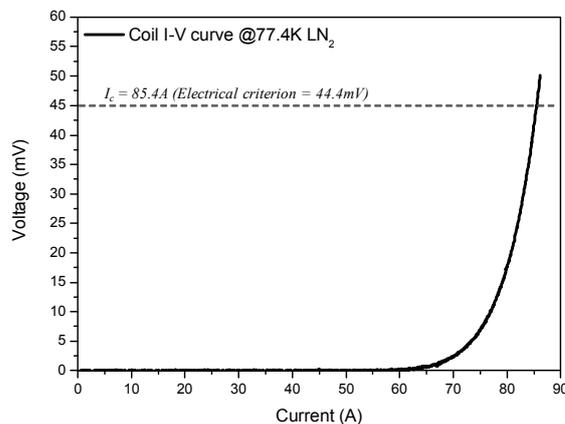


Fig.2 Critical current of the sample coil (@77.4K, LN₂)

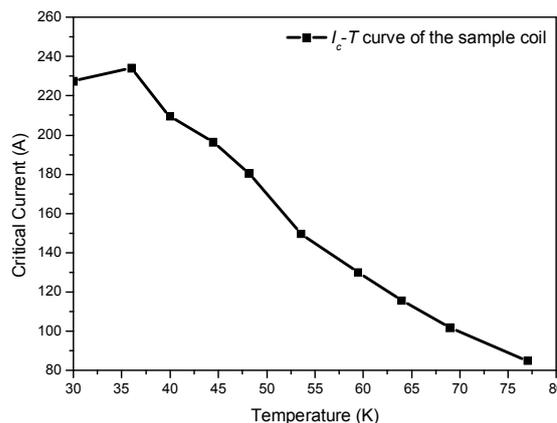


Fig.3 I_c -T curve of the sample coil

4. 謝辞

本研究は2012年度エネルギー国際共同技術開発事業である韓国政府(知識経済部)の財源で韓国エネルギー技術評価院(No.20118520020020)の支援によって遂行されました。

参考文献

- S.B. Kim, et al.: Physica C: Superconductivity, Vol. 470 (2010) p.1756

Y系超電導線材を用いた1kA級超電導電流リードの開発

Development of 1kA-class HTS current lead prepared by YBCO coated conductor

高橋 亨, 引地 康雄, 箕輪 昌啓, 小泉 勉(昭和電線), 山田 豊(東海大)

TAKAHASHI Kyo, HIKICHI Yasuo, MINOWA Masahiro,
KOIZUMI Tsutomu (SWCC); YAMADA Yutaka (Tokai University)
E-mail: k.takahashi043@cs.swcc.co.jp

1. はじめに

超電導線材を利用した応用機器は、外部電源と極低温の真空容器内の応用機器とを繋ぐ電流リードが必要である。電流リードには電力供給だけでは無く、熱侵入を低減させる機能が求められる。しかし、銅を用いた電流リードでは熱侵入量が多く冷却コストが高いという問題点があるため、超電導線材を用いた電流リードが開発されている。

我々は、Bi系超電導線材を用いた電流リードの製造を行っているが、強度が低く、破損しやすいという問題点があるため、高強度のY系超電導線材を用いた電流リードの開発を進めている。

今回、磁場特性を向上させた人工ピン導入型Y系超電導線材を用いることで、従来のY系超電導線材を用いた超電導電流リードよりも使用線材の本数を減らし、熱侵入量の低減と小型化を図った、1kA級超電導電流リード(@77K, 0.5T)を試作し、通電特性・熱侵入量を評価した結果を報告する。

2. 実験方法

今回試作した電流リードの仕様をTable.1に示す。線材は、幅5mm、厚さ約130 μ m (Hastelloy substrate: 100 μ m, YBCO layer: 1.5 μ m, Ag layer: 24 μ m)の人工ピン導入型Y系超電導線材を使用した。1kA級超電導電流リードの構成は、350A級超電導電流リードを3ユニット一体化した構造とした。350A級超電導電流リード(@77K, 0.5T)1ユニット当たり10本の超電導線材を使用し、2枚を重ね合わせ、これを5列に並列配置した。両端をCu電極にハンダ接合後、GFRP製支持部材で補強して超電導電流リードとした。試作した1kA級超電導電流リードの外観をFig. 1に示す。

通電試験は液体窒素中で行い、Ic測定後、定格電流の1.2倍の電流を連続通電し、抵抗の変化を測定した。熱侵入量は、「伝導熱による侵入熱」+「定格電流通電時の低温端での接続抵抗ジュール発熱」として下記の式により求めた。

$$Q = \frac{S}{L} \int_{T_L}^{T_H} \lambda(T) dT + I_{OP}^2 R_L$$

ここで、Sを超電導線材と支持部材の断面積、Lを超電導線材と支持部材の長さ、T_Hを高温端温度、T_Lを低温端温度、 λ を超電導線材と支持部材の熱伝導率、I_{OP}を定格電流、R_Lを低温端の接続抵抗とする。

3. 実験結果及び考察

350A級超電導電流リード(@77K, 0.5T)各ユニットのI_cを測定した。この時、測定は液体窒素中で行い、電極間電圧から両電極の接続抵抗を差し引いた電圧が、20 μ V(クライテリオン: 1 μ V/cm)に達したときの電流値をI_cとした。なお、設備の都合により外部磁場=0Tで測定を行った。超電導線材の磁場特性から、この時の設計I_c値は1.6kA(77K, s.f.)であり、I_c測定値が1.6kAと設計通りのI_cが得られることを確認した。次に、350A級電流リードを3ユニット一体化して、定格電流=1kA(@77K, 0.5T)の1.2倍の電流を連続して通電した。ここでも、設備の都合により外部磁場=0Tで測定を行い、電流値は3.3kAとした。3.3kAを30分間連続通電した結果、通電中の抵抗値の増大やクエンチが無いことを確認した。測定結果をFig. 2に示す。

人工ピン導入型Y系超電導線材を用いることで、使用する線材本数を少なくすることができ、人工ピンを導入していない

Y系超電導線材を用いた時に比べ、約3割熱侵入量を低減することが出来た。さらに、熱侵入量を0.3W以下とした場合、全長も約2割短くすることが出来た。熱侵入量計算結果と超電導電流リードの全長をTable.2に示す。

今後は、耐久性の評価を行うとともに、Y系超電導線材の安定化層を24 μ mから10 μ m程度に減らす事によって、さらに熱侵入量の低減と小型化を進める予定である。

Table1 Specifications of 1kA-class HTS current lead.

Parameters	Values
Rated current (A)	1000
HTS current lead length (mm)	340
Length between electrode (mm)	200
Quantity of YBCO tapes	30
Operating Temperature range (K)	77-4.2
Applied magnetic field (T)	0.5
Heat leakage from 77K to 4.2K (W)	≤ 0.3

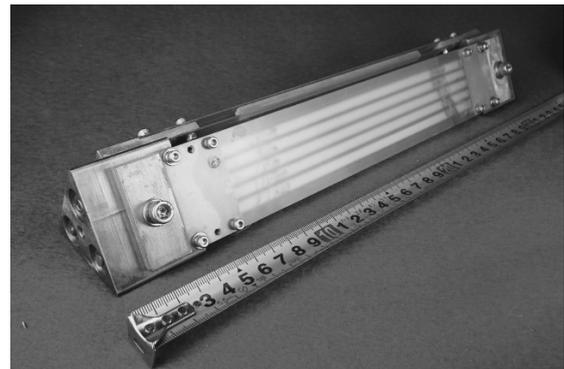


Fig.1 The appearance of 1kA-class HTS current lead.

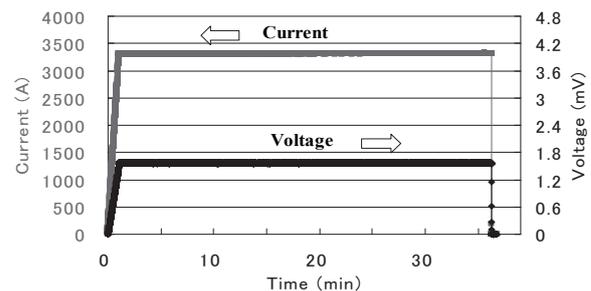


Fig.2 Transport current performance of 1 kA-class HTS current lead (@77 K, s. f.).

Table2 Heat leakage and length of HTS current lead.

Items	Q (W) (77K-4.2K)	Total length (mm) (Q ≤ 0.3 W)
YBCO tapes	0.41	450
REBCO with APC	0.27	340

参考文献

- H.Motohashi, et al.: Abstracts of CSJ conference, Vol.86 (2012)p.19

高温側温度上昇を考慮したモデルによる ペルチェ電流リード設計のための数値計算

Numerical calculation for the Peltier current lead designing with the temperature rising on the higher temperature side

菅根 秀夫, 引地 康雄, 箕輪 昌啓 (昭和電線)
SUGANE Hideo, HIKICHI Yasuo, MINOWA Masahiro (SWCC)
E-mail: h.sugane036@cs.swcc.co.jp

1. はじめに

ペルチェ電流リード(PCL)とは、ペルチェ素子による熱の汲み上げ効果を利用した電流リードである[1]。昭和電線では2009年よりこのPCLの大容量化に取り組んでいる。既に発表されている設計方法に基づいた素子寸法で1kA級のPCLサンプルを作製して通電を行ったところ、設計の約半分の電流値でペルチェ素子低温側温度が最低値をとり、その後上昇してしまうという結果を示した[2]。これは、文献の計算における境界条件がペルチェ素子高温側温度300Kで一定に設定されている[3]のに対し、実サンプルではペルチェ素子の放熱によって高温側温度が設定温度よりも大幅に上昇してしまったためと考えられる。そこで、今回は高温側温度を変化させた時の温度分布とモデル内を流れる熱量を差分法によって計算し、熱侵入量と上部電極に必要なとされる放熱量を求めた。

2. 計算モデル

高温側の温度変化を計算に含めるため、高温側銅電極部 - ペルチェ素子部 - 低温側銅電極部の3部から成る1次元モデルを用いた。断面積(A)は一定とし、各領域の長さ(L)を変化させることで形状因子(L/A)を変化させた。これにより1次元の定常熱伝導問題として温度分布を以下の式(1)によって計算できる。

$$\frac{d^2T}{dz^2} + \frac{Q}{\lambda} = 0 \quad (1)$$

ここで、zは長手方向の座標、Tは座標zにおける温度、λは構成部材の熱伝導率、Qは内部発熱密度を示す。モデルを有限の微小区間に分割し、上記数式を差分化することでi番目区間の中心温度を求めた。また、2区間の中心点を結んだ距離と熱伝導率から2区間を通過する熱量を求めた。ここで、低温境界とその隣の区間を通過する熱量を熱侵入量 Q_{77K} とし、高温境界へその隣の区間から通過する熱量を高温側温度を維持するために必要とされる放熱量 Q_R とした。

計算時における境界条件はモデル上端温度 $T_H = 300 \sim 400$ Kで20Kずつ変化させて設定し、モデル下端温度 T_L は77Kで一定とした。また、L/Aについては高温側銅電極部を 2.5 m^{-1} 、ペルチェ素子部を 5.0 m^{-1} で一定とし、低温側銅電極

部を $L/A(\text{Cu})$ として値を変化させて計算した。この時、通電電流は1kAとした。また、参考として $T_H = 300$ K、 $T_L = 77$ Kの条件で最適化を行った銅リード(CCL)の温度分布も計算し、比較対象とした。この温度条件においてCCLの熱侵入量が最小になる時のL/Aは、電流値をI、ローレンツ数を L_a としたとき、下記の数式(2)より得られる値を用いた[4]。

$$\frac{L}{A} = \frac{1}{I} \frac{\lambda}{\sqrt{L_a}} \cos^{-1} \frac{T_L}{T_H} \quad (2)$$

3. 計算結果

上記計算条件に基づき、3条件のL/A(Cu)について Q_{77K} 、 Q_R の T_H 依存性を求めた。Fig. 1に計算結果を示す。 Q_{77K} 、 Q_R とも、 T_H が大きくなるにつれて増加する傾向を示した。 Q_R はL/A(Cu)の変化に対する感度が大きかったのに対し、 Q_{77K} はL/A(Cu)の変化に対してそれほど大きな変化は認められなかった。

一方、CCLの1kA通電時における熱侵入量計算値は41.3Wとなった。この値とPCLの熱侵入量を比較すると、今回の計算の範囲においては T_H が380Kまで上昇した場合でも、PCLの熱侵入量は最大36.9Wであり、CCLよりも小さくなる結果となった。

Q_R はL/A(Cu)の値とともに小さくなる傾向が認められた。PCLの形状設計を行う際には、機器に必要な Q_{77K} を満たすL/A(Cu)の中から、想定される T_H に応じて上部の放熱設計を行う必要があると考えられる。

4. まとめ

今回、ペルチェ素子高温側の放熱成分を含めたモデルにより、温度分布と熱流の数値計算を実施した。これにより、ペルチェ素子高温側の到達温度による低温側への熱侵入量と、高温側に必要とされる放熱量を求めることができた。これらを考慮し電極構造を適切に設定することにより、1kA級PCLの熱侵入量をCCLより小さく出来る可能性があることを確認できた。今後は得られた結果を基にPCLの試作評価を実施し、大容量PCLの設計手法を確立していく予定である。

参考文献

1. S. Yamaguchi et al; Physica C Vol. 471 (2010) p.1300
2. H. Sugane et al; ISS 2012 (2012) SAP-83
3. K. Sato et al; Cryogenics Vol. 41 (2001) p.497
4. H. Ogihara; Teionkougakugairon (1999)

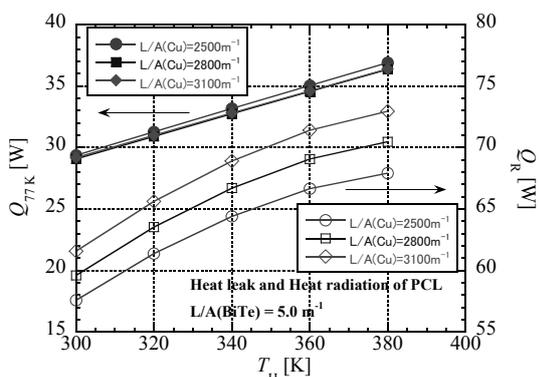


Fig. 1 Shape factor dependence of the heat leak through PCL.

Performance test and analysis on the compact unit of brass leads with HTS wire

宗 占国, 大内 徳人, 土屋 清澄, 東 憲男, 山岡 広, 有本 靖(KEK); 田中 学 (三菱電機システムサービス); 遠藤 友成 (日立プラントメカニクス)

ZONG Zhanguo, OHUCHI Norihito, TSUCHIYA Kiyosumi, HIGASHI Norio, YAMAOKA Hiroshi, ARIMOTO Yasushi (KEK); TANAKA Manabu (Mitsubishi System Service Co., Ltd.); Endo Tomonari (Hitachi Plant Mechanics Co., Ltd.)
E-mail: zhanguo.zong@kek.jp

1. Abstract

For the 40 superconducting (SC) correction coils in the SuperKEKB interaction region (IR) magnet system, the compact unit to integrate 8 brass leads of 50 A with helium vapor cooling was designed and studied numerically and experimentally. To further reduce lead heat leaks to the liquid helium (LHe), the 2nd generation (2G) high temperature SC (HTS) wire was proposed to be soldered to the cold ends of the leads. This paper will present the cryogenic experiments and analysis on the lead unit with HTS wire.

2. Introduction

For the SC corrector coils of the SuperKEKB IR magnet system, the compact unit of 8 leads was optimally designed [1]. The cryogenic experiments were carried out and the results agreed well with the numerical calculation. The simulation had been performed on the proposal to solder the 2G HTS wire (Minimum $I_c=80$ A at 77 K, SCS4050 [2]) on the lead body and the optimum length of about 200 mm was concluded [3]. The HTS lead unit has been fabricated and tested. This paper will present the benefit with HTS wire.

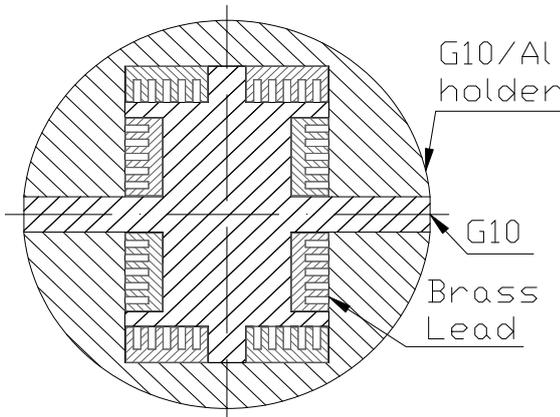


Fig.1 Cross section of the compact unit of 8 leads

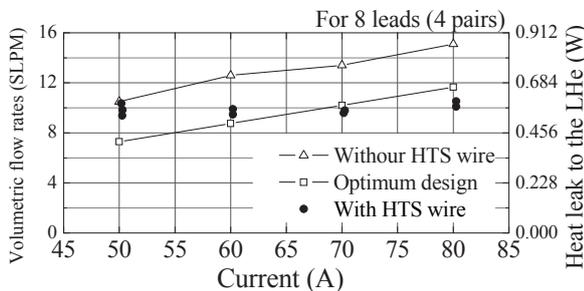


Fig.2 Measured helium vapor flow rates and calculated leaks

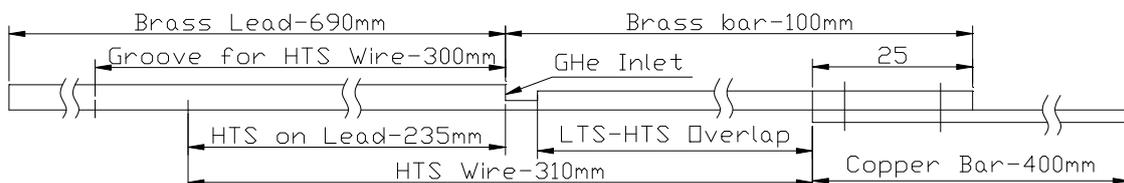


Fig.3 Dimensions of HTS wire on the brass lead body

3. Lead structures and cryogenic experiments

To reduce the complexity and the required space, 8 individual leads, designated for 50 A, are held in the G10 bar by G10 or aluminum holders, as shown in Fig.1. The Al holders have the effect of thermal balance. In the cryogenic experiments, the LHe to cool the leads was immersed in another LHe vessel and was vaporized just by the heat leaks of the leads, holding parts and instrument wire. The helium vapor flow rates were measured by the precise thermal flow meter. Without HTS wire, the flow rates increase with the applied currents and the trend is the same with the optimum designs for each specific current [4], as shown in Fig.2. The dimensions of the HTS wire soldered on the lead are showed in Fig.3 and the flow rates do not vary with the currents.

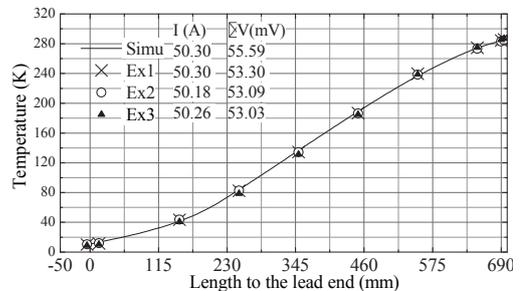


Fig.4 Temperature profiles, currents and voltage drops measured and calculated

4. Discussion and conclusion

In the tests, the voltage drops and the temperatures of some points were measured, which agreed well with the simulation, as presented by Fig. 4. According to the curve profile, the top temperature of the 235 mm HTS wire (shown in Fig. 3) is about 77 K and all the HTS wire is at the SC state. Without HTS wire on the lead, the voltage drops are about 80 mV and the present of the HTS wire reduces the voltage drops to about 53 mV. Due to the heating absence at the cold end, the temperature gradients are close to zero and do not change much despite of the increased currents, so that the heat leaks to the LHe are almost constant as shown in Fig. 2.

5. Reference

1. Z. Zong, et al.: Abstracts of CSJ Conf. Vol.83(2010) p. 227
2. Product documentation, Superpower Co., Ltd., [Online] available:www.superpower-inc.com/content/2g-hts-wire
3. Z. Zong, et al.: Proc. of ICEC24-ICMC2012, p. 689-692
4. Wilson, M.N., Superconducting magnets, p. 256-278

超伝導導体の電磁気計算のための解析公式

Analytical formulae for the electromagnetic calculations of superconductors

富中利治
TOMINAKA Toshiharu
E-mail: t.tominaka@gmail.com

1. はじめに

典型的な超伝導導体またはケーブルの磁場、電流分布の計算などに有効な解析公式について検討している。ここで、「超伝導」は、単純に抵抗ゼロとして扱い、導体またはケーブル内の通電初期の電流分布は、インダクタンスで決まると考え、特にインダクタンス計算に重点をおいている。それで、電流の流れている導体の磁場、ベクトルポテンシャル、及びインダクタンスの解析公式の導出を検討している。数学的に、磁場、ベクトルポテンシャル、及びインダクタンスは互いに密接な関係があるので、統一して扱う。

更に、撚りのない直線状導体については、任意の断面形状への応用を考えて、多角形断面の導体の公式を検討している。磁場、ベクトルポテンシャルの公式では、無限長の導体として扱っているが、インダクタンスは、無限長では扱えないので、十分長いとして扱う必要がある。

他方、撚りのある導体には種々の形状があるが、ここでは限定して2つの場合のみを考える。1)種々の形状の細い導体の磁場、ベクトルポテンシャル及びインダクタンスを、有限長の細い直線(線分)の集合として折れ線で扱い、個々の直線の寄与の合計での近似(折れ線近似)が考えられる。この基礎となるのは、有限長の直線電流による磁場、ベクトルポテンシャルの公式及び任意の位置にある二つの細い直線導体間の相互インダクタンスの公式である¹⁾。2)単純ならせん導体について考えている。

2. 多角形断面の長い、撚りのない直線状導体

多角形断面の無限長導体の磁場、及びベクトルポテンシャルの公式は、すでに得られているが、インダクタンスについては、未解決である²⁾。長い直線状導体の系の自己及び相互インダクタンスは、幾何学的平均距離の計算によって求めることができるが、2次元計算なので、複素形式による計算が見通しの良い方法を与える。長さ1 (>>R_{pq})の導体間の相互インダクタンスL_{pq}は次式で表せる。

$$L_{pq} = \frac{\mu_0 I}{2\pi} (\ln 2l - 1) - \frac{\mu_0 I}{2\pi} \ln R_{pq} \quad (1)$$

ここで、R_{pq}は幾何学的平均距離で、複素変数ζ, zを用いて次式で表わせる。ここで、S_p, S_qは各導体断面積を表す。

$$\ln R_{pq} = \frac{1}{S_p S_q} \iint \ln r dS_p dS_q = -\frac{1}{8} \frac{1}{S_p S_q} \oint \oint (z^* - \zeta^*) (z - \zeta) \times \{ \ln(z - \zeta) + \ln(z^* - \zeta^*) - 2 \} d\zeta dz^* \quad (2)$$

上式の2重積分の複雑な計算は既に報告したが²⁾、更に、2重積分計算を簡単にでき、有効なことがわかった。

$$\begin{aligned} & \oint \oint (z^* - \zeta^*) (z - \zeta) \{ \log(z - \zeta) + \log(z^* - \zeta^*) - 2 \} d\zeta dz^* \\ &= \sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N \frac{\Delta z_j^*}{\Delta z_j} \\ & \times \int_{z_j}^{z_{j+1}} \int_{\zeta_k}^{\zeta_{k+1}} (z^* - \zeta^*) (z - \zeta) \{ \log(z - \zeta) - 1 \} d\zeta dz \\ &+ \sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N \frac{\Delta \zeta_k}{\Delta \zeta_k^*} \end{aligned}$$

$$\times \left[\int_{z_j}^{z_{j+1}} \int_{\zeta_k}^{\zeta_{k+1}} (z^* - \zeta^*) (z - \zeta) \{ \log(z - \zeta) - 1 \} d\zeta dz \right]^* \quad (3)$$

結局、幾何学的平均距離R_{pq}について次式が得られる。

$$\log R_{pq} = \frac{1}{192} \frac{1}{S_p S_q} \sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N \operatorname{Re} \left[C(\zeta_k, \zeta_{k+1}, z_j, z_{j+1}) \right] - \frac{25}{12} \quad (4)$$

ここで、

$$\begin{aligned} C(\zeta_k, \zeta_{k+1}, z_j, z_{j+1}) &= 4 \left(\frac{\Delta \zeta_k^*}{\Delta \zeta_k} + \frac{\Delta z_j^*}{\Delta z_j} \right) \left[\left[(z - \zeta)^* (z - \zeta)^3 \log(z - \zeta) \right]_{\zeta_k}^{\zeta_{k+1}} \right]_{z_j}^{z_{j+1}} \\ &- \left(\frac{\Delta \zeta_k^*}{\Delta \zeta_k} + \frac{\Delta z_j^*}{\Delta z_j} \right)^2 \left[\left[(z - \zeta)^4 \log(z - \zeta) \right]_{\zeta_k}^{\zeta_{k+1}} \right]_{z_j}^{z_{j+1}} \end{aligned} \quad (5)$$

得られた幾何学的平均距離R_{pq}の表式には、磁場、ベクトルポテンシャルの公式との複素対数関数について類似性があり、統一的な扱いに意義があると思う。

3. らせん導体(撚りのある導体に対応する単純な例)

Fig.1(a)に示す同軸らせん導体間の相互インダクタンスの公式は得られている³⁾。更に、この方法は、Fig.1(b)に示すような二つのらせん導体の中心軸が離れて平行で、らせん導体がもう一つのらせん導体の外にある場合は、単相、3相の電力ケーブルを構成する各線間の相互インダクタンスに対応するので、同軸から平行軸に拡張することは、応用上にも意義がある。この計算を考える場合、Fig.2に示すらせんスリット入り円筒導体との比較が役立つ。

4. まとめ

超伝導導体の磁場、電流分布の計算などに有効な解析公式の改良、問題点を明らかにして今後の研究に役立てたい。

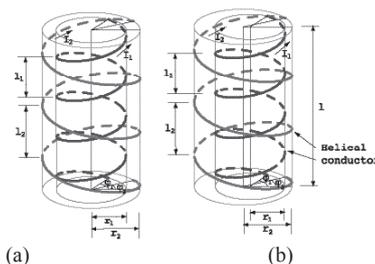


Fig. 1 Schematic view of two helical thin conductors, (a) coaxial, (b) parallel axis.

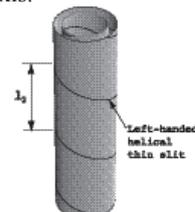


Fig. 2 Two coaxial cylindrical conductors with a helical thin slit.

参考文献

- [1] T. Tominaka, Cryogenics, vol. 49, pp.94-102 (2009).
- [2] T. Tominaka, J. Phys. A:Math. Gen. vol.39, p.6045-6055 (2006).
- [3] T. Tominaka, Supercond. Sci. Technol., vol. 21, 015011 (2008).