

TFA-MOD 法 YBCO テープ線材を用いた電流リードの開発⑥ (集合型超電導電流リードの作製と通電特性)

Development of current lead prepared by the TFA-MOD processed YBCO tapes ⑥ (Assembled superconducting current lead and its transport performance)

坂井 裕貴、石井 雄一、本橋 春樹、山田 豊、太刀川 恭治(東海大)、
小泉 勉、引地 康雄(昭和電線)、田村 仁、三戸 利行(核融合科学研究所)

SAKAI Yuki, ISHII Yuichi, MOTOHASHI Haruki, YAMADA Yutaka, TACHIKAWA Kyoji (Tokai University);

KOIZUMI Tsutomu, HIKICHI Yasuo (SWCC); TAMURA Hitoshi, MITO Toshiyuki (NIFS)

E-mail:yukisak4@gmail.com

1. はじめに

前報 TFA-MOD 法 YBCO テープ線材を用いた電流リードの開発⑤では、2 kA 級電流リードユニットの作製と通電特性について報告した。本報では、10 組の 2 kA 級同ユニットを組み合わせた集合型超電導電流リードを作製し、通電特性及び熱侵入量を評価したので報告する。

2. 実験方法

YBCO テープ線材は TFA-MOD 法により作製した長さ 190 mm、幅 5 mm、厚さ約 130 μm (Hastelloy substrate: 100 μm 、YBCO layer: 1.5 μm 、Ag layer: 26 μm) である。 I_c 値 122~152 A の線材を 20 本用いた 2 kA 級電流リードユニット (Unit A~J) を 10 組作り、集合型超電導電流リードを作製した。

Fig. 1 に作製した集合型超電導電流リードの模式図を示す。1.5~2.4 kA の通電特性を持つ電流リードユニットを、10 角形状の Cu 電極の外周部に並行に配置し、ボルト接続した。電圧測定箇所は Fig. 1 に示すように YBCO 線材の発生電圧 V_{YBCO} 、電流リードユニット単体の発生電圧 V_{unit} 、Cu 電極-電流リードユニット間での発生電圧 $V_{\text{Cu+}}$ 、 $V_{\text{Cu-}}$ 、集合型超電導電流リード全体の発生電圧 V_{overall} である。通電試験は核融合科学研究所において行った。

3. 実験結果及び考察

Fig. 2 に電流リードユニット 10 組中、unit H の液体窒素中の通電結果を示す。15 kA 通電時 YBCO 線材(V_{YBCO})に平均 47 μV の電圧が発生し、18 kA 通電時には 150~444 μV 、平均 243 μV の電圧が発生した。Cu 両電極部の電圧 $V_{\text{Cu+}}$ と $V_{\text{Cu-}}$ は通電電流と共にほぼ同様に増加し、18 kA では 1.49 mV と 1.55 mV であった。また、 $V_{\text{unit H}}$ も通電電流と共に直線的に増加するが、18 kA では V_{YBCO} の電圧の増加のため直線からずれ 1.46 mV の電圧が発生した。これら $V_{\text{Cu+}}$ 、 $V_{\text{Cu-}}$ 、 $V_{\text{unit H}}$ の和は V_{overall} 4.52 mV にほぼ等しくなった。

Fig. 3 に集合型超電導電流リードの液体窒素中、自己磁場下における 15 kA、10 分間の連続通電結果を示す。 V_{overall} に 3.4 mV の電圧が生じ、 V_{unit} に 0.3~0.9 mV の範囲で電圧が発生したが、 V_{overall} 及び各ユニット(V_{unit})に電圧の上昇は認められず安定した連続通電が行えた。また、18 kA においても同様に 10 分間の連続通電が可能であった。

77 K - 4.2 K 間、YBCO 線材の長さを 15 cm とした時の集合型電流リードの熱侵入量は 2730 mW と計算され、通電電流を 18 kA とすると 152 mW/kA となるので従来のガス冷却型 Cu 電流リード(1.2 W/kA)と比較すると約 1/8 程度の値となる。

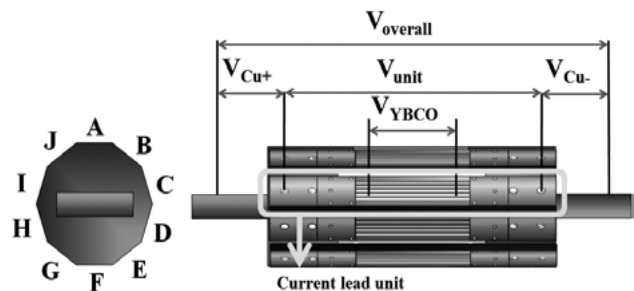


Fig. 1 Assembled superconducting current lead.

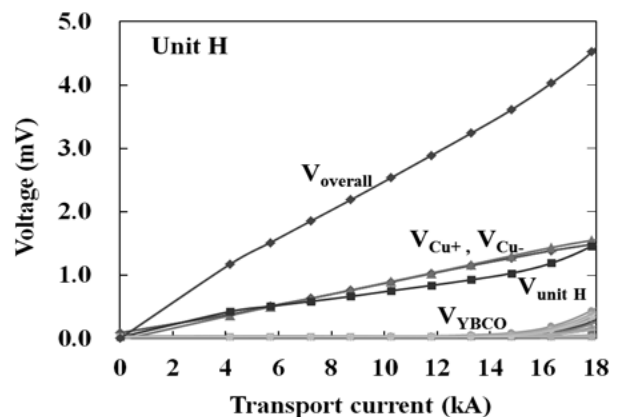


Fig. 2 Transport current performance of 18 kA for the current lead unit H (@77 K, s. f.).

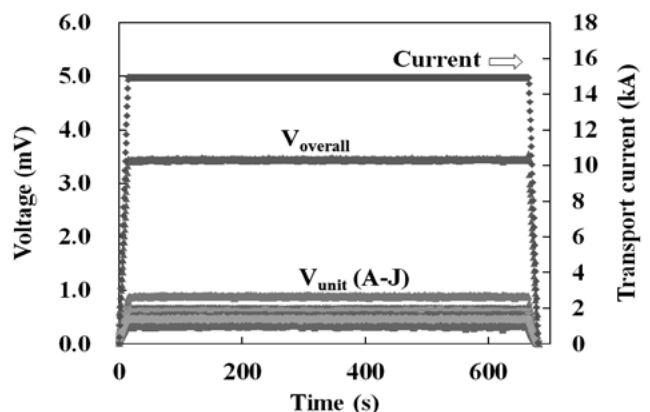


Fig. 3 Transport current performance of 15 kA for the assembled superconducting current lead (@77 K, s. f.).

積層高温超伝導導体のブリッジ式機械的ラップジョイントの検討

Consideration of bridge-type mechanical lap joint of a stacked high-temperature superconducting conductor

伊藤 悟, 川井 健司, 橋爪 秀利(東北大)

ITO Satoshi, KAWAI Kenji, HASHIZUME Hidetoshi (Tohoku University)

E-mail: satoshi.ito@qse.tohoku.ac.jp

1. はじめに

我々の研究グループでは、高温超伝導導体の機械的接合法を用いた核融合炉用分割型高温超伝導マグネット[1]や高温超伝導応用機器の簡易接続法を提案している。今回は接続方式として、Fig.1 に示すような積層高温超伝導導体のブリッジ式機械的ラップジョイントの検討を行った。まず接合力として必要な横圧縮応力と BSCCO テープおよび GdBCO テープの臨界電流の関係を評価した。さらに 1 層および 2 層のブリッジ式機械的ラップジョイントの試験を行い、接合抵抗を評価した。

2. 横圧縮応力-臨界電流特性

高温超伝導テープを積層した積層導体を機械的ラップジョイントで接続する場合、接合部にはテープ厚さ方向に対して横圧縮応力が接合応力として付加される。機械的接合法においては、接合応力が増加するとともに接触抵抗が減少するが、過剰な応力を付加した場合、ひずみによる臨界電流の低下により接合抵抗が上昇する。Fig.1 に示すようにブリッジ式機械的ラップジョイントの場合、各層の高温超伝導テープはテープ厚さ方向の横圧縮ひずみだけでなく局所的な曲げひずみ、もしくはせん断ひずみを受けると考えられる。更に、積層枚数が増えるほど、端部の局所的なひずみは大きくなると予想される。そこで、BSCCO テープ(住友電工製 DI-BSCCO Type H)、GdBCO テープ(フジクラ製 FYSC-S05)を 1, 2, 5, 10 層重ねた場合の最上層の高温超伝導テープの横圧縮応力-臨界電流特性を液体窒素浸漬冷却体系にて取得した。Fig.2 に実験結果を示す。BSCCO テープの場合、臨界電流が低下し始める横圧縮応力の値が 1, 2, 5 枚積層の場合には、250 MPa 程度だったのに対し、10 枚積層の場合には 100 MPa 程度に低下した。したがって、BSCCO 導体の場合、その積層数により付加できる接合応力の値に制限があることがわかる。一方、GdBCO テープの場合には、積層枚数に関係なく 400 MPa の横圧縮応力でも臨界電流は低下しなかった。

3. 接合試験

続いて BSCCO テープおよび GdBCO テープを用いて 1 層または 2 層のブリッジ式機械的ラップジョイントの接合抵抗を液体窒素浸漬冷却体系において評価した。2 層の場合には、各層間を絶縁し、片側の層のみに電流を印加して、自己磁場の影響がない状態で、層ごとの接合抵抗を評価した。なお、接合面は粒径 5 μm のアルミナ粒子で研磨し、エタノールおよびアセトンで洗浄した。Fig.3 に接合試験の結果を示す。ブリッジ式機械的ラップジョイントでは各層に 2 箇所(2 箇所)の接合部が存在するが、Fig.3 の縦軸は 1 箇所あたりの接合抵抗と接合面積の積(規格化接合抵抗)を示している。また、Fig.3 には参考値として YBCO テープの機械的ラップジョイント[2]のデータを載せている。Fig.3 より 1 層のブリッジ式機械的ラップジョイントにおいては、通常の機械的ラップジョイントと同様の接合性能を示していることがわかる。また YBCO テープをはんだ接続した場合の抵抗[3]は $3 \times 10^{-12} \Omega\text{m}^2$ 程度であることが報告されており、はんだ接続とも同程度の接合性能を有することがわかる。一方、2 層の場合、高接合応力時には 1 層の接合性能に近くなるが、低接合応力時には 1 層の場合の 3~4 倍程度の接合

抵抗を示した。これは、各層の高さの違いにより接合面がずれやすくなるためであると考えられる。

4. まとめ

高温超伝導テープの横圧縮応力-臨界電流特性の評価および 1 層、2 層の体系におけるブリッジ式機械的ラップジョイントの試験を行った。今後は銅層付 GdBCO テープについても同様の試験を行うとともに、多層の接合試験の場合の各層の接合面のずれを防止するために、In 箔やアニールした銅箔を接合面に挿入して接合試験を行うことを予定している。

参考文献

1. S. Ito, et al.: IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 21 (2011) p. 1995
2. A. J. Dietz, et al.: IEEE Transactions on Applied Superconductivity, vol. 8 (2008) p. 1171
3. N. Yanagi, et al.: Fusion Science and Technology, vol. 60 (2011) p. 648

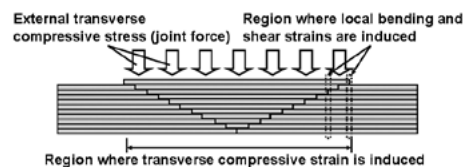


Fig.1 Schematic illustration of bridge-type mechanical lap joint of a stacked HTS conductor

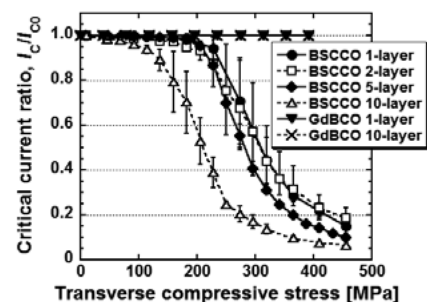


Fig.2 Relationship between applied transverse compressive stress and critical current ratio

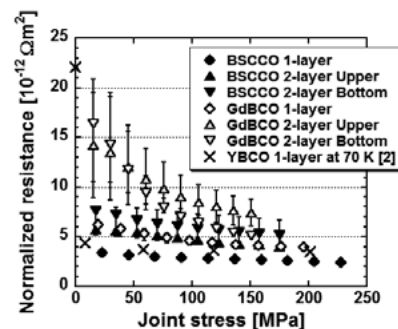


Fig.3 Relationship between applied transverse compressive stress and critical current ratio

高温超電導コイルの冷却検討ーコイル模擬試料の熱伝導ー

A study on cooling a High-Tc superconducting coil. -Thermal conduction of coil models-

横山 彰一 (三菱電機)

YOKOYAMA Shoichi (MITSUBISHI Electric Corp.)

E-mail: Yokoyama.Shoichi@dx.MitsubishiElectric.co.jp

1. はじめに

高温超電導マグネットは、臨界温度 T_c が高いことから、液体ヘリウムを用いない伝導冷却方式を採用することが多く、小型冷凍機から超電導コイルまでは銅などの高熱伝導部材を用い、熱設計も容易である[1]。しかし、超電導コイルの熱伝導率は線材構成、エポキシ含浸などの状況により異なり、コイル内部での発熱に対して温度勾配を検討する場合にコイルの熱伝導率が必要になる。

本報告では、テープ絶縁超電導線材の含浸、非含浸での熱伝導率を測定し、コイル内温度分布について検討した。

2. コイル模擬試料の平均熱伝導率測定

材料の熱伝導率測定は、これまで多層断熱材 SI 等の熱特性を測定した[2]伝導冷却試験装置を用いて行った。試料両端にアルミヒートシンクを設け、冷却ステージと反対側を加熱し両端の温度差を測定し平均熱伝導率を求めた。ステージ温度は4～300K をプログラム温調器にて所定温度を固定し自動測定している。

アルミヒートシンクで発生する熱抵抗をあらかじめ実測し、温度差を校正し測定精度を保つようにした。

コイル模擬試料は、Y 系テープ線材を模擬するため、表1のように SUS304 と C1050 のクラッド材をカプトンテープで 1/2 重ね巻きして絶縁し 20mm 長のものを 20 層積層した。

非含浸試料は外周をカプトン粘着テープで固定した。その他塗り巻き試料、真空含浸試料を作成し、約 0.2MPa の面圧を加えて測定した。

線材面に平行、垂直方向の熱伝導率測定結果をそれぞれ Fig.1、2に示す。図中で太実線が導体とカプトンの熱伝導率特性を元に一体化で計算した値であり、非含浸の試料は、それぞれ2桁、1桁低い値であった。塗り巻き試料は、平行方向では大幅に改善したが、垂直方向は顕著な改善は見られなかった。真空含浸試料では、平行方向は計算値の約 1/2 程度となり、垂直方向ではほぼ計算値と同じ特性が得られた。

3. コイル内温度分布計算

上記の平均熱伝導率測定結果を元に線材面平行方向に冷却をした場合のコイル内温度分布を計算した。4個のパンケーキコイルをコイル両側面に冷却板を設置。対地絶縁に 2mm の GFRP、パンケーキコイル間絶縁に 0.5mm の GFRP 板をコイルに密着した構造とした。線材は、試料と同構成の Y 系線材コイルを想定し、発熱密度として $1000\text{W}/\text{m}^3$ を与えた。

結果、冷却端 20K 時において最大温度は、非含浸コイルは約 23K、塗り巻きコイル、真空含浸コイルは約 20.3K であり、後者は GFRP の熱抵抗が支配的であった。

4. まとめ

伝導冷却試験装置を用いコイル模擬試料の平均熱伝導率を測定した。この値から伝導冷却におけるコイル発熱時の温度分布を計算し含浸の必要性を確認した。

参考文献

- [1] 横山 彰一ほか：電気学会論文誌 D、Vol.115-D (1995) 1270-1275
- [2] 横山 彰一ほか：第 83 回低温工学・超電導学会予稿集(2010)56

Table.1 Specifications of dummy coil sample

導体 : SUS304(t0.1)/C1050(t0.1) クラッド材
 絶縁材: カプトンテープ(t0.0125) 1/2 重ね巻き(非粘着)
 線材 : 幅 5.2mmx長さ 20mmx20 積層 (5.2x5.2x20)
 測定均熱板: A1050(t1.0);30mmx30mm (上下面)
 塗り巻き: フィラ入りエポキシ(硬化温度 $\sim 35^\circ\text{C}/17$ 時間)
 真空含浸: 低粘度エポキシ(硬化温度 $\sim 55^\circ\text{C}/17$ 時間)

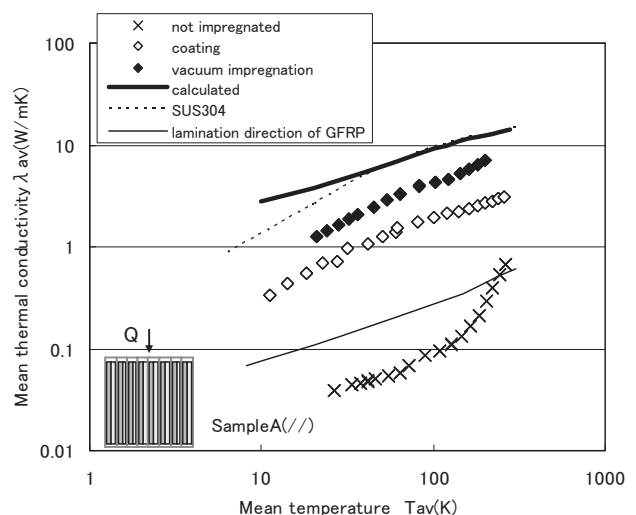


Fig.1 The thermal conductivity characteristics of a parallel direction.

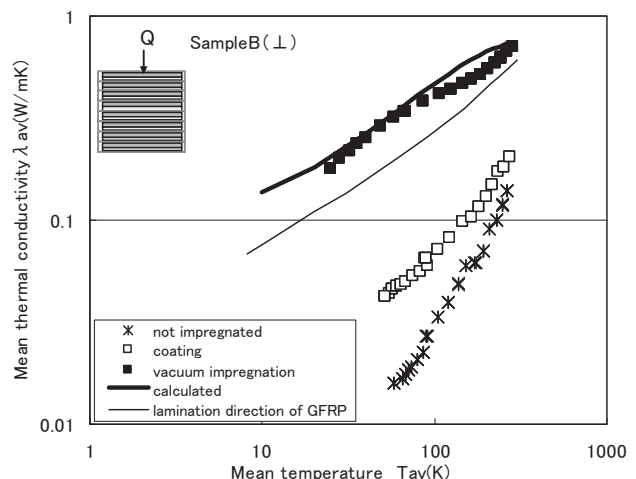


Fig.2 The thermal conductivity characteristics of a perpendicular direction.

ピックアップコイルを用いた高温超伝導コイルの 非接触運転監視・診断システムの開発

Development of non-contact monitoring and diagnosing system for high temperature superconducting coil by using pick-up coils

森部 裕章、藤岡 直人、川越 明史、住吉 文夫 (鹿児島大・工)

MORIBE Hiroaki, FUJIOKA Naoto, KAWAGOE Akifumi, SUMIYOSHI Fumio (Kagoshima University)

E-mail: k2749137@kadai.jp

1. はじめに

高温超伝導線材は、使用温度領域が高く、比熱が大きいため、常伝導領域が伝播しにくい。このため、局所的に温度が上昇し、線材が損傷する危険性がある。したがって、高温超伝導コイルの運転監視・診断システムには、局所的な異常を検出できることが必要である。そこで我々は、ポインティングベクトル法を応用した、ピックアップコイルを用いる新しい運転監視・診断システムを提案している。これまでに、非接触で異常を検出できること、異常場所が特定できることを実証している[1]。

本運転監視・診断システムを実際のシステムに適用するには、測定したエネルギーフローからコイルの異常がどの程度かを判断する必要がある。そのためには、幅広い条件でエネルギーフローの測定を行い、エネルギーフローとコイルの状態の関係を明らかにする必要がある。そこで今回は、これまでよりも電流値を大きくし、また温度測定点を増やして測定した。

2. 測定方法と測定装置

本測定法では、超伝導コイル周辺のポインティングベクトルを測定する。ポインティングベクトルは、超伝導コイル周辺の局所的な電界と磁界をそれぞれ測定し、電界と磁界の外積から求められる。電界と磁界の測定には、Fig. 1 に示すような、電界測定用ピックアップコイル(Pickup coil-E)と磁界測定用ピックアップコイル(Pickup coil-H)をそれぞれ用いる[2]。

サンプルコイルとして用いた超伝導コイルは、77K、自己磁界中での I_c が 116A の高強度銀シース Bi-2223 多芯テープ線材を 1 層×15 ターン巻線した内径 70mm、高さ 68.8mm のソレノイドコイルである。

3. 実験方法

サンプルコイルに、50Hz、90A 振幅の交流電流を定電流モードで通電して実験を行った。巻線に局所的な異常を発生させるために、サンプルコイルの 7~9 ターン目の縦 12mm、横 40.5mm の範囲で、ボビンに縦 9mm、横 3mm の穴を 12 個(3×4)あけ、ボビンの裏側から巻線部に窒素ガスを噴きつけた。この異常発生場所とピックアップコイルの設置場所を Fig. 1 に示している。ピックアップコイルは、コイル中心高さである 8 ターン目の、異常発生場所直近に設置した。なお、コイルの状態をモニターするために、コイルの端子間電圧損失成分と、異常発生場所とその周辺の巻線温度も測定した。

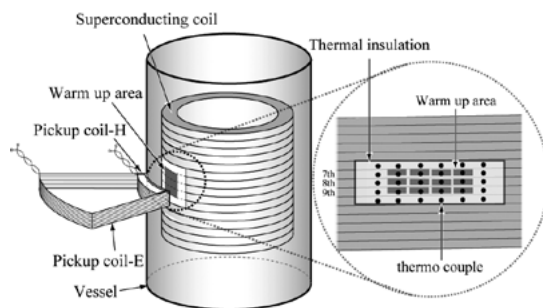
4. 測定結果

窒素ガスは、0.05MPa、流量 0.17ℓ/sec で噴きつけ、噴出時間は 47 秒間(25~72 秒の間)とした。エネルギーフロー、異常発生場所の温度(8.9 ターン目)、端子間電圧損失成分の測定結果を Fig. 2 に示す。横軸は、測定開始からの経過時間である。窒素ガスの噴出期間を灰色で示している。まず、ガス窒素を注入すると、エネルギーフローが変化し始め、巻線温度が 90A 通電時の臨界温度(約 84K)に近づくと、下降に転じている。また、エネルギーフローの変化が始まっているのに対し、端子間電圧損失成分の変化は 48 秒から始まっている。

これらのことから、本測定法が、高負荷率(I_c の 78% の電流)でも測定できること、またエネルギーフローが下降している方が深刻な異常であること、コイル端子間電圧よりも早く異常を

検出できることがわかる。なお、温度変化よりも早くエネルギーフローが変化しているのは、温度計の測定感度以下の温度変化でエネルギーフローの変化が観測されているためである。

今回の実験では、ガス窒素を止めた直後に 9 ターン目の温度は下がっているのに対し、8 ターン目の温度は遅れて下がっており、複雑な温度変化が起きている。そのため、このような温度分布変化に対応したエネルギーフローの変化の詳細な検討を、今後行う必要がある。



condition in HTS coil.

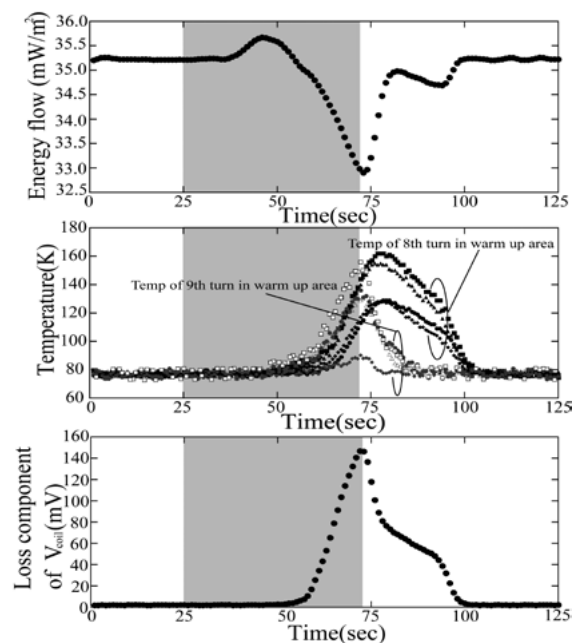


Fig. 2 Results of tests on detection of local winding condition in the sample coil.

Reference

- [1] N. Fujioka, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol.83 (2010) p.151
- [2] A. Kawagoe, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol.84 (2010) p.177

PLD-Gd123 パンケーキコイルの低温強磁場特性

Low Temperature and High Field Properties of PLD-Gd123 Pancake Coil

淡路 智, 小黒英俊, 諏訪友音, 菊池吉展, 渡辺和雄(東北大金研),
花井 哲, 丸川宏太郎(東芝), 大保 雅哉, 齋藤 隆(フジクラ)

AWAJI Satoshi, OGURO Hidetoshi, SUWA Tomone, KIKUCHI Yoshinobu, WATANABE Kazuo (Tohoku Univ.), HANAI Satoshi,
MARUKAWA Kotaro (Toshiba), DAIBO Masanori, SAITO Takashi (Fujikura)
E-mail: awaji@imr.tohoku.ac.jp

1. はじめに

REBa₂Cu₃O₇(RE123, RE: 希土類) コート線材 (Coated conductor) は, その高い機械特性から, 超伝導磁気エネルギー貯蔵 (SMES) や強磁場マグネット応用が期待されており, 実際に 30T 級の超伝導マグネット開発が開始されている。しかし, 一方で高温超伝導マグネットでは, 従来の金属系では問題にならなかった, 異方性・剥離・安定性などの問題が挙げられ, コイル化における重要な課題とされている。東北大学金属材料研究所・強磁場超伝導材料研究センターでも, 次世代の強磁場マグネット開発に向けた R&D を実施しており, 今回は, エポキシ含浸した Gd123 パンケーキコイルについて, 4.2K 強磁場下における通電試験を行ったので報告する。

2. 実験方法

作製したテストコイルの仕様を表1に示す。用いた線材は, PLD 法によって Hastelloy 基板上に作製した, Gd123 線材である。この線材を用いてシングルパンケーキコイルを作製し, エポキシ樹脂で真空含浸を行った。試験は, 東北大学金属材料研究所強磁場センターの 8T 大口径無冷媒超伝導マグネット内部に大型クライオスタットを挿入し, 液体ヘリウム中で行った。

3. 結果と議論

図1に線材の J_c 特性と, コイルのロードラインを示す。テストコイルの最大発生磁場は, 約 0.00353 T/A となる。したがって, 1000A の通電で約 3.53 T の磁場発生となる。図に示した外部磁場 8T 中のロードライン $B_z^{\max}$ を $B_{\perp c}$ の I_c と比較すると, 1000 A の通電でも十分低いことが分かる。しかし, 一方で, 高温超伝導体は, 4.2K でも大きな J_c (I_c) の異方性を示す。このため, 磁場のコイルに対する径方向成分 ($B_{\parallel c}$ 成分) を考慮する必要があることが分かっている。自己磁場の径方向成分を計算したときのロードラインが, 図中の青線である。このとき, 約 600 A で臨界電流と交差することから, 600 A 程度がコイル I_c と考えられる。図2は, バックアップ 8T 中とゼロ磁場中の通電結果である。いずれも高電流領域で, 磁束フロー抵抗の兆候が見られている。テストコイルの線材長は約 60 m であるので, $1 \mu V/cm$ は, 約 6 mV に相当する。図1の I_c は $1 \mu V/cm$ 基準で決定した値であるので, ゼロ磁場中では, ほぼロードラインから予想される値と一致している。しかし, 磁場中では, 抵抗発生はさらに低電流から起こっており, I_c の低下を意味している。磁場中の最大通電時の電磁力を, BJR で計算すると, 基板あたり応力で約 560 MPa となり, I_c が劣化するレベルではない。テストコイルにかかる磁場方向を考慮すると, 8 T のバックアップ磁場中で発生する磁場は, 400 A 通電時, 8.5 T の磁場が $B_{\perp c}$ 方向から約 5° 傾いて発生していると計算される。 I_c の印加磁場角度依存性は, テープ面に平行方向 ($B_{\parallel c}$) で最大となるピークを示すが, 磁場の印加と共に, ピークは鋭くなる。このため, 磁場中のコイル I_c は減少することになる。したがって, 内挿コイルでは, コイル設計によるが, J_c (I_c) の $B_{\perp c}$ 近傍のピークの鋭さがパフォーマンスを制限していることが分かる。人工ピンの導入などによって, ピークがブロードとなることが報告されているので, 効果的に Gd123 テープを用いるためには, $B_{\perp c}$ 近傍における I_c 特性改善が有効と考えられる。

4. 結論

Gd123 テープ線材を用いてエポキシ含浸コイルを作製し, 4.2K バックアップ磁場中におけるテストを行った。結果として, 線材の I_c 近傍までの通電が確認できたと共に, コイル I_c はその磁場印加角度依存性に現れる $B_{\perp c}$ 近傍のピーク幅で制限されていることが示唆される。

Table 1 Specification of the test coil

内径 (mm)	外形 (mm)	厚さ(mm)	ターン数
89.8	176	5.5	147

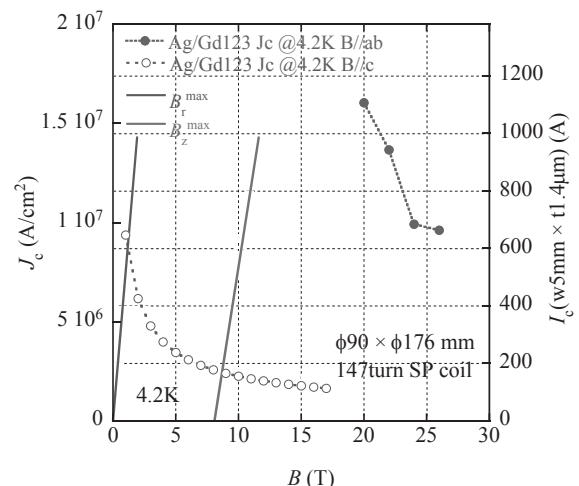


Fig. 1 Load line and critical current of Gd123 tapes at 4.2 K

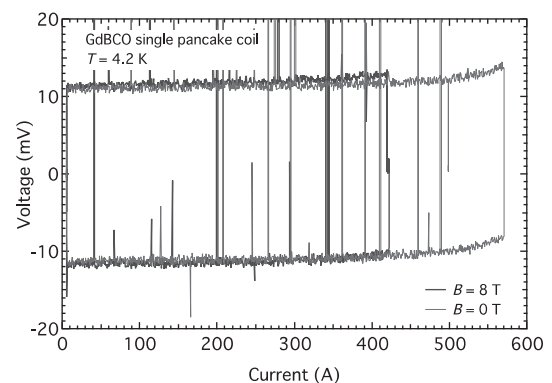


Fig. 2 Current-voltage characteristics of Gs123 single pancake coil at 8 T and 0 T.

長尺三心一括型超電導ケーブルの臨界電流測定

Critical current measurement of long-length “3-in-One” superconducting cables

大屋 正義, 湯村 洋康, 広田 博史, 増田 孝人 (住友電工);
三村 智男, 本庄 昇一, 原 築志 (東京電力)

OHYA Masayoshi, YUMURA Hiroyasu, HIROTA Hirofumi, MASUDA Takato (Sumitomo Electric Industries, Ltd);
MIMURA Tomoo, HONJO Shoichi, HARA Tsukushi (Tokyo Electric Power Company)
E-mail: ohya-masayoshi@sei.co.jp

1. はじめに

超電導ケーブルの通電特性を評価するために臨界電流 (I_c) 測定は必須であるが、長尺ケーブルの両端に直流電源を接続して I_c を測定するのは困難である。このため、三心一括型ケーブルでは、断熱管内に収納された2本のケーブルコアに往復通電を行って I_c を測定する方法が考えられる。しかし、ケーブルが大電流化するにつれて、コア外部への漏れ磁場による I_c 低下が無視できなくなり、ケーブルが本来有する I_c 特性を測定できなくなる。本報では、30m ケーブルシステム[1]における I_c 測定結果と数値解析結果との比較を行い、長尺ケーブルの I_c 測定方法について検討した。

2. 30m ケーブル検証システム

検証システムのケーブル長さは約30mであり、途中で半径5mの90度曲がり部を設け、両端に終端接続部(A端末、B端末)、中間に中間接続部(ジョイント)を設けている。ケーブルコアの諸元は表1に示すとおりであり、導体層に使用した線材の I_c 総和は6100Aである。

I_c 測定時の回路構成を図1に示す。2本のケーブルコア(U、V相)の超電導導体層に往復通電を行い、各相の電流リード上部に取り付けた電圧タップ間の電圧を測定した。この際、A端末内部のシールド層三相短絡部に取り付けたロゴスキーコイルの電圧波形を時間積分することにより、 I_c 測定時にシールド層に誘導する遮蔽電流を測定した。

Table1 Specifications of the cable cores.

Item	Specifications		Diameter (mm)
Former	Copper stranded		18
Conductor	1 st layer	$I_c=1800$ A	22
	2 nd layer	$I_c=1900$ A	
	3 rd layer	$I_c=1200$ A	
	4 th layer	$I_c=1200$ A	
Dielectric	PPLP [®]		38
Shield	1 st layer	$I_c=3500$ A	40
	2 nd layer	$I_c=3500$ A	
Protection	Craft paper		45

3. シールド誘導電流測定結果

導体層通電電流のランプレート α をパラメータとして I_c 測定を行った際に、シールド層に誘導した遮蔽電流を測定した結果を図2に示す。同図中には、解析結果[2]も合わせて示してある。測定結果と解析結果はよく一致しており、シールド層遮蔽電流は α に大きく依存することが分かる。 α が大きいくほどシールド層の遮蔽効果が大きくなり、コア外部への漏れ磁場が小さくなることが実験により確認された。図3は、 α に対する I_c の実測値と解析値との比較を示している。 α が大きくなるほど測定される I_c 値は大きくなり、また、実験結果と解析結果はよく一致した。以上の結果から、 I_c 解析モデルの妥当性が確認された。

さらに、本解析コードを用いて、ケーブル長と I_c 測定値との相関を計算した結果、ケーブルが長くなるほど、 I_c 測定値は線材 I_c 総和に近づいていき、ケーブル長が500mを超える

とほぼ飽和して、本来ケーブルが有する I_c 特性を測定可能になる。以上の結果より、実用化時を想定した長尺ケーブルにおいては、本 I_c 測定方法が適応可能であると言える。

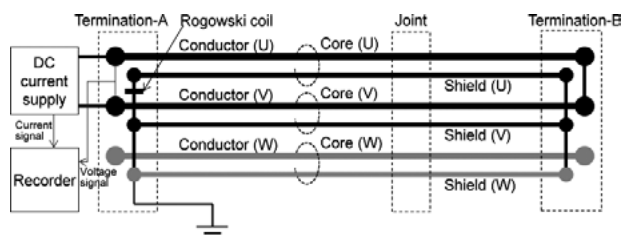


Fig.1 Circuit of the critical current measurement.

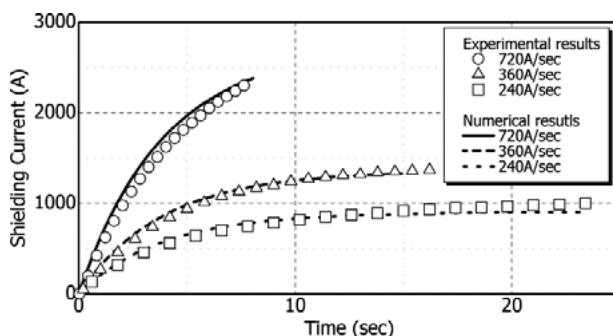


Fig.2 Measured and simulated shielding currents.

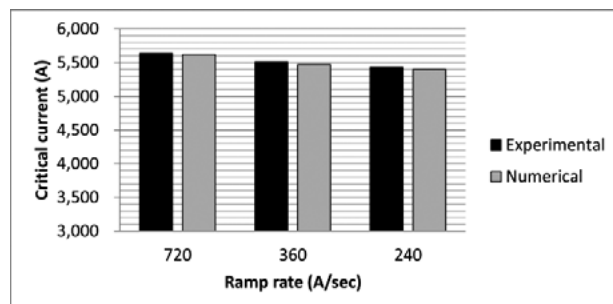


Fig.3 Measured and simulated I_c values.

4. さいごに

三心一括型超電導ケーブルの I_c 測定において、コア外部に漏れる磁場が I_c 測定値に及ぼす影響を検証した実験結果と解析結果がよく一致することが確認された。解析モデルの妥当性を示すとともに、2 コア往復通電方式による I_c 測定方法の適用可能性を示した。

謝辞

本研究の一部は、NEDO の委託により実施したものである。

参考文献

- 大屋正義 他: 電気学会超電導応用電力機器研究会資料 (2010) ASC-10-024.
- 大屋正義 他: 平成 23 年度電気学会 B 部門大会講演論文集 (2011) No.317.

HTS 電力ケーブルの銅フォーマ部に存在する液体窒素を考慮した 短絡事故時の熱安定性解析

Thermal Stability Analysis of HTS Power Cable with Fault Currents

我妻 洸, 古瀬 充穂, 淵野 修一郎(産総研); 増田 孝人, 大屋 正義(住友電工);

本庄 昇一, 三村 智男, 野口 裕, 原 築志(東京電力)

AGATSUMA Koh, FURUSE Mitsuho, FUCHINO Shuichiro (AIST); MASUDA Takato, OHYA Masayoshi (SEI);

HONJO Shoichi, MIMURA Tomoo, NOGUCHI Yu, HARA Tsukushi (TEPCO)

E-mail: koh.agatsuma@aist.go.jp

1. はじめに

著者らは、短絡事故等による過電流が超電導ケーブルに流れた際の冷媒の挙動を解明するため、管路内で導体が加熱されたときのサブクール窒素の流れ方向の温度分布を計算する数値解析プログラムを作成した[1]。NEDO「高温超電導ケーブル実証プロジェクト」内で行われた「30 m 検証ケーブル短絡電流模擬試験」にあわせた数値解析を行い、試験結果と比較した[2]。前回の解析では銅フォーマ部に入り込んでいるサブクール窒素のエンタルピーを考慮していなかったため、過電流通電時のおおまかな冷媒の挙動を再現することはできていたが、ケーブルコアの温度上昇を過大に見積もっていた。今回はこの点を改善したモデルで再検討を行った。

2. 改良した数値解析モデル

数値解析モデルと計算手法、解析条件の詳細は[1]および[2]の通り。前回の数値解析モデルと今回のモデルを図1に示す。過電流による発熱体は銅フォーマ／超電導層と超電導シールド／安定化層の2層であり、前回は銅フォーマ／超電導層は長手方向の伝熱と絶縁層を介した超電導シールド／安定化層への伝熱しか想定していなかったが、今回は内側のサブクール窒素への熱伝達を考慮する。

内側のサブクール窒素は、外側とは異なり流れがないものとする。銅フォーマ／超電導層からの熱伝達は熱伝導によるものが支配的であると仮定する。銅フォーマ／超電導層からの熱を受けたサブクール状態の窒素は、圧力一定のまま飽和状態になるまで温度上昇し、その後は飽和状態のままエンタルピー変化分だけ温度と圧力が変化すると仮定して数値解析を行った。銅フォーマに入り込んだ内側のサブクール窒素の断面積は外側のサブクール窒素流路断面積の約 6%である。

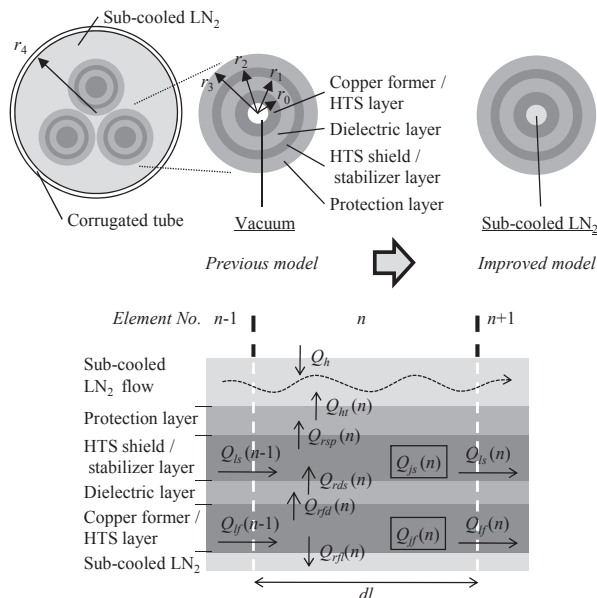


Fig. 1 Cable model used in numerical calculation.

3. 数値解析結果

図2は、「短絡電流模擬試験」においてケーブル入口から 21 m の位置に設置された温度計による指示値と、前回と今回のモデルによる外側サブクール窒素温度の数値解析結果を比較したものである。ケーブル内を流れる冷媒(サブクール窒素)は、出口に向かって流れている間に加熱されたケーブルコアにより暖められる。よってケーブル入口から入ってくる新鮮な冷媒が到達するまでは冷媒の温度は上昇を続ける。銅フォーマ部に入り込んだサブクール窒素を考慮した今回のモデルによる数値解析では、熱がサブクール窒素のエンタルピー上昇にとられるため、ケーブルコアと外側サブクール窒素のピーク温度は低く計算された。温度がピークを越えた後、今回のモデルでは冷媒温度が急に下がり、またその後の温度低下は緩やかとなった。これはケーブルコア内部から外側までの温度勾配が緩やかで、熱移動の時定数が長いと考えられる。[2]でも述べたとおり温度実測値は温度計が設置された場所がケーブルジョイント部に近く、その熱容量の影響を受けているものと考えられ、過電流通電直後の温度は数値解析結果と合わない。しかしその後の温度変化については、今回のモデル改良により、より実際に近い計算結果が得られていると考える。

図3は銅フォーマ部に入り込んでいるサブクール窒素の温度変化の計算結果である。流れがないうえに外側の冷媒フローまで距離があるため、温度はケーブル長手方向でほぼ均一である。過電流通電から 3000 秒経過後も温度は初期値に戻っておらず、一度発熱したケーブルコアを内部まで冷やし切るには相当の時間がかかることを示している。

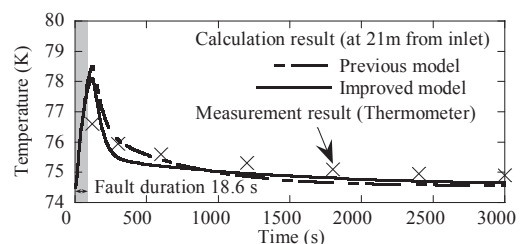


Fig. 2 Comparison of calculated (previous model and improved model) and measured coolant temperatures.

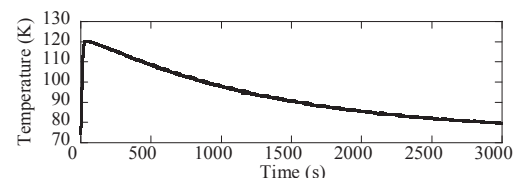


Fig. 3 Calculated temperature of inner sub-cooled LN₂.

参考文献

1. K. Agatsuma, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 82 (2010) p.33
2. K. Agatsuma, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 83 (2010) p.268

過電流通電による YBCO 超電導線材の局所劣化に関する数値解析

Numerical Analyses on Local Degradation of Coated Conductors Due to Overcurrent

王 旭東, 石山 敦士(早大); 丸山 修, 大熊 武 (ISTEC-SRL)

WANG Xudong, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.); MARUYAMA Osamu, OKUMA Takeshi (ISTEC-SRL)

E-mail: wan-x-don@ruri.waseda.jp

1. はじめに

YBCO 超電導線材の電力応用において、突発的な短絡電流の流入により温度が急上昇し、線材が特性劣化する可能性がある。そのため線材の劣化や焼損しない限界の温度を設計の指標・基準の1つとして考える必要がある。そこで我々は劣化開始時の最高到達温度に注目し、過電流通電試験および超電導線材の劣化要因の一つと考えられる熱応力・歪みと過電流通電による温度上昇との関係について解析評価してきた[1]。今回は、Y 層の I_c 特性と線材安定化層の厚みのばらつきおよびばらつきの長さを解析パラメータとして、局所劣化を引き起こす要因となるホットスポットについて通電・伝熱・応力・歪み解析を行ったので報告する。本研究は「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 の委託により実施されたものである。

2. 解析方法

超電導線材に過電流を通電した際の温度上昇は、式(1)、(2)を有限要素法で定式化して電流分布・熱伝導連成解析により求めた。超電導特性には n 値モデルを採用し、実測値を用いた。境界条件は線材端部のみが電氣的・熱的 (77 K) に接触しているとした。式(1)の ϕ はスカラーポテンシャル、 σ は導電率である。式(2)の ρ は密度、 c は比熱容量、 k は熱伝導率、 Q_j はジュール発熱である。

$$\nabla \cdot \sigma(\nabla \phi) = 0 \quad (1)$$

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_j \quad (2)$$

温度上昇に起因する超電導線材の熱応力・歪み分布は、式(3)を有限要素法により定式化して求めた。境界条件は線材端部が機械的に電流リードに拘束されているとした。また、線材の変形はなく、平面応力状態を仮定している。式(3)の $[B]$ はひずみ-変位マトリクス、 $[D]$ は応力-ひずみマトリクス、 $\{d\}$ は接点変位ベクトル、 $\{\varepsilon'\}$ は熱ひずみベクトルである。

$$\int_V [B]^T [D] [B] dV \{d\} = \int_V [B]^T [D] \{\varepsilon'\} dV \quad (3)$$

3. 解析結果

通電・伝熱解析は、先行研究で行った実験条件に合わせて 1 秒間の方波過電流通電 (206 A) を想定して行った。解析パラメータである Y 層の I_c 特性 (初期値 180 A)、銅安定化層の厚み (初期値 25 μm)、ばらつきの長さを Table 1 に示す。線材は幅 5 mm、長さ 70 mm のものを想定し、長手方向中央にばらつき (劣化) 区間を仮定した。中央 10 mm を劣化区間とした場合、 I_c 特性と銅層厚のばらつきによる温度上昇を Fig. 1 に示す。Fig. 1 より、 I_c 特性の劣化にかかわらず温度上昇はほぼ同程度であるが、銅層厚が薄いほど中央部は大きく温度上昇した。よって、電力機器への応用で想定される過電流通電に対しては、 I_c 特性よりも線材安定化層の厚みのばらつきが、局所的なホットスポットの要因となりうる事が示された。

Fig. 1 の結果を受けて、銅層厚をパラメータとした場合にばらつき区間の長さ最高到達温度との関係を Fig. 2 に示す。ばらつき区間が長くなるにつれて、中央部のホットスポットが顕著になっていくことがわかる。Fig. 2 の結果をもとに、熱応力・歪みについて解析した結果を Fig. 3 に示す。Fig. 3 より、今回の解析条件においては、銅層厚が 20 μm 以下かつばら

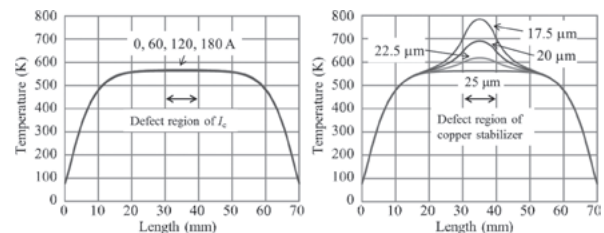
つきの長さが 5 mm 以上になると、中央部のホットスポットで大きな熱応力・歪みが発生した。また、先行研究では 600 MPa 以上で、1%程度の歪みで不可逆的な I_c の劣化が報告されている[2-3]。よって、銅層厚のばらつきに起因した局所的なホットスポットは、超電導線材の局所的な劣化要因となりうる事が示された。

4. まとめ

今回は Y 層の I_c 特性と線材安定化層の厚みのばらつきおよびばらつきの範囲を解析パラメータとして、局所劣化を引き起こす要因となるホットスポットについて通電・伝熱・応力・歪み解析を行った。今後は、さまざまな条件で解析評価を行っていく予定である。

Table 1 Analytical Parameter

I_c	180, 120, 60, 0 A
Copper Thickness	25, 22.5, 20, 17.5 μm
Defect length	1, 2, 3, 4, 5, 7, 10 mm



(a) Defect on I_c (b) Defect on Copper Stabilizer
Fig. 1 Temperature Results with 10-mm-Width Defect

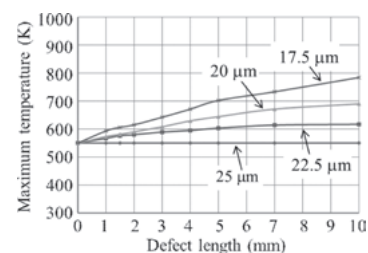
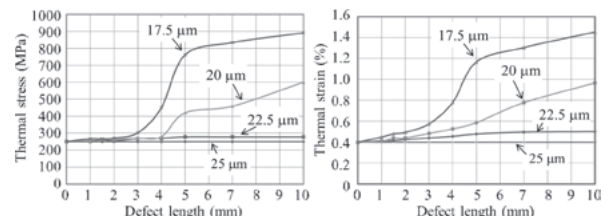


Fig. 2 Maximum Temperature vs. Defect Length



(a) stress (b) strain
Fig. 3 Results of Thermal Stress and Strain

参考文献

- X. Wang, A. Ishiyama et al.: Abstracts of CSJ Conference, vol. 84 (2011) p.106
- H. S. Shin, J. R. C. Dizon, R. K. Ko, T. H. Kim, D. W. Ha, S. S. Oh: Physica C, vol. 463-465 (2007) pp. 736-741
- D. C. van der Laan and J. W. Ekin: App Phys Lett., 90, 052506, 2007

AC loss reduction of outer diameter fixed superconducting power transmission cables using narrow 2 mm coated conductors

李全, 雨宮尚之, 西野竜平, 中村武恒 (京都大学), 大熊武 (ISTEC)

LI Quan, AMEMIYA Naoyuki, NISHINO Ryohei, NAKAMURA Taketsune (Kyoto University), OKUMA Takeshi (ISTEC)

E-mail: quan@asl.kuce.kyoto-u.ac.jp

1. Introduction

For AC loss reduction of superconducting power transmission cables, the proper width of coated conductors has been discussed for years, and different opinions were proposed. A detailed discussion between standard 4 mm coated conductor and narrow 2 mm one has been carried out in [1]. However, [1] assumes that the size of gaps doesn't change from 4 mm cables (cables constructed with 4 mm coated conductors) to 2 mm cables. Hence, the outer diameters of 2 mm cables are bigger than 4 mm cables, which weaken their magnetic field and become one of the main reasons for AC loss reduction. Besides, for practical cables, in the case of certain installation conditions, space for installation is specified and limited, so cables are required to be designed with fixed outer diameters.

Therefore, it is necessary to make a complementary discussion between narrow 2 mm coated conductors and standard 4 mm ones, when fixing the outer diameter of cables.

2. Numerical results and analysis

Both 4 mm cables and 2 mm cables were designed, in forms of monolayer and multilayer (2-layer and 4-layer). The cables with the same number of layers were designed with the same out diameter, correspondingly, the size of gaps changes. For instance, gaps change from 0.69 mm to 0.33 mm in the 4th layer. As shown in Fig. 1, the gray circles are of the same size to demonstrate fixed out diameter. The properties of cables are listed in Table 1. All the AC losses are calculated with a numerical model employing 1D FEM.

Table 1. Properties of cables constructed

No. of layers	No. of tapes		Layer	Diameter (mm)
	4 mm	2 mm		
1	13	26	1 st	19.56
2	27	54	2 nd	20.97
4	58	116	3 rd	22.37
			4 th	23.76

2 mm coated conductors can be regarded as the ones cut from 4 mm ones, as shown in Fig. 2. Obviously, there is a loss of critical current (I_c) after cutting. The loss increases along the size of shoulder, i.e. shoulder = 0, 0.15, 0.3 and 0.5 mm, loss is 0, 3.9%, 8.1% and 14.3%.

AC losses are calculated, applying different critical current density (J_c) distributions and selected transport currents (I_t). Fig. 3 presents one example at uniform J_c . It can be obtained that, for uniform J_c , AC loss can be effectively reduced by using narrow 2 mm coated conductors in both monolayer and multilayer cables. For trapezoidal J_c , when shoulder increases to 0.5 mm, 2 mm coated conductor still shows advantage in multilayer cables, however, in monolayer case, 2 mm and 4 mm cables generate nearly the same AC loss.

In monolayer cables, there is an apparent reduction from 4 mm cables to 2 mm ones applying uniform or small shoulder trapezoidal J_c distributions, unlike [1] and [2]. It is because the size of gaps is fixed both in [1] and [2], but in outer diameter fixed cables, gaps are smaller in 2 mm cables comparing to 4 mm cables, which further reduce AC loss, accompanied with reduced polygonal effect. Therefore, reduced polygonal effect and smaller gaps overwhelms doubled number of gaps, which makes narrow 2 mm coated conductors with great advantage in the design of out diameter fixed cables.

3. Conclusion

Comparing to standard 4 mm coated conductors, narrow 2mm ones can effectively reduce the AC loss in outer diameter fixed superconducting power transmission cables, in both monolayer and multilayer cases.

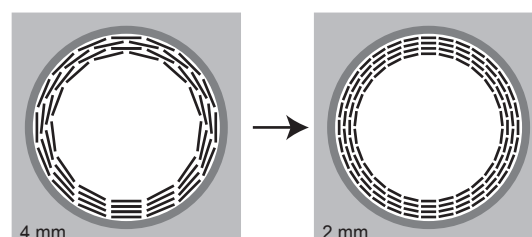


Fig. 1 Configuration of 4 mm and 2 mm 4-layer cables.

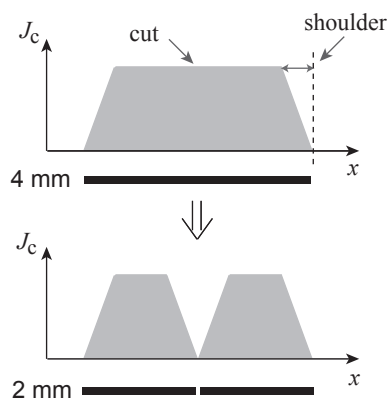


Fig. 2 Critical current loss after cutting.

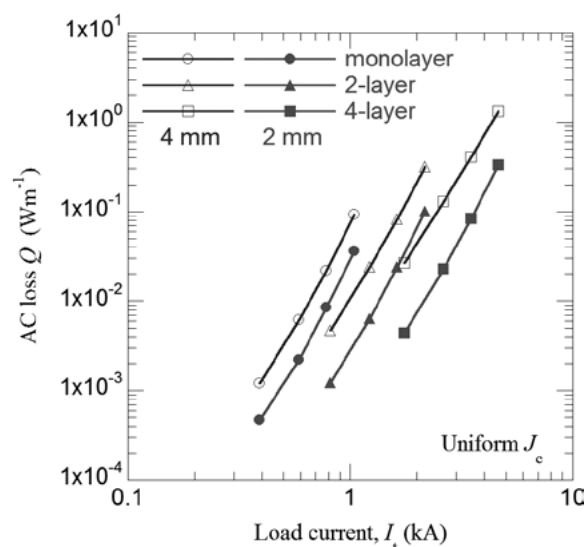


Fig. 3 AC loss comparison between 4 mm and 2 mm cables.

References

1. N. Amemiya, Q. Li, K. Ito, etc: *Supercond. Sci. Technol.* 24 (2011) 065013
2. A.P. Malozemoff, G. Snitchler, and Y. Mawatari: *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 19 (2009) p.3115-8

YBCO コイルに誘導される遮蔽電流の減衰による中心磁場ドリフトの抑制法

－ 通電電流・運転温度制御による抑制 －

A suppression method of central magnetic field drift by screening current in the YBCO coil

－ The effect of current cycle and temperature cycle －

福田 竜彦, 高尾 智明(上智大); 柳澤 吉紀, 中込 秀樹(千葉大); 高橋 雅人, 前田 秀明(理研, 横浜市大)
 FUKUDA Tatsuhiko, TAKAO Tomoaki (Sophia Univ.); YANAGISAWA Yoshinori, NAKAGOME Hideki (Chiba Univ.);
 TAKAHASHI Masato, MAEDA Hideaki (RIKEN, Yokohama City Univ.)
 E-mail: tatsuh-f@sophia.ac.jp

1. はじめに

YBCO 線材は高い引っ張り強度 (>700 MPa) を持ち、さらに高磁場中でも高い電流密度を流せる。これらの利点を活かせば NMR 磁石を高磁場かつコンパクトにすることが可能である。しかし、YBCO など HTS コイルでは励磁中に印加される径方向磁場によって遮蔽電流が誘導される。遮蔽電流はフラックス・クリープによって緩和するため、励磁後に中心磁場の値が長時間にわたってドリフトしてしまう[1,2]。これは安定な磁場が必要となる NMR 磁石において問題である。特に、全コイルに YBCO 線材を用いた NMR 磁石を想定した場合、遮蔽電流磁場自体が大きくなることで磁場ドリフト量も大きくなる可能性が危惧される。従来の LTS NMR 磁石では磁場ドリフトを抑える方法として、励磁後にクライオを減圧しコイル温度を下げる方法が用いられている。HTS 磁石においてこの種の効果について研究した例はまだない。本研究では、コイル温度降下と、既に効果を実証している電流掃引逆転法[3]を組み合わせた場合の磁場ドリフトの抑制効果を、小型モデルコイルにおける数値計算により調べた。

2. 解析方法

幅 4 mm、厚さ 0.1 mm の YBCO 線材で巻いた総ターン数 162 のダブルパンケータコイルをモデル化して解析を行った。このコイルは 77 K で実験を行い、遮蔽電流磁場の実験結果と数値計算結果がよく一致することを確認している[3]。本解析ではコイルの初期運転温度を 20 K とし、臨界電流の 60 % の 215 A まで通電した。簡便のためコイル内部の温度勾配は無視し、コイル内で均等に温度が変化する条件とした。

コイルの各線材内の超伝導層に誘導される遮蔽電流を外部磁場・自己磁場下における超伝導ストリップモデルを用いて数値計算した。超伝導の持つ非線形の E-J 特性には n 値モデルを用い、線材の臨界電流密度の磁場・温度依存性はフィッティング関数を用意した。その他の詳細は過去の文献に記述されている[1]。

3. 解析結果

励磁後にコイル温度を降下させた場合の磁場ドリフトを Fig. 1 に示す。縦軸はコイル中心磁場、横軸は時間を示している。実線が示すように温度降下を行わない場合 ($\Delta T = 0$ K)、励磁直後から中心磁場の値が時間とともにドリフトしている。励磁から 1 時間後の磁場のドリフト率 (中心磁場の変動率を中心磁場の値で規格化した値) は 1923 ppm/h である。温度降下量を大きくすると磁場ドリフトの抑制効果が増し、10 K の温度降下を行った場合 (一点鎖線で表記) には、1 時間後のドリフト率は 209 ppm/h にまで減少している。

運転電流の 5% だけ電流掃引逆転し、10 K の温度降下を行った場合 (二点鎖線で表記)、さらに磁場ドリフトが抑制され、1 時間後のドリフト率は 3.23 ppm/h となり、より効果的に磁場ドリフトを抑制できることが実証された。この場合におけるコイルの線材内の電流密度分布を Fig. 2 に示す。線材はコイル上端部の最内層のターンのものである。線材両端において電流の流れる方向が逆転しているが、これは線材内部の両端近くにおいて磁束の障壁ができていることを表す[4]。これにより線材外部から内部への磁束の流入が抑制され、コイル中心における磁場ドリフトが抑えられる。さらに、コイル温度が降下し、超伝導体内の臨界電流密度が上昇したため、臨界電流密度 (一点鎖線で表記) が遮蔽電流の電流密度を上回っている。これにより発生電界が小さくなり、遮蔽電流の減衰による中心磁場ドリフトが抑制される。

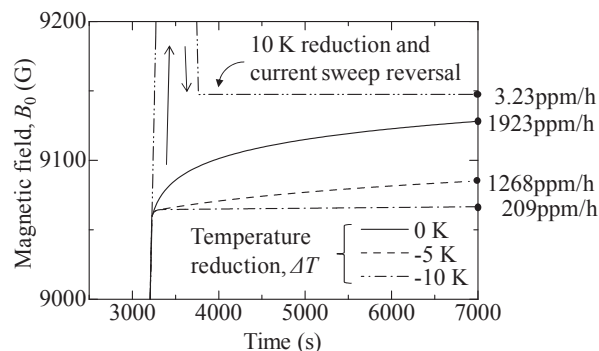


Fig. 1. Effect of coil temperature reduction on the magnetic field drift.

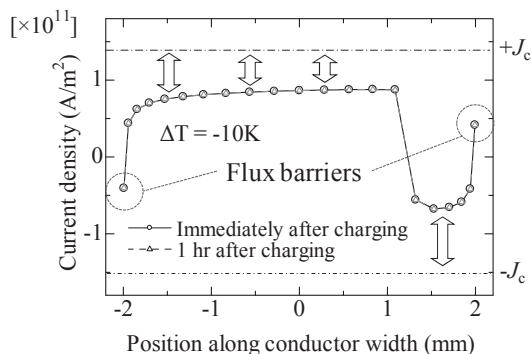


Fig. 2. Current density distribution in the conductor for the innermost layer at the coil upper edge; the coil temperature was reduced by 10 K after coil charging with current sweep reversal technique.

4. まとめ

本研究では、YBCO コイルの遮蔽電流の緩和に起因する磁場ドリフトを抑制する手法として、電流掃引逆転法とコイル温度降下を組み合わせた場合の効果を数値計算によって調べた。得られた知見を以下に示す。

- (1) 励磁後、数 K 以上のコイル温度降下を行うことで、顕著な磁場ドリフト抑制効果が得られる。
- (2) コイル温度降下と電流掃引逆転法と組み合わせることで、励磁を行うことで、磁場のドリフト率を 2~3 桁下げることが可能である。

本研究は(独) 科学技術振興機構の産学イノベーション加速事業・戦略的イノベーション創出推進による成果である。

参考文献

1. Y. Yanagisawa et. al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., 20, 3, pp.744-747(2010)
2. Y. Koyama et. al.: Physica C, 469, pp.694-701 (2009)
3. Y. Yanagisawa et. al.: To be published in Advances in Cryogenic Engineering

次世代高温超電導サイクロトロンのための高温超電導コイルの遮へい電流による 磁場の空間的・時間的变化 — (1) 3次元電磁場解析モデルおよび定式化 —

Spatial and Temporary Behavior of Magnetic Field Distribution by Shielding Current in HTS Coil for Next Generation HTS Cyclotron application — (1) 3D Electromagnetic Simulation Model and Formulation —

植田 浩史, 福田 光宏, 畑中 吉治(阪大), 石山 敦士(早大)

UEDA Hiroshi, FUKUDA Mitsuhiro, HATANAKA Kichiji (Osaka Univ.); ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.)

E-mail: hueda@rcnp.osaka-u.ac.jp

1. はじめに

我々は、近年の高温超電導線材の急速な性能向上と応用機器開発の進展の状況から、放射線医学総合研究所のHIMAC と同等の出力(400MeV/核子, 300nA)を持つ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][2]。

サイクロトロン用コイルの発生磁場は空間的・時間的に高い均一度で3次的に分布することが要求される。高温超電導コイルでこのような高精度磁場を実現する際の問題として、遮へい電流により誘導される磁場がある。すなわち、Y系超電導線材はテープ形状を有していることからテープ面に対して垂直方向の磁場によって長時定数の遮へい電流が誘導され、磁場の空間均一性、時間的安定性に影響を与える。本報告では、このような Y 系超電導線材がもたらす磁場分布と時間変化について、3次元電磁場解析において線材内の遮へい電流のモデル化を行い、遮へい電流の磁場への影響を精度良く評価する数値解析手法を開発したので報告する。

2. 支配方程式

既に Y 系超電導コイルの遮へい電流の磁場に関する報告はあるものの、数値計算は回転対称性を利用したコイル断面の 2次元解析にとどまっている[3]。我々の目指している次世代超電導サイクロトロンのコイルは最終的にはスパイラルセクターコイルのような異形コイルが必要となる[2][5]。また、巻線法(パンケーキ巻、ソレノイド巻)を考慮した解析も必要になると考えられる。そこで、本研究では、これらの問題にも適用可能な 3次元電磁場解析で定式化を行った。具体的には Y 系超電導線材はテープ形状を有していることから、この特徴を活かした電磁界解析を行うために電流ベクトルポテンシャルと積分方程式を連成した支配方程式を用いた。すなわち、Y 系超電導線材は超電導層の断面アスペクト比が非常に大きいことから、線材厚み方向で電磁界が一様であると仮定する近似を用いることができるため、厚み方向の積分を実行でき、次式が得られる。

$$\{\nabla \times \rho(\nabla T \times \mathbf{n})\} \cdot \mathbf{n} + \frac{\mu_0 d}{4\pi} \frac{\partial}{\partial t} \int_S \frac{(\nabla T' \times \mathbf{n}) \times \mathbf{R}}{R^3} \cdot \mathbf{n} dS = - \frac{\partial \mathbf{B}_0}{\partial t} \cdot \mathbf{n} \quad (1)$$

ここで、 T はテープ面法線方向の電流ベクトルポテンシャル、 $\mathbf{n}$ はテープ面の法線ベクトル、 d は超電導層の厚み、 $\mathbf{B}_0$ は外部磁場、 ρ は抵抗率である。積分範囲 S は超電導体の全領域であり、 $\mathbf{R}$ はソース点 $\mathbf{r}$ からフィールド点 $\mathbf{r}'$ に向かうベクトルである。超電導特性は $\mathbf{n}$ 値モデルで表わされる E - J 特性により表現した。 E - J 特性については、他のモデル(ビーンモデル、パーコレーションモデル)も対応可能である。

超電導線材外の領域は、積分方程式を利用しているため、要素分割は不要であり、精度良く計算が可能である。しかし、左辺第 2 項の積分範囲は解析領域全体に亘り、境界要素法と同様な計算手順が必要になる。従って、全体マトリクスが非対称密行列となり、計算時間とメモリが必要となる。

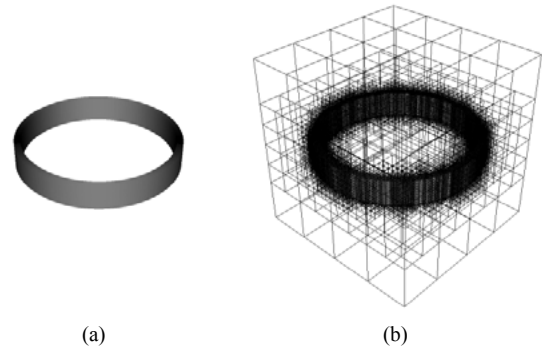


Fig. 1. Example of schematic drawings of (a) coil and (b) cell division for fast multipole method.

3. 高速多重極法

我々は、多体間の相互作用の近似値を高速計算する手法として研究されてきた高速多重極法(FMM: Fast Multipole Method) [5]をこの境界積分の計算に適用した。高速多重極法は分割統治アルゴリズムと場の多重極/局所展開を利用して、必要な精度を確保しつつ、多体間の相互作用の近似値を高速計算する手法である。例えば、多重極法によってある点でのポテンシャルを評価する場合、評価点の近傍にある粒子からの寄与とそれ以外の粒子からの寄与との二つに分ける。近傍からの寄与は直接計算し、その他の粒子からの寄与は多重極展開を用いて効率よく計算する。近傍であるか否かを決めるために、全ての粒子を含む立方体を考え、それを順次分割して得られるセルを作るツリー構造(Fig. 1)を利用する。

4. おわりに

加速器用コイルの発生磁場は空間的・時間的に高い均一度で3次的に分布することが要求される。そこで、高温超電導コイルでこのような高精度磁場を実現する際の問題となる遮へい電流により誘導される磁場のモデル化を行い、遮へい電流の磁場への影響を評価する数値解析について述べた。これを用いれば、巻線法(パンケーキ巻、ソレノイド巻)を考慮した解析や異形コイルの解析が可能になる。具体的な計算例については本学会の 2P-p27 で報告する[5]。

なお、本研究の一部は科研費(若手研究B)によったことを付記する。

参考文献

1. A. Ishiyama, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 84 (2011) p.134
2. A. Ishiyama, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 84 (2011) p.135
3. Y. Yanagisawa, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p.119
4. L. Greengard and V. Rokhlin: Acta Numerica, Vol. 6 (1997), pp. 229-269.
5. H. Ueda, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 85 (2011) 2P-p27

1GHz級NMR磁石の大震災からの復旧状況(930MHz磁石の場合) Aftermath of the 3・11 earthquake in the NIMS high field NMR (930MHz magnet)

清水 禎、端 健二郎、大木 忍、野口 隆志、木吉 司 (物質・材料研究機構)

SHIMIZU Tadashi, HASHI Kenjiro, OHKI Shinobu, NOGUCHI Takashi, KIYOSHI Tsukasa (NIMS)

E-mail: shimizu.tadashi@nims.go.jp

1. はじめに

物材機構には1GHz級NMR装置が2台ある。いずれの超伝導磁石も世界に先駆けて超20Tを達成した最先端の技術が結集されている。過去7年間にわたり運転してきた磁石だが、今回の東日本大震災により、クエンチは免れたものの、少なからぬ被害を受けた。本講演では、それらの被害状況と復旧状況などについて報告する。

2台の磁石とは、930MHz磁石(NMRでは磁場強度を軽水素核の共鳴周波数で表現する習慣があり、磁場に直すと21.8T)と1030MHz磁石(24.2T)である。2台のうち、まず最初に930MHz磁石から報告し、続いて1030MHz磁石を報告する。

930MHz磁石(Fig.1)は7年前に物材機構と神戸製鋼所の共同開発によって完成した。Nb₃Sn線材や長期運転可能な加圧超流動ヘリウム槽などの新しい技術を用いることによって、超20Tという強磁場を7年間という長期にわたる連続運転を実現させていた。加圧超流動ヘリウムの連続運転時間としては、恐らく世界最長かそれに近い記録であったと思われる。

今回の地震でも、加圧超流動システムが故障した訳ではなく、発生磁場(中心磁場強度や均一度や安定度)にも何の変化もなかったため、この磁石の最重要部分は無傷であったと思われる。このまま連続運転記録を伸ばし続けることも技術的には可能であったが、地震対策が結果的に不足していた箇所が複数発見されたので、復旧工事を行うこととした。

本講演では、930MHz磁石の被害の詳しい状況を紹介した上で、消磁を行うまでに行った復旧作業の詳細を報告する。

2. 930MHz磁石の被災状況

つくば市における震度は、3月11日の本震が震度6弱、その後の余震で震度5強を2回経験した。2011年10月1日までに確認できた主な被災箇所は以下の通りである。いずれの被災箇所も本震のみによって生じた被害である。

- A1: 磁石の脚を床に固定していた全てのアンカーボルトが緩んだ。
- A2: 室温ボアチューブが変形した。
- A3: 全ての配管がゆがんだり位置が動くなどした。
- A4: マグネット槽(加圧超流動ヘリウム)への熱侵入量が約1割増加した。
- A5: 冷却器の中に空気が侵入した。

逆に(意外にも)地震に耐えた箇所は以下の通りである。

- B1: 主コイルもシムコイルもクエンチしなかった。磁場の強度・均一度・安定度ともにNMR測定でも変化は認められなかった。
- B2: 徐振装置(エアサス)は仕様限界を遙かに(約10倍)超えて耐え、想定外の耐震機能もあった。
- B3: 溶接ベローズは仕様限界を遙かに超えて(約10倍)耐えた。(成型ベローズは破壊された)
- B4: その後の余震(震度5強が2回など)による二次災害や被害の拡大などはなかった。
- B5: 非常用自家発電機は正常に自動運転を始めた。

3. 復旧作業(10月1日現在)

被害のうちA1とA2については、磁石を消磁してから復旧工事を行うことにした。磁場が出ていては工事そのものが実施できないからである。A3～A5については、消磁が完了するまで磁石を健全な状態で維持する必要があるため、消磁する前に復旧作業を行った。

10月1日現在でA3～A5の復旧作業はいずれも無事終了している。

A3の復旧作業は内容としては単純な肉体労働であるが、強磁場を発生している磁石の直近で作業する必要があるため、通常なら使用できる重機や油圧ジャッキなどの道具類が使用できないため、様々な非磁性道具を自作して達成した。

A4の原因は、詳細な調査の結果、マグネット槽(加圧超流動ヘリウム)と4Kヘリウム貯蔵槽との間にある安全弁が、地震により微動して弁の開口が大きくなったためであることが分かった。この微動は数ミクロンであったと見積もられる。

A5は二次被害であり、恐らくA3の復旧作業の過程の中で誘発したと考えられる。A5の侵入空気は、冷却器の中で氷結し、主コイルやシムコイルを電源に接続するための端子などを氷で覆い尽くしてしまった。磁石を安全に消磁するためには、これらの氷を完全に除去する必要がある。

A5の氷を除去するために有効だった方法やツールは以下の通りである(方法とツールは全て今回独自に開発したものである): ①ヘリウムガスを患部に直噴して溶融させる方法、②ヒーター内蔵の工具で加熱溶融させる方法、③ドリル等で機械的に切削・掘削する方法、④4K付近の低温でも使用可能なCCD内視鏡で状態をリアルタイムで可視化すること。

4. 今後の予定

9月30日に無事に消磁を完了させることが出来たので、今後は分解調査を行い、より詳しい被災状況を把握した上で、約1年後の復旧に向けて耐震補強等の設計を行いたい。



Fig. 1 930 MHz (21.8 T) NMR magnet in NIMS, Tsukuba.

1GHz級NMR磁石の大震災からの復旧状況(1030MHz磁石の場合)

Aftermath of the 3・11 earthquake in the NIMS high field NMR (930MHz magnet)

清水 禎、端 健二郎、大木 忍、野口 隆志、木吉 司 (物質・材料研究機構)

SHIMIZU Tadashi, HASHI Kenjiro, OHKI Shinobu, NOGUCHI Takashi, KIYOSHI Tsukasa (NIMS)

E-mail: noguchi.takashi@nims.go.jp

1. はじめに

物材機構には1GHz級NMR装置が2台ある。いずれの超伝導磁石(Fig.1)も世界に先駆けて超20Tを達成した最先端の技術が結集されている。今回の東日本大震災により、クエンチは免れたものの、少なからぬ被害を受けた。本講演では、それらの被害状況と復旧状況などについて報告する。

2台の磁石とは、930MHz磁石(NMRでは磁場強度を軽水素核の共鳴周波数で表現する習慣があり、磁場に直すと21.8T)と1030MHz磁石(24.2T)である。2台のうち、930MHz磁石については前講演で報告したので、本講演では1030MHz磁石について報告する。

1030MHz磁石は2001年に物材機構と神戸製鋼所の共同開発によって完成した920MHz磁石が元になっている。920MHz磁石は、 Nb_3Sn 線材や長期運転可能な加圧超流動ヘリウム槽などの新しい技術を用いることによって、超20Tという強磁場を6年間に渡って連続運転していた。その後、2006年から開始した開発プロジェクト(物材機構・理化学研究所・神戸製鋼所・JEOL RESONANCE の共同開発、代表者は物材機構・木吉司)によって920MHz→1030MHzにバージョンアップするための開発を行った。その結果、920MHz磁石で Nb_3Sn だった最内層コイルを1030MHz磁石では銅酸化物高温超電導体 $\text{Bi}2223$ 系に改造を行い、2011年3月11日には組立も終わり、液体ヘリウムで冷却中であった。

本講演では、1030MHz磁石の被害の詳しい状況を紹介する。

2. 1030MHz磁石の被災状況

つくば市における震度は、3月11日の本震が震度6弱、その後の余震で震度5強を2回経験した。2011年10月1日までに確認できた主な被災箇所は以下の通りである。いずれの被災箇所も本震のみによって生じた被害である。

- A1: 全部で15台ある徐振装置(エアサス)のうち一部(1台~5台、詳細は調査中)が破壊された。
- A2: 室温ボアチューブなどの内層ボアチューブがすべて変形または断裂(Fig.2~3)した。被害は主コイル下端の高さ付近(Fig.1)に集中している。
- A3: ボアチューブが断裂したために、断熱真空槽の真空が破壊され、その結果、液体ヘリウムと液体窒素が全て大気に噴出し、破裂板が作動(開放)した。(Fig.4)

被災状況の調査には内視鏡が役に立った。Fig.2-3は、その内視鏡で測定したものである。逆に(意外にも)地震に耐えた箇所は以下の通りである。

- B1: 磁石の脚を床に固定していたアンカーボルトには小さい緩みしかなかった。
- B2: 非常用自家発電機は正常に自動運転を始めた。

3. 復旧作業と今後の予定(10月1日現在)

1030MHz磁石は被害の程度が大きいため、復旧させるには分解して、大掛かりな部品交換を行う必要が有る。そのため完全復旧には、かなりの時間を要すると思われる。復旧までの工程表を作成しているところである。

1030MHz磁石は主コイルが完成(改造)して間もない時期だったことから、一度も磁場を発生したことがない。従って、コイルの性能がどれ程の被害を受けたかについて地震前と比較するデータが不足している。励磁後の最終結果によってのみ判断されることになる。

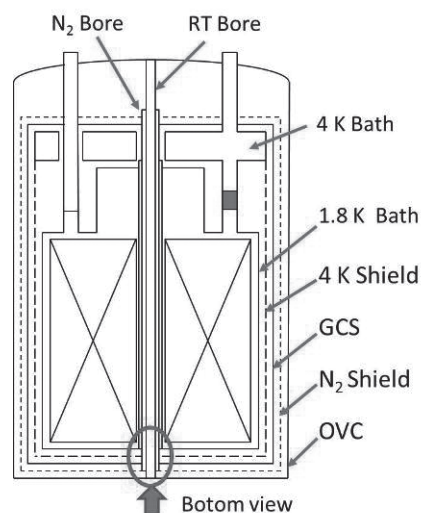


Fig.1 Cross section of the 1GHz magnet. Circle drawn in the figure indicates the area severely damaged as shown in Figs.2-3.



Fig.2 Bottom view of the OVC flange. The crushed RT bore can be seen in the center.

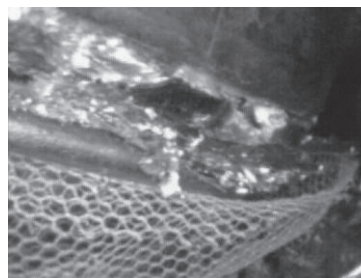


Fig.3 The crushed N_2 bore tube viewed from the vacuum space inspected by a videoscope.