

低粘度熱硬化樹脂 PENTAM[®]8000 の -196°Cにおける力学物性

Physical properties of low viscose thermosetting resin, PENTAM[®]8000, at -196°C

竹内 正基, (RIMTEC); 水野 克俊, 田中 実, (鉄道総研)
TAKEUCHI Masaki, (RIMTEC); MIZUNO Katsutoshi, TANAKA Minoru, (RTRI)
E-mail: M5.Takeuchi@rimtec.co.jp

1. はじめに

ナフサ留分であるジシクロペンタジエンを用いた熱硬化性樹脂 PENTAM[®]、METTON[®](RIMTEC 製)は、自動車バンパー、トラック遮風パネルや、建農機ボディパネルなど耐衝撃と大型一体成形が要求される分野に重用されている。一方で、我々は高温超電導磁石の充填剤として、初期粘度や硬化挙動を重視した熱硬化樹脂 PENTAM[®]8000を開発した。この樹脂を鉄道総合技術研究所が開発中の浮上式鉄道用 RE 系高温超電導磁石に用いたところ、加振時の発熱挙動が良好で、超電導特性への影響は無く、充填剤として利用できることを報告した[1]。今回は、液体窒素温度における機械強度を明らかにするため、PENTAM8000 単体の引張試験と曲げ試験を実施したので結果を報告する。

2. 樹脂の硬化挙動

硬化剤混合直後の PENTAM[®]8000 は常温で 10mPas 以下と極めて低粘性であるため脱泡が容易であるとともに、間隙への含浸性に優れている。主剤と硬化剤を混合してから樹脂が 1000mPas となる時間は、樹脂配合を調整することにより、室温 25°C で 5~30 分の範囲で調整することができる(Fig.1)。今回 6mm 厚の平板用型に PENTAM[®]8000 を注型し、硬化が進んで室温で流動しなくなった後 90°C 30 分に引き続き 120°C 30 分でキュアを行い樹脂の硬化を完結させ、6mm 厚板を得た。比較として市販の汎用エポキシ樹脂についてもメーカー指定の条件で 6mm 厚板を得た。

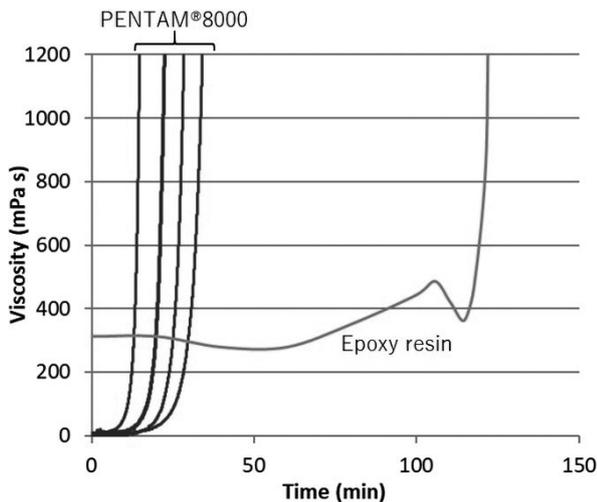


Fig.1 Viscosity increasing of resins cured at 25°C

3. 液体窒素温度での機械強度試験結果

得られた樹脂板を後述規格の試験片に切り出し、液体窒素に浸した状態で引張試験(JIS K7161-2)並びに曲げ試験(JIS K7171)を行った。それらの変位-応力曲線を示す(Figs. 2, 3)。

引張試験は、両樹脂とも最大で 110MPa 程度の強度が得られた。PENTAM[®]8000 は、耐力とともに試験片間で安定した

試験挙動を示し、破壊まで 5%以上の呼びひずみを得られたのに対し、エポキシ樹脂は試験間の破壊のバラツキが大きく、また得られた呼びひずみも 3%以下であった。

曲げ試験は両樹脂とも最大で 200MPa 前後の強度を示した。ただし、試験での挙動は両樹脂で大きく異なり、PENTAM[®]8000 は液体窒素温度で降伏が見られ、変位 8%で破壊しなかったのに対して、エポキシ樹脂は降伏せず、変位 3%程度で試験片が破壊した。

以上より、PENTAM[®]8000 は、液体窒素温度でエポキシ樹脂とほぼ同等の機械強度を持つが、降伏するため破壊しにくいことが明らかとなった。

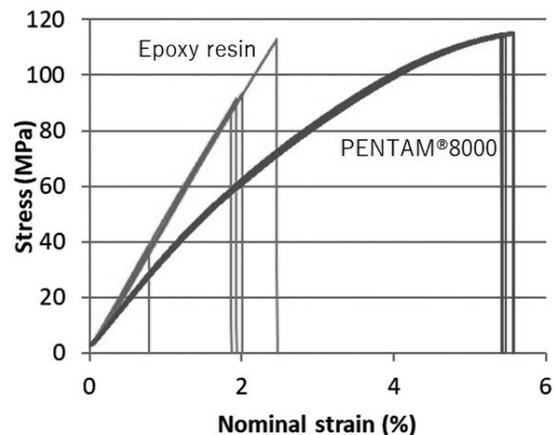


Fig.2 Tensile test at -196°C according to JIS K7161-2

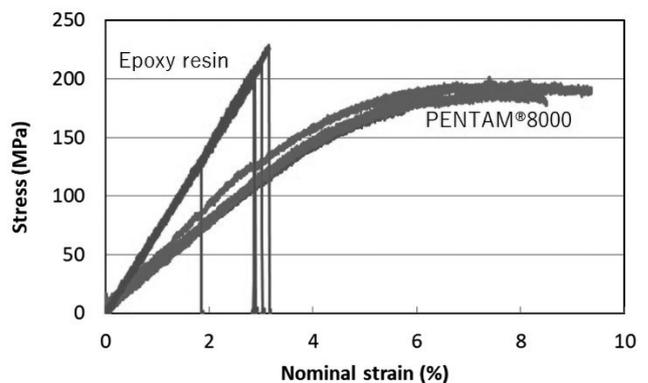


Fig.3 Flexural test at -196°C according to JIS K7171

参考文献

1. K. Mizuno, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 94 (2017) p.1

液体水素用超電導式液面計の表示器の開発

Development of Monitor of Superconducting Level Sensor for Liquid Hydrogen

田中 直樹, 梶川 一弘(九大); 小黒 英俊(東海大); 杉野 慎, 中西 努, 青木 五男(ジェック東理社)

TANAKA Naoki, KAJIKAWA Kazuhiro (Kyushu Univ.); OGURO Hidetoshi (Tokai Univ.);

SUGINO Makoto, NAKANISHI Tsutomu, AOKI Itsuo (Jecc Torisha)

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

1. はじめに

水素は燃焼時に水のみを排出するクリーンエネルギーとして期待されており、液化することで大量貯蔵・大量輸送が可能となるが、その際、容器内の液体水素の量を正確に把握する必要がある。これまでに、超電導線と非超電導線を用いた平行配置型液面計が考案・製作されている[1]。また、この平行配置型液面計に適用可能な表示器の開発も行っており、電源やモニタ、CPU等を全て組み込むことで、表示器単体で動作可能となる。そこで、我々が開発している平行配置型超電導式液面計の専用表示器の現状について報告する。

2. 平行配置型超電導式液面計の動作原理

本研究では、容器内に充填された液体水素の液面位置(液位)を計測するために考案された、超電導線と非超電導線から構成される平行配置型超電導式液面計を前提としており、その原理図をFig. 1に示す[1]。超電導線Aのみを使用する従来構造の液面計に対して非超電導線Bを平行に配置して電氣的に直列に接続する。直流電流 I を流すことで、超電導線Aのガス中部分では、ガス中の長さに応じた電圧 V_G が発生し、液中は超電導状態のため電圧は発生しない。一方で、非超電導線Bでは、ガス中の長さに応じた電圧 V_G と液中の長さおよび冷媒温度 T_b に依存した電圧 V_L が発生する。この2つの線の両端電圧 V_A と V_B の差分を取ることで、非超電導線Bの液中にある部分のみの電圧 V_L を計測でき、液位に換算することができる。これによって、特に液体水素の場合に問題となっていたガス状態の影響を受けにくくなり、より正確に液位を計測することができる。

次に、超電導線Aと非超電導線Bの理想的な抵抗 R_A, R_B の温度依存性をFig. 2に示す。超電導線Aは臨界温度 T_c 以下で抵抗ゼロの超電導状態に遷移するが、非超電導線Bは超電導遷移せず有限の残留抵抗をもつ。また、 T_c 以上では両線材は同一の温度依存性を示す。そこで計測対象となる極低温液体の温度 T_b が T_c よりも小さい場合、Fig. 1に示すような原理に従って平行配置型液面計は動作する。ただし、実際の両線材の抵抗の温度依存性にはずれがあるため、差分を取る際に補正が必要となる[2]。

3. 表示器の設計・製作

上記で述べた液面計に適用可能な専用表示器を開発した。Fig. 3に表示器の構成図を示す。表示器内部には電源、CPU、AD/DAコンバータ、モニタ、液面計用電源、分圧器、アイソレータを配置した。液面計のセンサから出力された電圧 V_A, V_B は分圧器・アイソレータ・ADコンバータを通してメモリに取り込まれ、これらを用いて予め組み込まれたプログラムに従いCPUで液位を算出する。演算結果はモニタに送られるとともに、DAコンバータ・アイソレータを介してアナログ電圧として外部へ出力される。また、モニタ画面はタッチパネル式となっており、液位をmm単位と%単位で表示する機能の他に、モニタから較正するための値を変更できる機能や、液面計からの出力 V_A と V_B をそのまま確認できる機能を組み込んだ。

ステンレスシースMgB₂線Aと非超電導線Bで構成された平行配置型液面計を予備的に液体ヘリウムに適用することにより、製作した専用表示器が正常動作することを確認した。

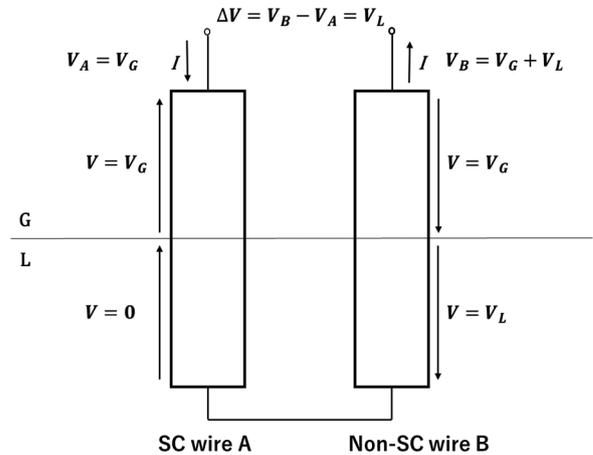


Fig. 1 Principle diagram of parallel-type superconducting (SC) level sensor composed of SC wire A and non-SC wire B.

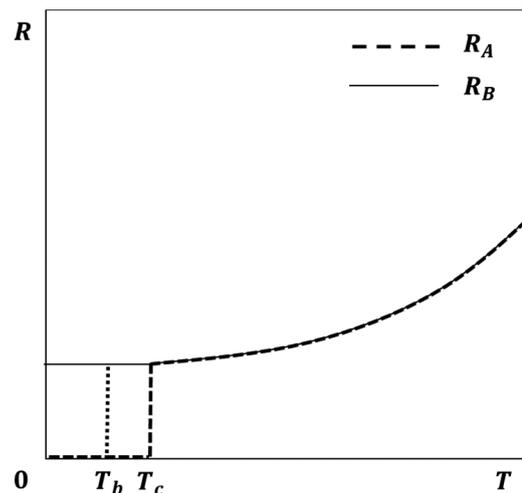


Fig. 2 Ideal temperature dependence of resistances in SC wire A and non-SC wire B for parallel-type SC level sensor.

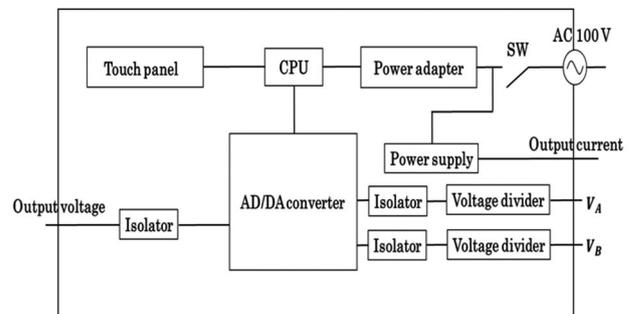


Fig. 3 Circuit diagram of monitor for level sensor.

参考文献

1. K. Kajikawa, et al.: Phys. Procedia 36 (2012) p. 1396
2. J. Koshio, et al.: TEION KOGAKU 52 (2017) p. 355

超伝導ケーブル冷媒の循環動力低減のための低流体抵抗パイプラインの研究開発

Drag reduction in long cryogenic pipelines for superconducting power transmission system

イワノフ ユーリ (中部大); クズマ キチタ ユーリ, グラズコフ ヴァシーリー (モスクワ電力工学大);
渡邊 裕文, 山口 作太郎 (中部大)

IVANOV Yury (Chubu University); KUZMA-KICHTA Yury, GLAZKOV Vasilii (Moscow Power Engineering Institute);
WATANABE Hirofumi, YAMAGUCHI Satarou (Chubu University)
E-mail: ivanov@isc.chubu.ac.jp

1. Introduction

It is known that progress in the development of high-temperature superconducting (HTS) power transmission lines is hampered by the complexity of cooling of HTS cable since liquid nitrogen is pumped through the very long and narrow cryogenic channels. In this report, we consider the possibility of increasing the pumping length of liquefied gases by reducing the hydraulic resistance of the cryogenic channels.

2. Conventional drag reduction methods

Drag reduction problem for the long cryogenic pipeline combined with HTS cable is acute due to the high cost of cryogenic equipment. Frictional pressure drop, or drag, is a result of the resistance predominantly encountered by flowing fluid coming into contact with the walls. There are generally two types of flow: laminar and turbulent. The friction pressures observed in laminar flow cannot be changed unless the physical properties of the fluid are changed. The modern drag reduction methods (DRM) are effective only in turbulent flow. DRM can be roughly divided into two groups: modification of the pipeline surface properties and change of the properties of a liquid.

The inner surface of the pipe can be modified by applying micro/nanorelief like of a lotus leaf to give it ultrahydrophobic properties. Experiments show that such pipes exhibit reduced hydraulic resistance. The surface can be modified not only by photolithography. A method of producing densely packed ordered molecular layers of surfactants was suggested. The formation of molecular layers occurred due to the adsorption of a surfactant on the metal surface from aqueous solutions.

Cetaceans seem to possess unusually low overall drag coefficients. This effect is at least some part due to specific design of their skin. Nowadays it is clear that compliant coatings can be designed to behave in a similar fashion to the skin of a dolphin. The development of the compliant coating is theoretically complicated, although the optimized coating can offer the drag reduction up to 50%. The skin of fast-swimming sharks exhibits riblet structures aligned in the direction of flow. The riblets are known to reduce skin friction drag in the turbulent-flow regime. Nowadays similar structures have been fabricated for study and application that replicate and improve upon the natural shape of the shark-skin riblets. Experiments are providing a maximum drag reduction of some 10%.

Drag-reducing agents (DRA) are additives that reduce turbulence in a pipe; they are usually used in petroleum pipelines. DRA can be broadly classified under the following three categories: polymers and biological additives, solid-particle suspensions, and surfactants.

Solutions with fibers of aspect ratio (l/d) of 25–35 showed drag reduction with high concentration of fibers. With increasing aspect ratio and decreasing fiber diameter, the effectiveness of fibers increases. Systems of fibers mixed with polymers achieved up to 95% drag reduction. Fibers are

chemically and mechanically stable in an aqueous environment. Since they are insensitive to water chemistry, piping materials, and temperature, they can be effective over a wide temperature range. However, use of fibers is limited by the drawback that they can cause plugging and abrasive problems in pipelines due to the high concentration (as high as a few percent) required for drag reduction.

3. Features of drag reduction for long cryogenic pipelines

As we are concerned about pipeline surface properties the basic methods of drag reduction for cryogenic fluids are just the same as for other fluids. In the context of the energy transmission systems, it must be taken into account that HTS cable should be pulled into the cryostat before use. Moreover, it can move due to thermal expansion and contraction. There is the possibility of mutual damage of the pipe inner surface and cable sheath. Probably, the modification of the surface can be applied only to return pipes where the cable is not installed.

Cryogenic temperatures exclude the use of polymer and biological DRA as they freeze. The fibers also lose elasticity.

Drag reduction in slush nitrogen was discovered not so long ago. Pressure drop reduction became apparent at flow velocity of 2.5 m/s and over, with the maximum amount of reduction being 12% in comparison with liquid nitrogen.

4. Conclusion

Various drag reduction methods, which can be applied in cryogenic pipelines of HTS power transmission systems, are considered. It is noted that methods based on modification of pipe surface can have limited application due to the possibility of mechanical damage of surface during field assembly and system operation. Modification of the physical properties of cryogenic liquids is also difficult since low temperature cause freezing of polymers and biological additives, which are usually used for this purpose. By contrast, it is promising to inject icy needles with aspect ratio (l/d) of 25–35 in cryogenic fluid in order to obtain the satisfactory result.

References

1. M. A. Romashov et al.: J. Phys. Conf. Ser. **507** (2014) 032037
2. X.-M. Li et al.: Chem. Soc. Rev. **36** (2007) 1350–1368
3. M. O. Kramer: New Sci. **7** (1960) 1118–1120
4. W. Li et al.: J. Exp. Biology **217** (2014) 1656–1666
5. D. D. Kale et al.: AIChE J. **20** (1974) 1218–1219
6. K. Ohira: Cryogenics **51** (2011) 389–396

混合ガス中の希薄アンモニアの固化除去法の検討

A Consideration of The Solidified Removal System of a Thin Ammonia in Mix Gas

田中 峰雄(TS テクノサポート); 柏 笑冬, 金 鍾列, 松岡 茂(島川製作所)

TANAKA Mineo(TS・Technosupport); BAI Xiaodong, KIM Jong Youl, MATSUOKA Shigeru(Shimakawa seisakusho)

E-mail: tstech@kawachi.zaq.jp

1. はじめに

一般に半導体製造工程においては、水素、窒素、アンモニアを含む各種の物質を原料として使用され、アンモニアを含んだ混合ガスが排出される。これらの排出ガス中のアンモニアは通常燃焼除去され環境に放出されるが、その際、副産物として、NO_x が生成されることが課題となっている。

我々はアンモニアを含む混合ガスを約 120K 以下に冷却することによって、アンモニアを固化除去したのち、大気放出する方法を考案した[1]。約 120K におけるアンモニア飽和蒸気圧は約 0.1Pa 程度と非常に低いことから、NO_x を生成することなく、排出されるアンモニア量は燃焼除去方式に比して低減できる。以下に、固化除去方式の概要と具体的な試算例およびその有用性について検討したので報告する。

2. 固化除去方式の概要と試算例

Fig.1 に典型的なフロー図を示す。混合ガスは熱交換器1および2で液体窒素によって冷却され、混合ガス中の希薄アンモニアが液化、または固化して除去される。除去できなかったアンモニアは環境に放出される。冷媒は液体窒素によらず、冷凍機等による冷却に置き換えることもできる。Table 1 に各ポジションの設定温度を、Table 2 にその他の条件と試算結果を示す。各部の圧力損失は無いとして試算した。Case1 と Case2 は混合ガスのモル比を固定し、圧力を変えた場合を、Case1 と

Case3 は圧力を固定し、アンモニアのモル濃度を変えた場合の比較を行った。放出濃度は圧力に依存するが、大気圧であっても 1ppm 以下に低減できる。アンモニア濃度を高くすると液化量が増加するが、放出濃度は変化しない。

Table 1 設定温度

Position	A	B	C
Temperature (K)	300	197	120

Table 2 試算条件と結果

Case No.		Case 1	Case 2	Case 3
Inlet mass flow rate (at position A) (mol/hour)	NH ₃	20		200
	N ₂	990		900
	H ₂	990		900
Pressure (MPa)		0.1	1	0.1
Liquefied NH ₃ (%)		0	31.765	34.06
Solidified NH ₃ (%)		99.99634	68.235	65.94
Released NH ₃ (ppm)		0.366	0.0366	0.365

試算に使用した物性値は主として熱物性プログラム[2]を使用した。3 重点以下のアンモニアの飽和蒸気圧と密度は「PROPATH」と「真空ハンドブック」[3]に基づく推定値を使用した。

3. まとめ

アンモニア1%の混合ガスを1気圧で120Kに冷却すると放出アンモニア濃度は0.366ppmまで低減できると見積もられた。また、高濃度のアンモニアでも放出濃度は変わらず、液体または固体として除去される量が増加することから、アンモニアを回収し、再利用できる方式として、期待できる。また、冷却方式は液体窒素冷却、冷凍機冷却、それらの組み合わせ等目的に合わせて最適なシステムを構築できる。

参考文献

1. 松岡茂ほか;特許第5988285号、登録日 2016.8.19
2. 流体熱物性プログラムパッケージ PROPATH;開発 九州大学
3. 「新版 真空ハンドブック」(株)アルバック編 発行(株)オーム社 , P177

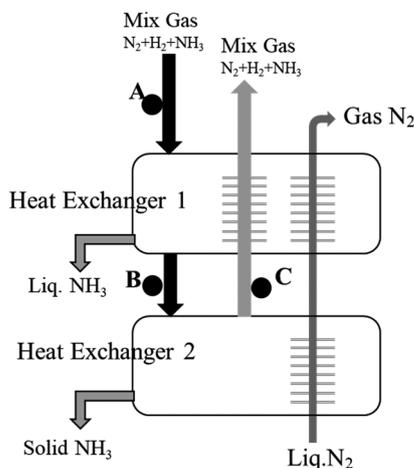


Fig.1 Typical flow diagram

自励振動式ヒートパイプの複数同時動作時の熱輸送特性

Thermal Transport Properties of Multiple OHPs under Simultaneous Operation

信國 佑太郎, 川越 明史 (鹿児島大学);

三戸 利行, 小野寺 優太, 高畑 一也, 柳 長門, 濱口 真司, 高田 卓 (NIFS); 平野 直樹 (中部電力)

Yutaro Nobukuni, Akifumi Kawagoe (Kagoshima University);

Toshiyuki Mito, Yuta Onodera, Kazuya Takahata, Nagato Yanagi, Shinji Hamaguchi, Suguru Takata (NIFS);

Naoki Hirano (CHUBU Electric Power)

E-mail: k7322539@kadai.jp

1. はじめに

高温超伝導 (HTS) コイルの冷却方式としては、浸漬冷却ではない伝導冷却や間接冷却方式も検討されている。これらの冷却の場合、冷却はコイル内の熱伝導性を高めることが重要である。そこで我々は、熱輸送特性に優れた自励振動式ヒートパイプ (OHP) を用いる冷却システムを検討している[1]。我々の提案している冷却システムでは、板状の OHP を複数枚同時に使用する。これまでは、一枚の OHP の熱輸送特性の評価を行ってきた。今回は、複数の OHP を同時動作させた場合の熱輸送特性を明らかにするために、4 枚の OHP を用いたダミーコイルの冷却試験を実施予定である。OHP の作動流体は水素とし、動作温度は 20K としている。

2. 実験サンプルと冷却システム

Fig. 1 に実験サンプルを示す。OHP4 枚の同時運転時の特性を評価する目的のため、コイルは FRP 円板を用いたダミーコイルとした。2 枚の円板を、実際のコイルのボビンにセットし、そのダミーコイル2枚で OHP を挟む構造にしている。OHP は、Fig. 1 に示すように、放射状に 4 枚配置している。この実験サンプル内には、OHP の加熱部として、SUS シート製のヒーターを設置している。OHP の冷却は He ガスを循環することで行う。内径側と外形側にそれぞれ冷却用の He ガスを流す銅管が接続されており、それぞれの OHP の両端を冷却する。OHP の冷却面積を確保するために、He ガスを流す銅管を銅板に半田付けし、その銅板と OHP を接触させた。

Fig. 2 は、実験装置の全体図で、冷却システムを示している。実験サンプルは、クライオスタット内の輻射シールドで囲まれている。冷却は、上述したように He ガスを循環することで行う。この He ガスは、2 本の銅管を内部にもつ 2 重管で構成される熱交換器 Hx1 を通ったあと、輻射シールドと熱交換し、2 重管の Hx3 を通り、冷凍機 2nd ステージと熱交換し、実験サンプルの OHP を冷却する銅管を通る。OHP を冷却した He ガスは、Hx3、Hx1 を通り、室温空間に戻る。

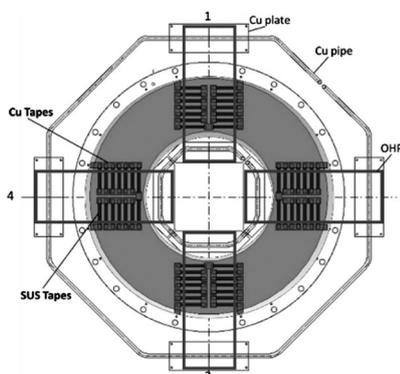


Fig. 1 Construction of the dummy coil

冷凍機は 2 台組み込んでおり、2nd ステージの冷凍能力は、10K で約 13W、20K で約 40W である。

実験サンプルの温度特性を測定するため、OHP の冷却部と加熱部にそれぞれ Cernox 温度計を取り付けている。

3. OHP のセットアップ

OHP の作動流体の入口は、バルブを介してバッファタンク (B2~B5) に接続している。圧力計 (P3~P6) は、OHP の作動中の圧力振動を監視するために使用する。

OHP を適切に動作させるためには、低温中で液化した作動流体の量が適切に制御されている必要がある。そのために、冷却前に充填しておく OHP の作動流体の量を予め決めておく必要がある。

4. 実験方法

OHP における作動流体である水素の充填方法は次のとおりである。まず、OHP、充填配管、バッファタンク内の残留ガスを真空ポンプで排気する。そして、ガスボンベからバッファタンクに充填され、バッファタンクの圧力 (P3~P6) が測定される。その後、冷却をスタートさせる。サンプルが冷えるのに伴って、OHP 内の水素が液化する。2nd stage に取り付けられたヒーターで OHP の冷却部の温度を制御する。冷却完了後、ボビンに取り付けた SUS ヒーターに通電を行い、特性の評価を行う。

5. まとめ

4 枚同時運転時の OHP の特性を評価する実験システムを構築した。実験結果は当日報告する。

参考文献

1. K. Natsume, et al.: cryogenics, Vol. 51, Issue 6, pp.309-314 (2011)

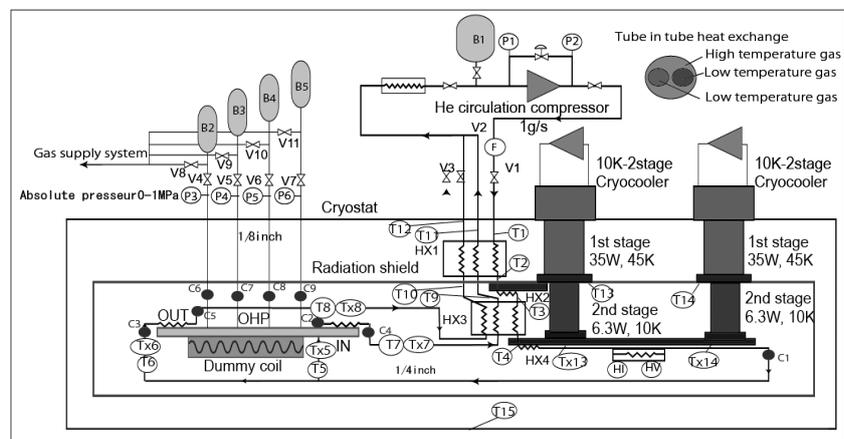


Fig. 2 Schematic diagram of experimental apparatus
T1~T15: PtCo, Tx5~Tx8 Tx13 Tx14: Cernox,

A study of thermal behavior of liquid nitrogen heat pipe for wide range of heat loads at several filling ratios

WANISON Ramnarong(SOKENDAI); KIMURA Nobuhiro(SOKENDAI, KEK);
 MURAKAMI Masahide(University of Tsukuba)
 Email: wanison@post.kek.jp

1. Abstract

A study of cryogenic heat pipe is ongoing for potential applications in cryogenic engineering. The heat pipes tested were commercially available room temperature heat pipes, but working fluid was replaced by liquid nitrogen. The size of the heat pipe is 6 mm in the outer diameter and 200 mm long, with a combined wick structure consisting of axial grooves and sintered copper powder. The maximum heat transport capability, Q_{max} , is the primary target of this experimental study. It was experimentally obtained as a function of the working fluid filling ratio, f_r , and was compared with the theoretical predictions based on the axially groove wick and the sintered copper powder wick theories, respectively.

2. Maximum heat transport capability

In order to theoretically estimate the maximum heat transport capability as a function of the filling ratios, the capillary limitation is usually used because it gives the lowest value compared with other limitations, namely, the boiling limit, the entrainment limit, the sonic limit and the viscous limit.

The equations for calculation of the maximum heat transport capability are respectively;

For $\leq 90\%$ filling ratio;

$$Q_{c,max} = \frac{2\sigma/r_c - \Delta P_L}{\left(\frac{\mu_l}{KA_w \rho_l \lambda} + \frac{(f_r Re_v)\mu_v}{2r_{h,v}^2 A_v \rho_v \lambda}\right) L_{eff}} \quad (1)$$

For $\geq 110\%$ filling ratio;

$$Q_{c,max} = \frac{2\sigma/r_c + \Delta P_L}{\left(\frac{\mu_l}{KA_w \rho_l \lambda} + \frac{(f_r Re_v)\mu_v}{2r_{h,v}^2 A_v \rho_v \lambda}\right) L_{eff}} \quad (2)$$

3. Experimental Set up

Liquid nitrogen bath locates inside a cryostat shown in Fig.1, which provides an environment at liquid nitrogen temperature (78 K) [1]. The heat pipe is attached to the bottom of the cylindrical liquid nitrogen bath using copper blocks which work as a condenser section. A schematic of heat pipe, dimension [2], and location of temperature sensors were shown in Fig. 2.

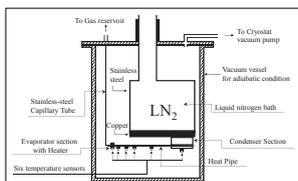


Fig. 1 Experimental set up

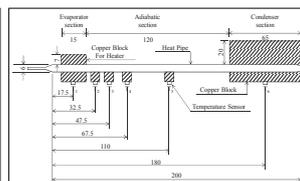


Fig. 2 Heat pipe

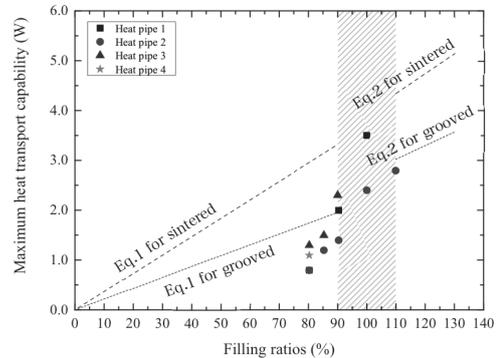


Fig. 3 Comparison of maximum heat transport capability by calculation and experiment

4. Experimental Result and Discussion

The Q_{max} was defined as the heat input above which the evaporator temperature started to rise in a large scale in the experiment conducted while the heat input was stepwise increased. In Fig. 3, Q_{max} of the several heat pipes tested in this study are plotted as a function of f_r together with the theoretical predictions based on the capillary limit theory. In these two predictions the wick is assumed to be axial grooves with the groove width of 0.146 mm or to be sintered copper powders with the average powder size of 0.05 mm, respectively. Furthermore, the gravity effect is considered in the case of f_r larger than 110%, which results in larger Q_{max} . In the excess liquid fill mode, the gravitational force enhances the liquid return capability to the evaporator section due to an excess liquid puddle formed in the condenser section. The experimental results are found to be equal to or smaller than the grooved wick theory prediction for f_r smaller than 90 %. This may result from imperfect wetting in the sintered metal wick portion of the composite wick because of smaller f_r than 85 %, where sufficient capillary force does not function and thus the capillary force is primarily generated in the grooves. It is fair to conclude that a kind of transition can be seen in the experimental results to the gravity assisted mode of the axially grooved heat pipe branch in the cases of f_r larger than 100 %. The result of the Heat Pipe 1 seems even to indicate the transition from the axially grooved heat pipe branch to the sintered metal wick branch for f_r larger than 100 %. The data scattering may also result from the manufacturing variability of the wick

References

1. R. Wanison, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol.96 (2018) p.123
2. P. Sakulchangstajatai, et al.: Defect and Diffusion Forum, Vol. 312-315 (2011) p.1015-1020

ex situ 法 MgB₂ 線材における充填粉の結晶子サイズと超伝導特性

Crystallite size of filling powder and superconducting properties of ex situ processed MgB₂ tapes

藤井 宏樹, 岩撫 暁生, 北口 仁 (NIMS)
 FUJII Hiroki, IWANADE Akio, KITAGUCHI Hitoshi (NIMS)
 E-mail: fujii.hiroki@nims.go.jp

1. 序

ex situ 法 MgB₂ 線材に於いては、充填粉の品質が臨界電流密度(J_c)特性に大きな影響を及ぼすが、充填粉を粉碎処理すると結晶粒径や結晶子サイズが微細化され、 J_c 特性が改善されることが知られている。本研究では、結晶子サイズと超伝導特性との相関を詳細に調べた。

2. 実験

所定量の市販 MgB₂ 粉を WC 製容器に入れ、種々の条件で粉碎処理した。Ar ガス中、これらの粉末を種々の温度で 1 時間焼成する一方、充填粉として、Powder-in-tube(PIT)法で Fe シース線材を作製し、Ar ガス気流中で 1 時間加熱処理を行った。こうして得られた試料の組織や超伝導特性の評価を行った。結晶子サイズ L や格子歪み $\eta(\Delta d/d)$ は、XRD 図を全パターンフィッティングして Williamson-Hall 法により算出した。

3. 結果と考察

粉碎中の容器摩擦による WC 混入量は粉碎条件に依存し、ICP での組成分析では最大で 10 mass%前後であった。350 rpm で 100 時間粉碎した後、種々の温度で焼結した試料の XRD 図を Fig. 1 に示す。加熱処理によって MgB₂ のピーク幅は小さくなったが、700°C 以下では顕著ではなく、MgB₂ の分解によって生成する MgB₄ 等の不純物もほとんど見られなかった。これらの試料中の MgB₂ の 101 ピークの半値幅 β と結晶子サイズ、格子歪みを Table 1 に示す。結晶子サイズの低下はピーク幅の増加を引き起こすが、粉碎試料の結晶子サイズは 5–6 nm であり、加熱温度の上昇に伴って大きくなった。一方、格子歪みは 1%程度であったが、750°C 以上の加熱処理で小さくなった。また、組織観察から、加熱焼結による結晶粒成長は確認されない一方、XRD の解析結果と対応して、結晶粒の電子線回折図形から、結晶子サイズの増大が示唆された。

種々の温度で加熱処理した線材の磁化曲線を測定すると、粉碎処理によって臨界温度(T_c)は 39 K から大きく下がるが、加熱処理温度の上昇に伴って T_c は上昇した。350rpm で 100 時間粉碎した場合、705°C では 24.5 K、765°C では 27 K となった。結晶子サイズの低下が T_c の低下を引き起こすという報告があり[1]、この上昇は Table 1 と対応して、結晶子サイズの増大によるものと考えられる。

350 rpm で 100 時間粉碎処理した粉末を充填粉として作製した線材を種々の温度で加熱処理した試料の 4.2K での通電 J_c - B 特性を Fig. 2 に示す。加熱温度上昇と共に、 J_c の低磁界特性が改善し、高磁界特性が劣化する傾向が見られた。即ち、 J_c 特性の磁界依存性が大きくなった。結晶子サイズの微細化が上部臨界磁場(H_{c2})を上昇させるという報告があり[2]、加熱温度上昇に伴う磁界依存性の増大は、高温焼結で結晶粒間結合が改善されるものの、結晶子が成長して H_{c2} が低下したためだと考えられる。

参考文献

1. B. Lorenz, et al.: Supercond. Sci. Technol., Vol. 19 (2006) p.912
2. C. Tarantini, et al.: Phys. Rev. B, Vol. 73 (2006) p.134518

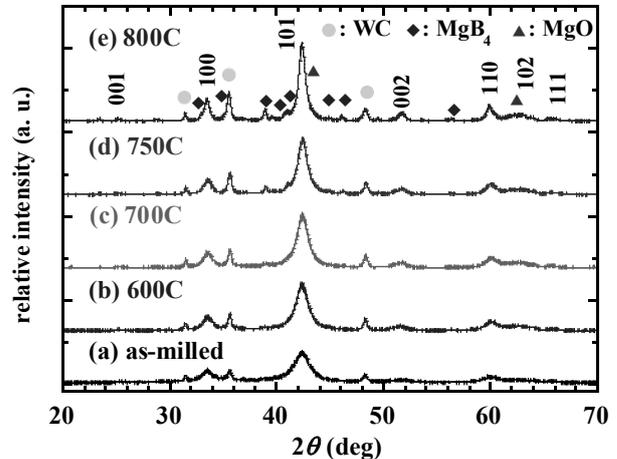


Fig. 1 XRD patterns of as-milled and sintered MgB₂ powders. The milling condition was 350 rpm for 100 h. The sintering temperatures were 600, 700, 750 and 800 °C. XRD peaks assigned to MgB₂ are indexed and those to WC, MgB₄ and MgO are denoted by circles, rhombuses and triangles, respectively.

Table 1 Full width at half maximum (FWHM) values of 101 peak β , crystallite size L and lattice strain η for MgB₂ in the as-milled and sintered milled powders for Fig. 1.

	β (deg)	L (nm)	η (%)
As-milled	1.88	5.53(18)	0.83(9)
600°C	1.49	7.97(14)	0.98(6)
700°C	1.27	9.49(19)	0.98(4)
750°C	1.10	10.8(7)	0.69(6)
800°C	0.70	14.8(11)	0.40(6)

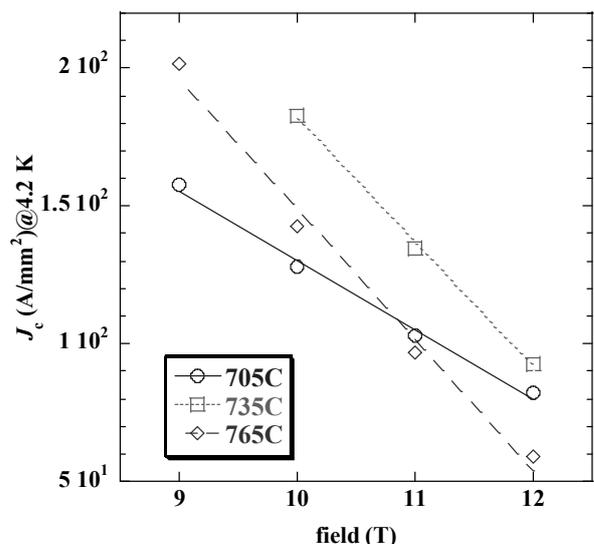


Fig. 2 J_c - B properties at 4.2 K for the tapes using MgB₂ powders milled at 350 rpm for 100 h. Those tapes were sintered at 705, 735 and 765°C. The measurements were performed in a magnetic field applied parallel to the tape surface.

Ic 劣化の抑制を目指す MgB₂ ラザフォードケーブルの開発状況

Present status of development of MgB₂ Rutherford cable without Ic degradation

横田 康博, 新富 孝和 (KEK); 神保 茉那, 上林 昌弘, 桑原 優介, 高尾 智明, 谷貝 剛 (上智大); 津田 理, 宮城 大輔 (東北大); 平野 直樹 (中部電力); 富田 優, 恩地 太紀 (鉄道総研); 菊池 章弘 (NIMS); 繁森 敦, 中島 健太郎 (岩谷産業); 濱島 高太郎, 駒込 敏弘, 塚田 健一, 星野 昌幸 (前川)

MAKIDA Yasuhiro, SHINTOMI Takakazu (KEK); JIMBO Mana, KAMIBAYASHI Masahiro, KUWABARA Yusuke, TAKAO Tomoaki, YAGAI Tsuyoshi (Sophia Univ.); TSUDA Makoto, MIYAGI Daisuke (Tohoku Univ.); HIRANO Naoki (Chubu Electric Power Co., Inc.); TOMITA Masaru, ONJI Taiki (RTRI); KIKUCHI Akihiro (NIMS); SHIGEMORI Atsushi, NAKAJIMA Kentaro (Iwatani Corp.); HAMAJIMA Takataro, KOMAGOME Toshihiro, TSUKADA Kenichi (Mayekawa MFG. Co., Ltd.)

E-mail: yasuhiro.makida@kek.jp

1. はじめに

水素-電力システムに液体水素で冷却される SMES を連携させ、電力制御の高度化を提案している[1]。SMES の線材として MgB₂ に注目してケーブルやコイルの開発を進めているが、Nb₃Sn 線同様、歪による超伝導特性の劣化が確認されており、撚線加工やコイル巻き線時の劣化の特性を理解しておかなければならない。加工方法の最適化を目指して、素線を調達してラザフォードケーブルに撚線成型加工し、Wind & React 法及び React & Wind 法によるダブルパンケーキコイルを試作し、冷却励磁を行っている[2]。

これまで W&R 法による 1 号機 (DP1)、R&W 法による 2、3 号機 (DP2, DP3) とコイル試作を進めてきたが、ケーブルの改良が主要な開発項目となっており、現在の状況を報告する。

2. 線材の選定及びラザフォードケーブルの製作

MgB₂ 素線はハイパーテック (HT) 社製の 30-NM (30 フィラメント) 及び 24-NM (24 フィラメント) を購入し、コイル用に Fig. 1 に示す断面構成のラザフォードケーブルを作製した。

1 号機用のケーブルは、30-NM の銅の断面比率が 12 % と低いため、銅のコアを付加したケーブルとしている。また巻き線後に MgB₂ 生成熱処理 (約 675°C × 1 時間) を行うため、S-glass の編組で絶縁を施している。

2 号機用のケーブルは、24-NM を 10 本撚線後に熱処理し、ポリイミドテープで絶縁を施している。また、24-NM は、30-NM と比べて、MgB₂ の比率が低い (11 %, 30-NM は 17 %) 剛性が高く、撚り戻しを抑えるため、厚さ方向に 85 % まで圧縮 (ローラー) 加工をしている。

3 号機用のケーブルは、30-NM を採用するが、20 K 運転時の臨界電流 (Ic) を考慮し、本数を増やして 12 本撚線とした。撚り及び圧縮加工による劣化が、前 2 種類及びそれ以外の試作ケーブル (撚線ピッチを調整) においても確認されたため、厚さ方向は 95 % 程度のローラー圧縮加工にとどめ、撚線ピッチも 82 mm とした。

3. Ic の測定結果と内部観察

液体ヘリウム中で各ケーブルの Ic を測定し、Fig. 2 にまとめている。同じ 30-NM 素線を使用した 1 号機用と 3 号機用と比較すると、劣化率は下がったものの依然 40 % 近く劣化している。また、24-NM 素線を使用した 2 号機用の方が圧縮加工率は大きいものの、劣化率は低くなっている。

Fig. 3 は 3 号機用ケーブルを撚りほぐして、断面観察したもので、MgB₂ (黒色) の周囲を囲う Nb (白色) が破れ、素線中央部の銅 (灰色) に Mg が拡散し MgCu₂ が生成している。撚りほぐした素線で Ic を測定したところ、ケーブル折り返し部での劣化が大きく、断面観察からも裏付けられている。また、より詳細な断面観察からは、Powder-in-Tube 法の Tube に相当する Nb 層は、板をラップさせた筒で、断面変形時には容易に開くように思える。

ケーブル加工時、幅方向はフリーで成型しているが、2 号機用の方が剛性の高い分、折り返し部での曲げ変形が小さく、劣化も少なくなったと考えている。

謝辞

本研究は、科学技術振興機構の先端的低炭素化技術開発 (JPMJAL1002) の助成を受けて実施しています。

参考文献

- [1] T. Hamajima, et. al : IEEE Trans. Appl. Super. Vol. 22, no.3, June. 2012, Art.no. 5701704.
- [2] Y. Makida, et. al : Abstracts of CSSJ Conf., Vol. 95, p.127

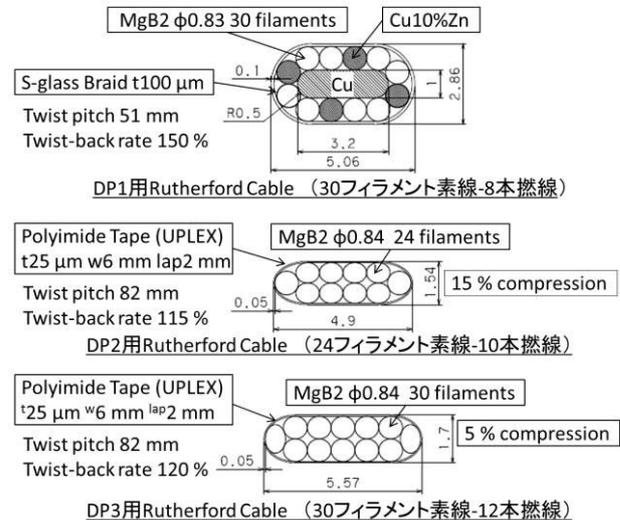


Fig. 1 Cross sections of each MgB₂ Rutherford trial cables

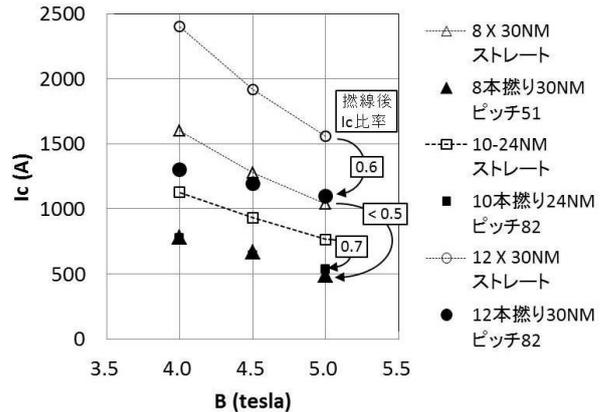


Fig. 2 Critical current of each trial cables

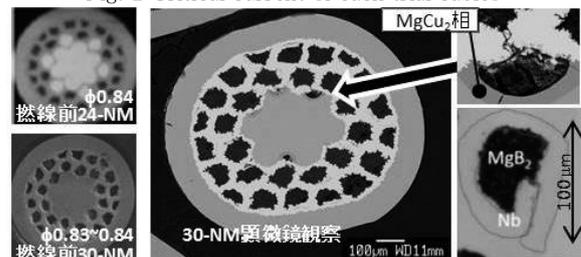


Fig. 3 Observation by a micro X-Ray CT and a microscope

新規 REBCO-CC の導電性中間層に用いる Nb-TiO₂ 薄膜の作製と評価Fabrication and evaluation of Nb-TiO₂ films for conductive buffer layer of novel REBCO-CC

船木 修平, 長瀬 侑弥, 山田 容士(島根大); 土井 俊哉(京大)

FUNAKI Shuhei, NAGASE Yuya, YAMADA Yasuji (Shimane Univ.); DOI Toshiya (Kyoto Univ.)

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

1. はじめに

現在開発されている REBa₂Cu₃O_y 超電導線材 (REBCO-CC) は, 基材からの不純物の拡散を防ぐ層, さらに REBCO 結晶を配向させるための IBAD 層が中間層として用いられているが, これらの中間層は絶縁性であることから, 超電導状態が破れたときに大電流を迂回させるための Ag 層, Cu 層を REBCO 層上部に堆積させた構造となっており, 材料コストの低減が困難となっている. そこで, 高い導電性を有する中間層を介して金属基材へ電流を迂回させることで, Ag 層を必要としない, 従来の REBCO-CC よりも安価な構造の線材開発に期待が寄せられている. そこで, これまで我々は, 高い導電性を有し, かつ REBCO との格子整合性の良い Nb ドープ SrTiO₃ (Nb-STO), Nb ドープ TiO₂ (Nb-TiO₂) 導電性薄膜を Ni めっき配向 Cu テープ上に成膜し, これらを安定化層と 2 軸配向テンプレート層の役割を兼ね備えさせた基材として, REBCO-CC を開発してきた [1, 2]. しかしながら, Nb-STO, Nb-TiO₂ はともに n 型の導電材料であるため, REBCO 層の成膜, 酸素アニール環境において導電性が劣化することが懸念される. そこで本研究では, これまでの透明導電膜についての研究で得られてきた知見から, 導電性の高い Nb-TiO₂ 薄膜を作製し, 様々な酸素分圧, 温度の熱処理による電気特性の変化について調査した.

2. 実験方法

TiO₂ に Nb₂O₅ を混合し焼結させたターゲットを用い, RF マグネトロンスパッタリング法で STO 基板の上に, 出力: 200 W, ターゲット-基板間距離: 75 mm, 雰囲気: Ar-0.5 Pa の条件で, アモルファス層を室温成膜した. そして, $p_{O_2} < 6 \times 10^{-2}$ Pa の酸素分圧下において, $T_a > 500^\circ\text{C}$ のアニール温度で 1 h の結晶化アニールを施し, Nb-TiO₂ 薄膜を得た. その後, $p_{O_2} = 3 \sim 10$ Pa, $T_a = 500 \sim 700^\circ\text{C}$ の環境下で 1 h の酸素分圧調整アニールを施した.

結晶相及び配向性を XRD 法により, 電気特性を Van der Pauw 法を用いた Hall 効果測定及び ρ - T 測定により評価した.

3. 結果及び考察

図 1 に, 結晶化アニール後の試料の (a) XRD 2θ - θ , (b) XRD ϕ -scan 測定結果を示す. 図より, アナターゼ型 TiO₂ の結晶が STO 基板の上に 2 軸配向していることがわかる. また, 700°C までの酸素分圧調整アニール後の試料についても, 2 軸配向を維持することを確認している.

図 2 に結晶化アニール後及び酸素分圧調整アニール後の Nb-TiO₂ 薄膜の ρ - T 測定結果を示す. 結晶化アニール後は測定温度の低下とともに抵抗率が低下し, 77 K において非常に優れた導電性 ($\rho^{ab} = 0.73$ m Ω cm) を示すことがわかった. しかしながら 500°C の酸素分圧調整アニール後は, 金属的なふるまいを維持したものの, 抵抗率が約 1 桁増加した. さらに, 酸素分圧調整アニール温度の上昇とともに抵抗率が増加し, 600, 700°C では半導体的なふるまいとなった. また, この抵抗率の増加は, アニール時の酸素分圧が高い試料ほど顕著であった. Hall 効果測定結果から, 酸素分圧調整アニール温度の上昇に伴いキャリア密度が低下しており, これが抵抗率の大幅な増加につながったと考えられる.

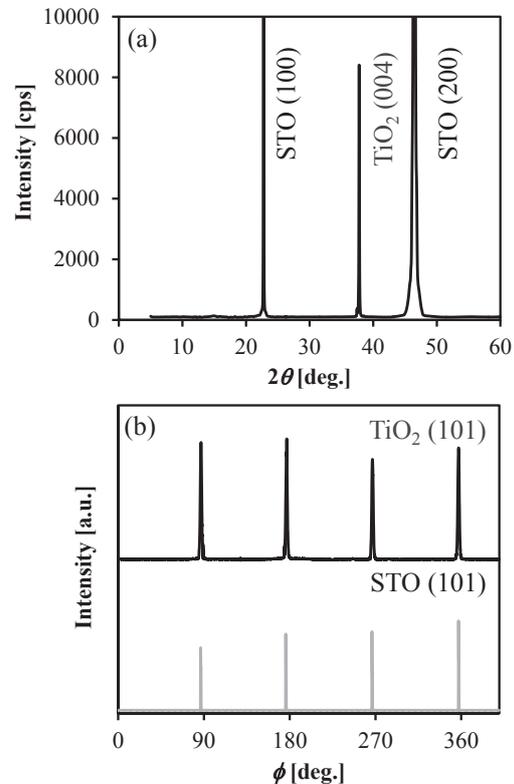


Fig.1 XRD (a) 2θ - θ , (b) ϕ -scan patterns of Nb-TiO₂ thin film after crystallizing anneal

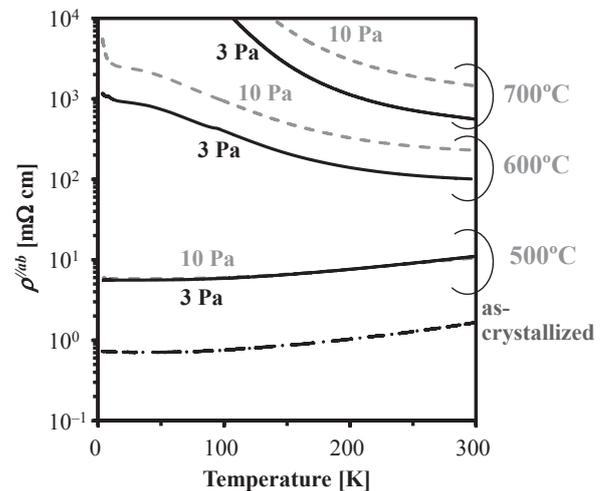


Fig.2 ρ - T curves of Nb-TiO₂ thin films after p_{O_2} annealing

謝辞

本研究の一部は, JST-ALCA, JPMJAL1109 の支援を受けたものである.

参考文献

1. 土井 俊哉 他, 応用物理 **84** (2015) 419-422
2. 土井 俊哉 他, 日本金属学会誌 第 **80** 巻 第 **7** 号 (2016) 428-433

時間依存 Ginzburg-Landau 方程式を用いたシミュレーションによる 臨界電流密度 J_c のピンの角度依存性解析

TDGL simulation on the angular dependence of the critical current density
in superconductors with columnar defects

米塚 里奈, 濱田 雄成, 上地 和典, 谷村 賢太, 吉原 敬貴,

小田部 荘司(九工大); 馬渡 康徳(産総研); 松野 哲也(有明高専)

YONEZUKA Rina, HAMADA Yusei, KAMIJI Kazunori, TANIMURA Kenta, YOSHIHARA Takaki,

OTABE Edmund Soji (Kyutech); MAWATARI Yasunori (AIST); MATSUNO Tetsuya (NIT,AC)

E-mail: yonezuka@aquarius10.cse.kyutech.ac.jp

1. はじめに

横磁界下での超伝導体内の磁束線を留めるピンについての様々な条件の違いによって臨界電流密度 J_c が変化することが知られている。たとえば銅酸化物超伝導体の c 軸に沿って重イオン照射をし、柱状ピンを導入した際に、 J_c のピンの角度依存性があることが実験で確認されている[1]。しかし、理論的に確認したケースが少ない。そこで、本研究では 3 次元の TDGL 方程式を数値的に解くことで、横磁界下での超伝導体内の量子化磁束線の動きを可視化し、これを用いて柱状ピンにおける J_c のピンの角度依存性の調査を行った。

2. 計算手法

本研究では、3 次元の TDGL 方程式について計算を行った。考察する超伝導体として、コヒーレンス長 ξ で規格化したサイズにおいて、一辺の長さが 10 の立方体を仮定し、電流と磁界は Fig. 1(a) に示す方向にそれぞれかけるものとした。また、ピンの領域では強制的に超伝導電子密度が 0 となるようにした。磁界 B は上部臨界磁界で、電流密度 J は対破壊電流密度の 2.60 倍の値で規格化した。ここで、柱状ピンを 4 本配置し、外部磁界 $B = 0.4$ 、電流密度 $J = 0.01, 0.02, \dots, 0.30$ 、角度 $\theta = 0, 10, \dots, 90^\circ$ で計算を行った。ここで角度 θ は印加磁界の方向と柱状ピンの長軸方向とのなす角度である。シミュレーション領域の境界の影響を小さくするために本研究では印加磁界の方向を固定しておき、ピンを回転させることで角度依存性を調べた。

3. 結果

柱状ピンにおける J_c の角度依存性の調査は $B = 0.4$ で行った。Fig. 2 に柱状ピンの $B = 0.4$ における J_c の角度依存性を示す。角度が大きくなるにつれて J_c が減少しており、特に θ が 20° から 30° の間で J_c が急激に減少していることが確認できた。 θ が 0° から 20° の範囲では、柱状ピンは磁束線を捕捉できたが、 θ が 20° よりも大きくなると磁束線は柱状ピンの間をすり抜けることが分かった。このように、今回のシミュレーションによって J_c の角度依存性と磁束線の運動の様子との関係を明らかにすることができた。

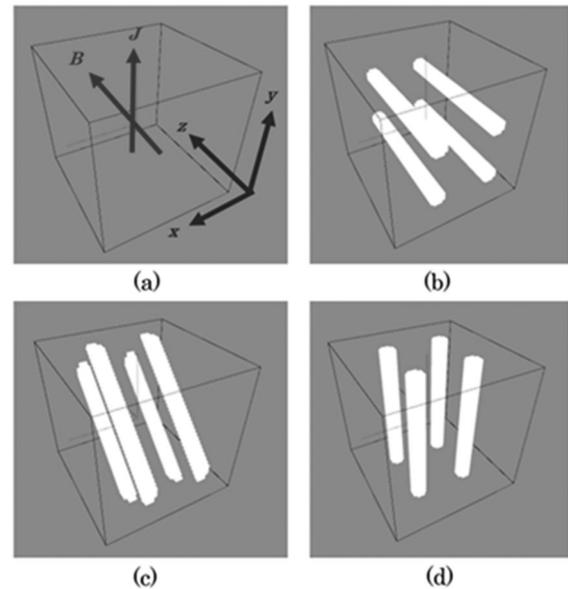


Fig. 1 The thin superconducting wire with different angle in vacuum: (b) $\theta = 0^\circ$, (c) $\theta = 45^\circ$, (d) $\theta = 90^\circ$.

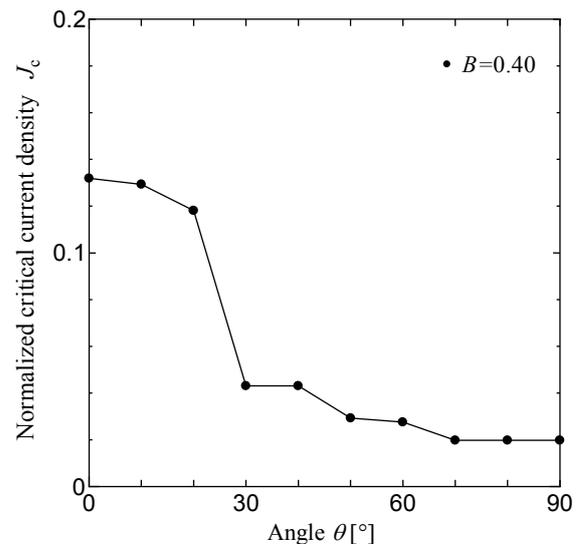


Fig. 2 Angular dependence of J_c at $B = 0.4$

参考文献

1. T. Sueyoshi, IEEE Trans. Appl. Super, Vol. 27 (2017) 8001305

極小ピックアップコイルによるマルチフィラメント HTS 線材の 電流分布測定法の測定精度に関する検討

Study on measurement accuracy of AC current distribution measurement method in multifilamentary HTS tapes by a miniature pickup coil

中山 倭季, 平山 齊, 川畑 秋馬 (鹿児島大)

NAKAYAMA Koki, HIRAYAMA Tadashi, KAWABATA Shuma (Kagoshima University)

E-mail: k9414173@kadai.jp

1. はじめに

本研究では、低損失加工されたマルチフィラメント HTS テープ線材内の電流分布を定量的に評価するために、ピックアップコイル群による試料線材表面の自己磁界分布の測定結果から数値計算により電流分布を求める測定手法の確立を目指している。本測定法では、5 mm 幅 5 分割 HTS 線材に対する電流分布は測定誤差 10%程度で測定できているが、5 mm 幅 10 分割 HTS 線材に対しては、十分な測定精度が得られていない。そこで本発表では、電流分布の測定精度の改善を図るために、測定誤差要因ならびにその低減策について検討したので、その結果について報告する。

2. 本測定法による電流分布算出方法

本測定法では、本来、Fig. 1に示すように、ピックアップコイル群でサンプル線材表面付近の磁場分布を測定し、その結果から数値計算により電流分布を求める。測定に用いるピックアップコイルは、 $\phi 40 \mu\text{m}$ あるいは、 $\phi 30 \mu\text{m}$ の絶縁 Cu 線を紙製ポピンに巻線したもので、これを 30 個あるいは 40 個集めてコイル群とする。本測定法において電流分布は、求める各電流要素に電流値を与え、その電流分布による計算磁場分布と測定磁場分布を比較し、その誤差の二乗和が最小となるような電流分布を解として求める。

3. ピックアップコイルと電流要素の関係

超伝導フィラメント内の電流分布は一律でないため、超伝導フィラメント周辺の磁場分布を精度よく計算するためには、超伝導フィラメント内に少なくとも 3 つの電流要素を配置してフィラメント内部の電流分布まで求める必要がある。5 mm 幅 10 分割 HTS 線材の超伝導フィラメントサイズは、フィラメント間の溝幅を考慮しない場合は 0.5 mm であり、この場合の電流要素の幅は $0.5/3=0.167 \text{ mm}$ となる。一方、ピックアップコイルは、線径が $30 \mu\text{m}$, $20 \mu\text{m}$ の Cu 線の場合、コイル幅は 1 層 6 ターンでそれぞれ 0.18 mm, 0.12 mm となる。

4. 本測定法の測定精度に影響を及ぼす要因

測定精度に影響を及ぼす要因としては、ピックアップコイルの設置精度やピックアップコイルの断面積や断面形状などの個体差が挙げられる。他にも測定ノイズの影響などもあり、かつこれらが関連しているため、どの要因が最も影響が大きいかを特定することは困難である。そこで、測定精度改善のための検討を容易にするために、Fig. 2に示すように、1 個の極小ピックアップコイルと X-Y ステージを組み合わせた測定を行い、コイル設置とコイル個体差の誤差要因を排除した。その上で、5 mm 幅 10 分割 HTS 線材に対して十分な測定精度が得られない要因として、電流要素の幅が小さくなったことに因るのか、線材分割数が増えたことに因るのかを調べることにした。

5. 測定空間分解能を向上させたコイルによる測定

5 mm 幅 10 分割 HTS 線材を模擬したより狭い電流要素幅の模擬導体の電流分布を精度よく測定するために、Fig. 3に示すようなコイル厚みを減らした従来の Coil A と、さらにコイル巻き数を減らした Coil B を準備した。コイル巻き数を減らすこと

でコイル幅を電流要素幅と同程度に狭くし、測定空間分解能を向上させることで測定精度の改善を狙った。また、ピックアップコイルの保護用フィルムの厚みをこれまでの $70 \mu\text{m}$ からより薄い $10 \mu\text{m}$ に変え、ピックアップコイルとサンプルとの距離を近づけ、測定磁場分布の起伏がより大きくなるようにした。

これらのコイルによる自己磁場分布の測定結果を Fig. 4に示す。Coil B は Coil A よりも磁場分布の起伏をよく測定できていることがわかる。他の通電パターンでも電流分布測定を行った結果、いずれの通電パターンにおいても誤差率が低下し、従来のピックアップコイルでは最大 50%程度あった誤差率を 20%程度に改善することができた。

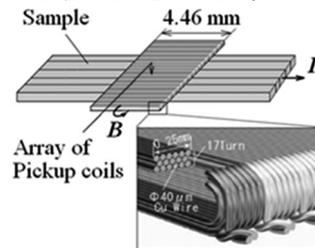


Fig. 1. Relation between sample and pickup coils.

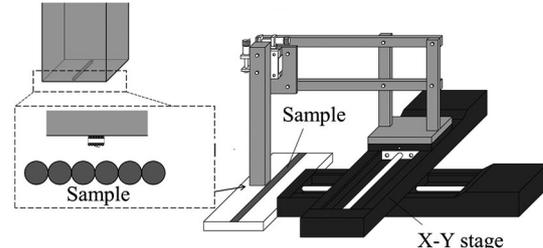


Fig. 2. Schematic view of a measuring apparatus.

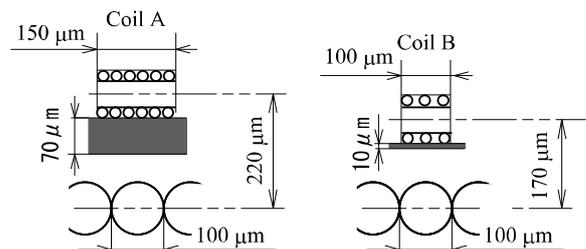


Fig. 3. Parameters of pickup coils.

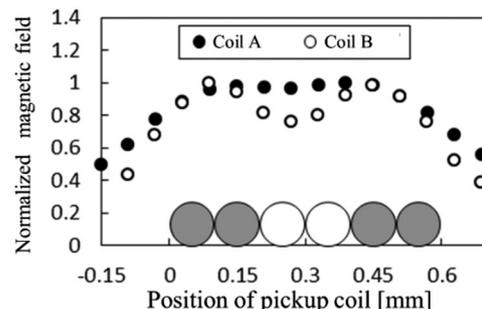


Fig. 4. Measured self-field distributions.

超伝導コート線材における縦磁界効果を利用した 臨界電流密度特性の膜厚依存性の評価

Evaluation of layer thickness dependence of critical current density characteristics using longitudinal magnetic field effect in superconducting coated conductors

米中 友浩, 小田部 荘司(九工大); Vyatkin Vladimir, Lee Sergey (SuperOx Japan); 阿久根 忠博, 西嶋 照和(九産大)
YONENAKA Tomohiro, OTABE Edmund Soji (Kyutech); VYATKIN Vladimir, LEE Sergey (SuperOx Japan);
AKUNE Tadahiro, NISHIZAKI Terukazu (KSU)
E-mail: yonenaka@aquarius10.cse.kyutech.ac.jp

1. はじめに

超伝導体に流せる最大の電流(臨界電流) I_c は超伝導層の厚さに依存し、厚さが増すほど I_c は増加する。しかし超伝導コート線材の場合には超伝導層がある程度厚くなると I_c が増加しにくくなる。これは結晶配向性の悪化により臨界電流密度 J_c が減少するためである。そして実際の材料では、どの程度の厚さから J_c が減少するのか具体的に調査されている。私たちはこれを縦磁界効果を利用して測定することで、より明確に厚さによる違いが表れるのではないかと考えた。縦磁界効果は Fig. 1 に示すように電流と平行に磁界を印加すると磁界の増加に伴って J_c が増加する現象である[1]。本研究では超伝導層の厚さが異なる超伝導コート線材を用い、膜厚の変化が縦磁界状態における臨界電流密度特性にどのような影響を与えるのか調査した。

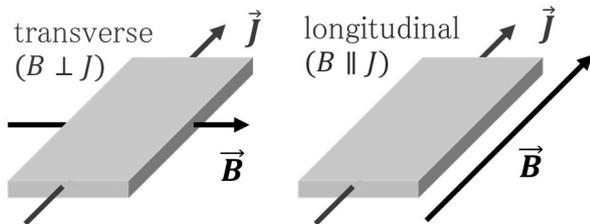


Fig. 1 Transverse magnetic field state and longitudinal magnetic field state

2. 実験方法

今回の測定には HASTELLOY 基板に IBAD 法を用いて中間層 (MgO) を製膜し、PLD 法を用いて超伝導層を製膜した Gd 系コート線材を用いた。試料名と超伝導層の厚さを Table 1 に示す。この試料を直流四端子法により、65.0 K, 70.0 K, 77.3 K の温度条件のもと、磁界 B を 0 - 0.5 T まで印加して J_c - B 特性を測定した。

Table 1 Superconducting layer thickness in each sample

Sample	Thickness [μm]
A	0.6
B	0.9
C	1.2
D	1.5

3. 結果および考察

測定した J_c - B 特性のうち、65.0 K の結果を Fig. 2 に示す。A の J_c が小さいのは膜厚が薄く結晶成長が不十分であったためだと考えられる。B, C, D について横磁界の結果を見ると、どれも同じように減衰している。縦磁界を見ると磁界が増えるにつれて D が B, C に比べて減少している。これがはじめに述べた結晶配向性の悪化によるものだと考えられる。

Fig. 3 に 0.5 T 印加時の膜厚 t と J_c の関係を示す。横磁界では C と D の J_c に差がみられないが、縦磁界では 70.0 K, 65.0 K と低温になるほど D の J_c が減少していることがわかる。このように縦磁界効果によって厚さによる違いが表れた。これらの結

果から今回測定した試料の縦磁界下での最適な膜厚は 0.9 - 1.2 [μm]あたりだと考えられる。

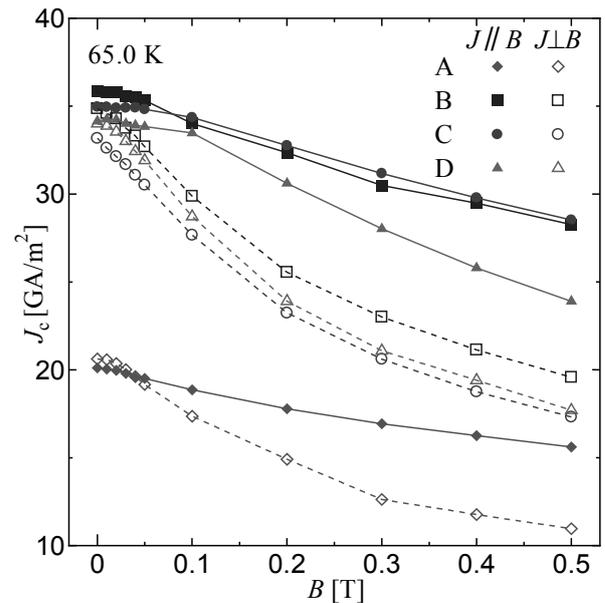


Fig. 2 J_c - B characteristics of each sample in longitudinal and transverse magnetic fields at 65.0 K

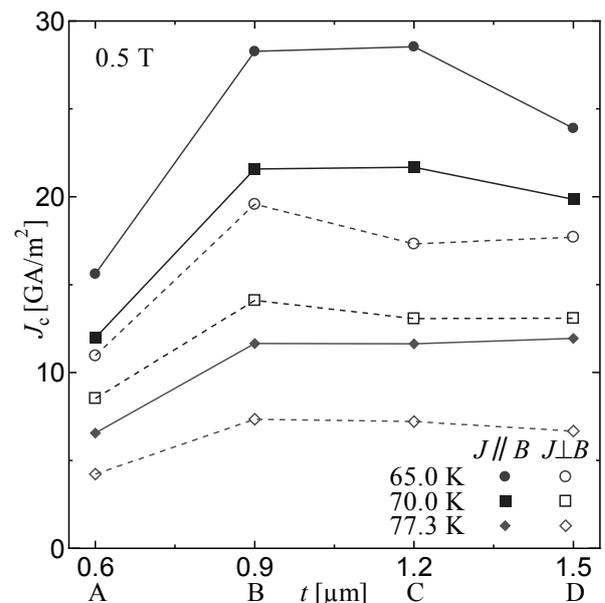


Fig. 3 J_c - t characteristics in longitudinal and transverse magnetic fields at 0.5 T

参考文献

1. T. Matsushita: J. Cryo. Super. Soc. Jpn., Vol. 46 No. 10 (2011) p.558 - 568

REBCO coated conductor の曲げ及び静水圧ひずみ印加による 超伝導特性の低温磁場中測定

Measurement of superconducting properties for REBCO coated conductors under bending or hydrostatic strain at low temperature and field

小黒 英俊, 畑野 和夫, 武輪 裕之, 佐藤 一樹, 太田 知希 (東海大); 三浦 正志 (成蹊大); 一野 祐亮 (名古屋大);
神原 陽一 (慶応大)

OGURO Hidetoshi, HATANO Kazuhiro, TAKEWA Hiroyuki, SATO Kazuki, OHTA Toshiki (Tokai Univ.);
MIURA Masashi (Seikei Univ.); ICHINO Yusuke (Nagoya Univ.); KAMIHARA Yoichi (Keio Univ.)
E-mail: h-oguro@tsc.u-tokai.ac.jp

1. はじめに

REBCO coated conductor はその高い超伝導特性と機械特性から、超伝導マグネット他への応用が期待される線材である。このとき、線材としては多くの電流を輸送できると、装置のコンパクト化により、特に応用が期待される大型機器(強磁場超伝導マグネットや送電ケーブル)にとって大きなメリットとなる。このために、様々なグループでREBCO 線材作製の基礎研究を行い、特に人工ピンニングの導入により磁場中 J_c は大きく向上している[1]。

ここで、さらに J_c を向上させるための一つの方法として、ひずみ効果に注目した。REBCO coated conductor の引張りひずみ下での J_c は放物線状に変化することが知られており、高温弱磁場中でピークを持つことも知られている[2]。これを利用すると、高温でREBCO 線材を利用しようとする磁場範囲において、これまで以上に J_c を向上させることができる可能性がある。ここで、膜作製時にひずみを印加できると、ひずみ効果を利用した膜が作製できる。これを実現する方法として、人工ピンがREBCO にひずみを与えることがわかっているため[3]、人工ピンを利用してひずみを付与し、REBCO の超伝導特性を向上させることができると考えられる。

本研究では、上記の前段階として、どのようなひずみが J_c 向上に寄与するのかを調べるため、各種のひずみ印加装置、および測定系を開発した。測定系の詳細と、測定できる各種超伝導特性に関して報告する。

2. 実験方法

新設した装置は、曲げひずみ印加用ジグ、回転磁場環境、高圧セルを用いた静水圧ひずみ印加装置である。

曲げひずみ印加ジグは、銅と Ti-6Al-4V 合金の両方で作製した。これは、熱伝導率と熱収縮率を考慮しての選択である。熱伝導率を考えると、Cu は 77 K において 544 W/m K であり、Ti 合金は 3.5 W/m K であるため、熱伝導のみで考えると Cu が有利である。しかし、ハステロイの熱収縮率は 77 K において 0.204% であり、Cu と Ti 合金はそれぞれ、0.302% と 0.163% であり、Cu ジグの場合には、線材がジグから浮いてしまう可能性がある。この影響を、ひずみゲージをジグと線材に貼ってそれぞれのひずみを測定することで、調査した。

さらに、ジグを用いて曲げひずみ下における coated conductor の臨界温度の測定、及び、磁場中(0.4 T 以下)における不可逆磁場の測定などを行うための装置の整備を行った。Fig. 1 に装置の写真を示す。電磁石により 0.4 T 発生させることができ、さらに電磁石を回転することで、360° 磁場の方向を変えて測定を行うことができる。

静水圧ひずみ印加に関しては、薄膜の場合には近似的に膜に対して垂直方向のひずみのみ印加することになることがわかっている。市販の高圧セルを用いて coated conductor の圧力依存性を評価することで、REBCO の c 軸方向へのみ圧縮応力を印加した状態の超伝導特性評価を行った。

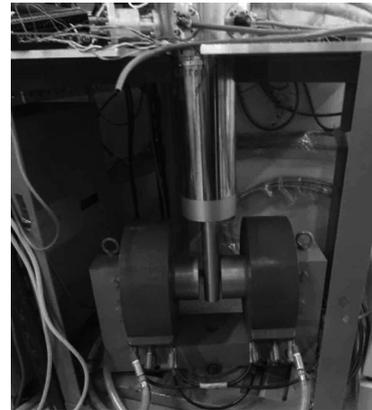


Fig. 1 A measurement system for superconducting wires at low temperature and various angle of magnetic fields.

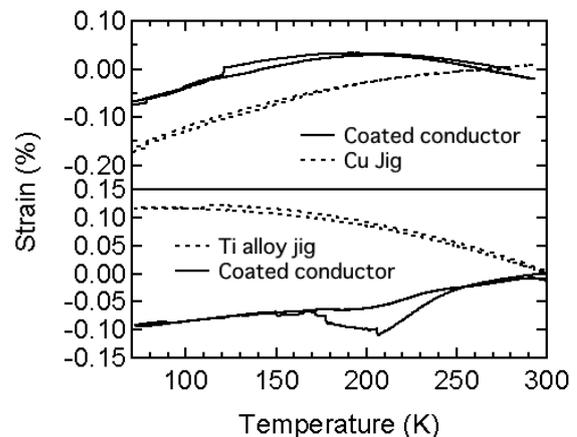


Fig. 2 The thermal expansion behaviors for coated conductors with Cu or Ti alloy jig.

3. 実験結果

REBCO coated conductor を曲げジグにセットし、両者の熱ひずみを測定した結果を Fig. 2 に示す。参照試料を用いていないデータのため、絶対値の議論はできないが、ひずみの振る舞いより、Cu のジグを用いると、coated conductor がジグから離れてしまい、Ti 合金であれば接触が保たれ、設計したひずみが発生していることが分かった。詳細は当日報告するが、熱伝導は不利であるが、Ti 合金を使う方が正確なひずみを印加できることが分かった。高圧セルを使った結果に関しては、当日報告する。

謝辞

本研究は科学研究費補助金(17H03239)の助成により実施したものである。

参考文献

1. T. Izumi et al., J. Cryo. Super. Soc. Jpn, Vol. 47 (2012) 590
2. M. Sugano et al., Supercond. Sci. Technol., Vol. 23 (2010) 085013
3. M. Miura et al., NPG Asia Materials, Vol. 9 (2017) e447

流体力学的超伝導電磁解析における電磁力の扱い

Treatment of electromagnetic force for electromagnetic field analysis of superconductor based on computational fluid dynamics analysis

紀井 俊輝(京大)

Kii Toshiteru (Kyoto University)

E-mail: kii@iae.kyoto-u.ac.jp

1. はじめに

超伝導体の電磁解析ではマクスウェル方程式を有限要素法により離散化して微分方程式を解く場合が多いが、複雑形状の大規模3次元モデルを解析する場合には計算資源や高精度化が課題となっている。特に、計算点と電流界面が一致しない場合に、問題が生じやすい。本研究では、バルク超伝導体をゼロ磁場冷却、もしくは磁場中冷却し、その後外部磁場を変化させた際に誘起される遮蔽電流分布解析を対象とし、クーパー対の流れを“流体”とみなして解析を行う際に、電流分布を支配する電磁力の表現方法について検討を行ったので報告を行う。

2. 流体力学的扱いによる遮蔽電流解析

我々はバルク超伝導体内部の遮蔽電流分布解析を流体力学的な考え方にに基づき分析する手法について提案[1]を行い解析手法の検討を進めてきた。

遮蔽電流をクーパー対の流れとみなし、その流れの性質についてマクロな超伝導電流の特徴を表現すると、電流密度は臨界電流密度に等しく、非圧縮性流れとみなせる。また、電流経路は印可磁場に垂直なバルク超伝導体の断面形状に沿った形状をとり、層流として扱える。したがって、非粘性流としての近似が成立する。電子の運動速度も遅いため、レイノルズ数が小さな流れと考えることができる。局所的には渦無し流れとみなせるため、速度ポテンシャルで表現できるポテンシャル流としての扱いができる。

クーパー対からなる非圧縮性非粘性流の完全流体として近似する場合の \mathbf{u} を速度、 ρ を密度、 P を圧力、 μ を粘性、 g を外力とすると Navier-Stokes 方程式は

$$\rho \frac{D\mathbf{u}}{Dt} = -\nabla P + \mu \nabla^2 \mathbf{u} + \rho \mathbf{g}$$

と記述されるが、右辺第二項の粘性項も無視すればオイラー方程式として扱える。

Navier-Stokes 方程式の離散化にあたり、メッシュフリー解法として知られる非圧縮流体を対象に開発された MPS(Moving Particle Semi-implicit)法[2]による解析を想定した。一般に粒子法では、遮蔽電流界面の大変形が生じる場合でも、自動的に界面の追跡が可能になる特徴を持つため、バルク超伝導体に流れる遮蔽電流解析に適した解析法となることが期待できる。

3. 相互作用モデル

モデルの簡略化のため、円筒状のバルク超伝導体を対象とし、磁場変化方向を円筒の中心軸とした円筒対象系とし、円電流をリング粒子と考え、2次元円筒座標での粒子と考える。MPS 法においては、近隣の粒子との相互作用から勾配・発散・ラブラシアンといった微分演算子を求め解析を行う。通常の流体に対する粒子法での解析では、近隣粒子との相互作用を van der Waals 力のような近距離にのみ有効な相互作用として表現するため、リング粒子間の電磁相互作用をそのまま取り扱うことは現実的ではない。文献[1]で以前報告した解析法においては、全リング粒子間の相互インダクタンスを計算し磁気エネルギー変化から粒子間力を求め粒子の静止まで追跡することで、エネルギー極小となることを示したが、複雑形

状や3次元化には莫大な計算量が必要となり、現実的ではない。この問題を解決するには、流体計算部分と電磁力計算を分離し弱連成問題として解決する方法が考えられ、磁性流体に対して解析[3, 4]が行われており超伝導体解析でも有効である可能性がある。

また、文献[1]の全エネルギーを計算する手法においても、適切な有効ポテンシャルを設定することで外力項を粒子間相互作用モデルに組み込むことを検討した。円電流に働くフープ力は、電流半径を広げる方向に働くが円筒座標系により2次元化したモデルにおいては、中心軸から離れる方向への力として表現できる。半径 R 、太さ a の円環状フィラメントの自己インダクタンス L_i は μ を透磁率とすると $R \gg a$ であれば、

$$L_i \cong \mu R \left(\ln \frac{8R}{a} - \frac{7}{4} \right) \quad \text{for } R \gg a$$

と表現でき、同様にフープ力も

$$F_{hoop} = \frac{I^2 \partial L}{2 \partial R}$$

となるため、円筒座標上の位置の関数で容易に表現可能である。相互インダクタンス項については、リング電流の結合定数 k を用いて、

$$U = \sum_{i,j} \frac{1}{2} M_{ij} I_i I_j, \quad M_{12} = k \sqrt{L_1 L_2}$$

の形で表現し自己インダクタンスとの比によりカットオフを定めるなどの手法で有効相互作用モデルを表現し、計算量を減らせる可能性はある。

4. まとめ

超伝導電流をクーパー対の流れとみなし、流体力学的に解析する手法は超伝導電流界面の扱いが比較的容易になるため精密な解析に向けた手法として有効性が期待できる。特に粒子法を用いた場合には、相互作用範囲をコンパクトにすることができメリットがある。その一方で、電磁流体間に働く電磁力が遠方まで有効な力であるため外力項の正確な扱いが不可欠であり、弱連成解析を適用できる期待はあるものの計算量としてのメリットはそれほど大きくない。外力項をフープ力と相互インダクタンス項に分離して表現すると、自己インダクタンス項については比較的容易に定式化できるものの、相互インダクタンス項については困難が予想される。

参考文献

1. T. Kii, Abstracts of CSSJ Conference, Vol. 92 (2015) p.142.
2. S. Koshizuka, H. Tamako, and Y. Oka, Comput. Fluid Dyn. J. 4 (1995) p 29-46.
3. G. Yoshikawa, K. Hirata, F. Miyasaka, and Y. Okaue, IEEE Trans. on Magn., vol. 48 (2011) p.1370-1373.
4. Kenta Mitsufuji, Shuhei Matsuzawa, Katsuhiko Hirata, Fumikazu Miyasaka, IEEJ Journal of Industry Applications, vol. 5 (2016) p. 355.

謝辞

本研究は、科学研究費補助金 17H01127 の援助を受けました。ここに感謝の意を表します。

500 MHz LTS/REBCO NMR における遮蔽電流磁場解析による磁場均一度評価

Numerical evaluation on field homogeneity in 500 MHz LTS/REBCO NMR by using screening current-induced field analysis

盛川 瑛亮, 徳永 佳祐, 小泉 智暉, 金 錫範, 植田 浩史(岡山大学); 柳澤 吉紀(理研)

MORIKAWA Eisuke, TOKUNAGA Keisuke, KOIZUMI Tomoaki, KIM SeokBeom, UEDA Hiroshi (Okayama University);
YANAGISAWA Yoshinori (RIKEN)
E-mail: pc063zqa@s.okayama-u.ac.jp

1. はじめに

現在, JST による「未来社会創造事業大規模プロジェクト型研究開発」として, 「高温超電導線材接合技術の超高磁場 NMR と鉄道き電線への社会実装」というプロジェクトが進行している。この一環として 1.3 GHz NMR の開発が進められており, 従来の低温超電導(LTS)マグネットに高温超電導(HTS)マグネットを組み合わせた, LTS/HTS NMR が検討されている。超電導マグネットを励磁した際, 線材内に遮蔽電流が誘導され, 不整磁場を生じさせる。この不整磁場は磁場均一性や時間安定性を悪化させる要因となる。本研究では, 1.3GHz (30.5 T) LTS/HTS NMR の設計における遮蔽電流評価の準備として, 既報[1]の 500 MHz LTS/REBCO NMR の実験結果を比較対象とし, 開発した電磁場数値解析手法を用いて遮蔽電流における磁場均一度の影響を評価したので報告する。

2. 解析モデルおよび条件

解析対象は, 既に製作された 500 MHz NMR の LTS/HTS マグネットで, inner HTS coil と outer LTS coil の 2 種類で構成されている。inner HTS coil はテープ幅 5 mm, 超電導厚さ 2 μm の REBCO 線材で巻線されている。Table 1 に inner HTS coil の諸元を示す。今回の解析では最も遮蔽電流を生じると想定される inner HTS coil を対象に解析を行った。inner coil は内径 80 mm, 外径 117.702 mm である。運転電流を LTS/HTS マグネットに通電した際の中心発生磁場は, inner HTS coil で 2.33 T, outer LTS coil で 9.56 T である。マグネット構造はソレノイド巻を想定し, 径方向 72 ターン, 軸方向 77 ターンとした。REBCO 超電導線材は線材厚み方向で電磁場が一様であると仮定する近似を用いて, 積分方程式, 高速多重極法や超電導特性を考慮可能な非線形有限要素法を組み合わせた三次元電磁場数値解析を用いて計算を行った[2]。超電導の電流—電圧特性は n 値モデルを用いた。Sweep rate を 0.001 A/s とし, 運転電流は 136 A である。励磁完了後 100 時間ホールド後の磁場分布において, 20 mmDSV にて磁場均一度評価を行った。

3. 解析結果と考察

Fig. 1 にコイル中心における遮蔽電流磁場の変化を励磁完了時まで示す。遮蔽電流磁場は励磁完了時で 40 mT ほど発生している。Fig. 2 は励磁完了後のコイル中心の磁場の時間変化である。100 時間で 10 mT ほど変化する。Fig. 3 は励磁完了時の z 軸上の磁場分布, Table 2 に磁場均一度を示す。Z2 成分 206 ppm の大きな不整磁場が生じていることが確認できる。実験結果との比較・考察については当日報告する。

謝辞

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

参考文献

1. Y. Yanagisawa, et al., J. Magn. Reson., Vol. 249 (2014)
2. H. Ueda, et al., IEEE Trans. Appl. Supercond., 24, 4701505 (2014)

Table 1 Model Coil Specifications

Conductor cross section (width \times thickness) (mm \times mm)	5 \times 0.15
Insulated conductor cross section (width \times thickness) (mm \times mm)	5 \times 0.25
Inner diameter (mm)	80
Outer diameter (mm)	117.702
Height (mm)	400
Number of layers	72
Number of turns	5544

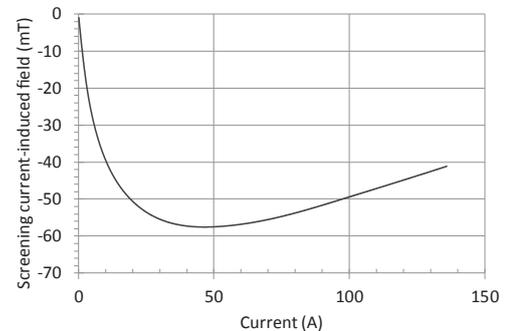


Fig. 1 Numerical results of the screening current-induced field at center as a function of the coil current.

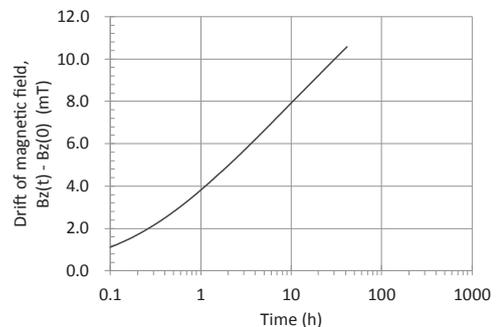


Fig. 2 Numerical result of drift of magnetic field at center of coil.

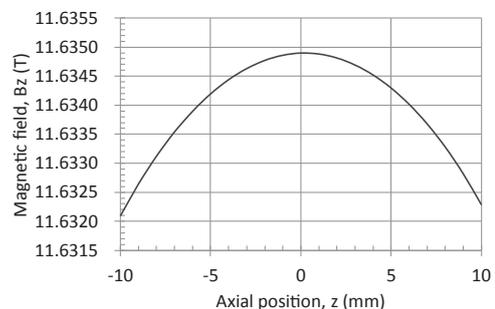


Fig. 3 Spatial magnetic field distribution along the z -axis.

Table 2 Field inhomogeneity for the REBCO/LTS coil

Harmonics	Inhomogeneity (ppm)
Z1	-9.64
Z2	-206
X	0.604
Y	-207
ZX	0.351
ZY	1.72

ヒステリシスを利用したオーバーシュート法による遮蔽電流不整磁場の低減法: 9.4T 級ヒト全身用 MRI コイルを対象として

Reduction of irregular magnetic field due to shielding current By overshoot method using hysteresis curve

稲垣 善太, 伊東 慶太, 石山 敦士 (早大); 植田 浩史 (岡山大); 野口 聡 (北大)

INAGAKI Zenta, ITO Keita, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);

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

E-mail: z-inagaki@asagi.waseda.jp

1. はじめに

我々は 9.4T 級ヒト全身用 MRI コイルの開発を目指してきた[1]。MRI 用マグネットでは撮像空間における磁場の時間安定度と空間均一度が重要である。前者について撮像空間中心の遮蔽電流磁場の時間変化を 1ppm/h 以下とすることを目標としてきたが、遮蔽電流磁場の大きさを 0[G] に近づける手法についての検討は不十分であった。そこで励磁完了時に遮蔽電流磁場を 0G に近づける手法[2]の MRI 用コイルへの適用可能性を示し、更にその手法の磁場空間均一度への影響を評価した結果を報告する。

2. 解析対象および解析手法

解析対象は図 1 に示す 9.4T 級ヒト全身用 MRI コイルモデルである[2]。Coil1, 2, 3 は主磁場を発生させるメインコイル、Coil4, 5 は漏洩磁場を防ぐためのアクティブシールドコイルであり、撮像空間は 400mmDSV とする。励磁速度 0.1A/s で運転電流 253.717A まで励磁し 1 時間ホールドする条件が図における normal である。この解析には 3 次元非線形過渡電磁場解析プログラムを用いている[3]。磁場均一度は撮像空間における球面調和関数展開の係数により評価する。

3. ヒステリシスを用いたオーバーシュート量の決定

遮蔽電流磁場を低減するのに適当なオーバーシュート量を見積もるため、三角波を通电して撮像空間中心の遮蔽電流磁場の変化を計算した。この三角波は励磁速度および減磁速度が 0.1A/s であり、3 通りのピーク値 280A、310A、320A とした。計算結果を図 2 に示す。この結果から 310A まで通电するオーバーシュート法を行うと通电時の中心の遮蔽電流磁場が 0[G] に近づくことが予想された。そこで 310A を含む複数の条件についてオーバーシュート法を適用した計算を行った。

4. オーバーシュート法解析結果と考察

各条件について撮像空間中心の遮蔽電流磁場の変化を図 3 に示す。310A まで励磁した場合の遮蔽電流磁場が 0[G] に近づくことが確認できた。また空間均一度の結果を図 4 に示す。このことから適切な励磁電流の制御は遮蔽電流磁場を 0[G] に近づけるだけでなく、空間均一度も向上させられることが分かった。ヒステリシスを利用したオーバーシュート法と細線化手法を組み合わせることで空間均一度 10ppm、時間安定度 1ppm/h を達成できる可能性がある。

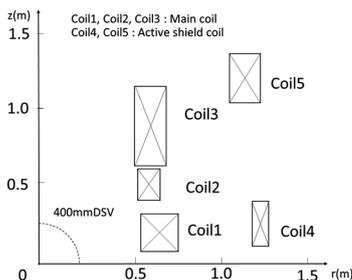


Fig. 1 Schematic of System

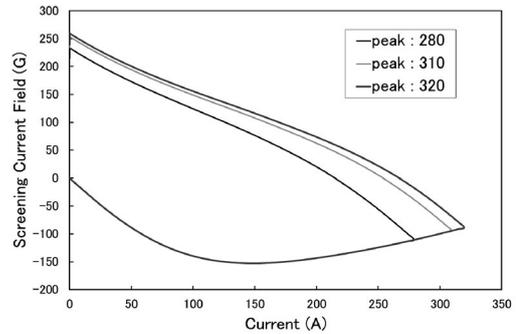


Fig. 2 Hysteresis of screening current field

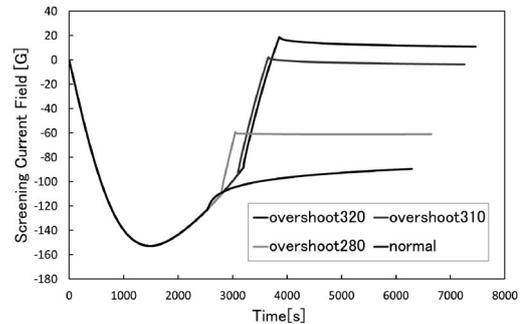


Fig.3 Time variation of screening current field at center

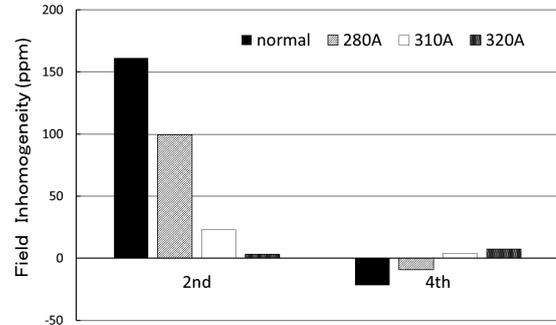


Fig.4 2nd and 4th order field inhomogeneity

謝辞

本研究は、日本医療研究開発機構 (AMED) の「未来医療を実現する医療機器・システム研究開発事業『高磁場コイルシステムの研究開発』」の成果を参考に実施したものである。

参考文献

1. T. Tosaka, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 92 (2015) 3B-a01
2. K. Nakazono, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. 27 4 (2017)
3. Y. Ozone, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 89 (2016) 1A-a04
4. H. Ueda, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 26, no.4, 4701205, June 2016.

Multi-Stacked 無絶縁 REBCO パンケーキコイルシステムの電磁的特性の評価

Evaluation of electromagnetic behavior in multi-stacked no-insulation REBCO pancake coil system

尾下 遥, 市川 哲理, 柿本 雄太, 金原 徹郎, 石山 敦士(早稲田大学);
野口 聡(北海道大学);渡部 智則, 長屋 重夫(中部電力);

ONOSHITA Haruka, ICHIKAWA Tetsuri, KAKIMOTO Yuta, KINPARA Tetsuro, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.);
NOGUCHI So (Hokkaido Univ.); WATANABE Tomonori, NAGAYA Shigeo (Chubu Electric Power Co., Inc)
E-mail: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

無絶縁コイル(以下「NI コイル」)では、電流が常電導転移部を避けて隣接ターンへ転流し、ホットスポットの形成を抑制できることが示唆されている。これにより、従来の絶縁コイルでは二律背反の関係にある高電流密度化と高熱的安定性を両立できる巻線方式として期待されている。しかし、積層 NI コイルでは、あるコイル内で常電導転移が発生すると通電電流が一定でも発生磁場が変化し、他のコイルに電圧が誘導され電流分布や全体の発生磁場が変化するという絶縁コイルとは異なる電磁的挙動をすると考えられる。そのためコイル内の振る舞いを明らかにする必要がある。今回は数値解析を行い、実験結果と比較し、NI コイル特有の電磁的挙動について検討を行ったので報告する。

2. 解析方法

解析で用いたコイル(シングルパンケーキコイル)の諸元を Table.1 に示す。このコイルが2つ積層されたものを1個のダブルパンケーキ(DP)コイルとしている。解析は Fig.1 に示すような Partial Element Equivalent Circuit (PEEC) モデルによる電流分布解析と FEM による熱解析を連成したものをを用いた [1]。今回は先行研究[2]で用いた試作コイルを再現し、実験でヒーター投入した箇所と同じ DP コイル上段の中央25ターンの要素で局所的常電導転移を発生させ、その振る舞いを評価した。コイル熱容量は線材を銅安定化層と Hastelloy 基盤の合成熱容量として線材内の占有率をもとに算出し、熱計算は LN2 冷却として行った。

3. 数値解析結果

Fig.2, Fig.3 に今回の解析結果である中心磁場の変化の様子と各コイルの電圧の変化の様子を示す。また、Fig.4 に先行研究[2]で行った実験における中心磁場の変化の様子と各コイルの電圧の変化の様子を示す。解析結果は実験結果と同様に中心磁場は局所的常電導転移が発生すると減衰していき、超電導状態復帰後は中心磁場の値も元に戻った。各コイルの両端電圧の変化に関しても実験結果と同様に局所的常電導転移させた上段コイルでは正の電圧が発生し、下段コイルでは負の電圧が発生した。中心磁場の減少や各コイルの電圧の変化が実験結果と比較して小さくなっているのは、実験では局所的常電導転移を 10 秒間 10W のヒーター投入で再現したが、解析では常電導転移が PEEC 一要素で有限の抵抗が発生したと仮定したためだと考えられる。

熱解析の結果としては、局所的常電導転移を発生させた場合の各コイルの温度上昇は極めて低く、コイル内の温度上昇は均一でホットスポットは形成されないことが確認できた。

本研究は科研費基盤研究 S(No. 18H05244)による。

参考文献

1. S. Hahn, et al.: SUPERCONDUCTOR SCIENCE & TECHNOLOGY, Vol.29, issue 10, 2016
2. T.Ichikawa, et al.: Abstracts of CSSJ Conference, Vol.95 (2017) P.154

Table.1 Specifications of NI REBCO Pancake coil

	Parameters	Values
REBCO Conductor	Tape width (mm)	4.00
	Copper stabilizer thickness(μm)	20
	Tape Ic @77K, self-field (A)	>80
NI Coil	i.d; o.d (mm)	60;70
	Height (mm)	10.0
	Turn per pancake	50
	Coil Ic @77K, self-field (A)	60

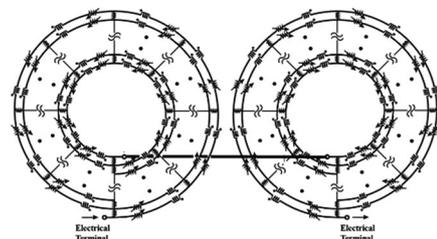


Fig.1 Partial Element Equivalent Circuit Model (DP coil)

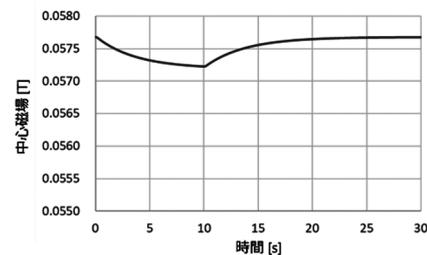


Fig.2 Magnetic field traces during a normal conducting trace (Simulation)

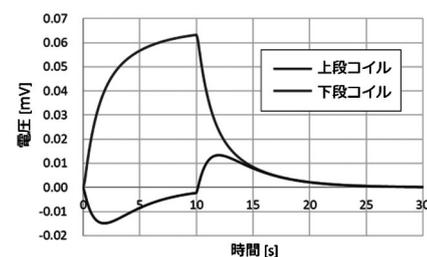


Fig.3 Voltage traces during a normal conducting trace (Simulation)

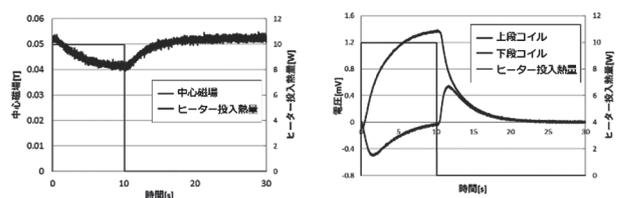


Fig.4 Magnetic field traces and voltage traces during a normal conducting trace (Experiment)

ハイパーサーミア用高周波電磁石試作機の直流励磁結果及びインピーダンスの周波数特性

DC Excitation Text Results and Impedance Frequency Characteristics of a High-Frequency Magnet Prototype for Magnetic Hyperthermia

許航、野村 新一(明治大); 磯部 高範(筑波大)

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

E-mail: wardenxuhang@meiji.ac.jp

1 はじめに

本研究では、磁性粒子誘導加熱ハイパーサーミアのため、有効な高周波磁場発生装置の設計と試作について検討している。目標は、利用空間中心に最大値は 0.06 T, 周波数は 200 kHz の高周波磁場を発生する。また、連続使用時間は 300 s である。今回は、高周波電磁石の設計手法を確認するため、70×79×10 mm のフェライト 100 枚を利用して、利用空間 80 mm の高周波電磁石試作機を設計製作した。ここで、試作した高周波電磁石の直流励磁結果及びインピーダンスの周波数特性を報告する。

2 試作したコイル

今回は、Fig.1 のような高周波電磁石コイルを試作した。コイルでは、5 層のダブルパンケーキコイルを 90 個 (5×2×9 = 90 turns) で作成した。表皮効果を抑制するため、コイル用線材は 1800 本の直径 0.05 本の銅線で作ったリッツ線の三本撚線である。フェライトの材料は TDK 株式会社製造した PC40(200 kHz の比透磁率は 2300) である

3 コイルの電気抵抗、インダクタンスの計算と測定

コイルの電気抵抗は線材の抵抗率、断面積、長さで計算する。コイルのインダクタンスの計算は磁気回路を考えて行う。コイルから発生した磁束には漏れがないものと仮定すると、エアギャップがあるコイルのインダクタンスは式 (1) で計算できる。

$$L = \frac{\psi}{I} = \frac{N\phi}{I} = \frac{N^2}{\mathfrak{R}} = \frac{N^2 S}{\frac{\Delta X}{\mu_0} + \frac{l_{mag}}{\mu_0 \mu_r}} \quad (1)$$

式 (1) 中の \mathfrak{R} は磁気抵抗である。また、 ΔX 、 l_{mag} はエアギャップの長さ (0.08 m)、と鉄心の長さ (1 m) である。

インピーダンスの測定は、HIOKI IM3523 LRC メーターで行った。周波数範囲は 1 kHz から 200 kHz までである。測定結果は Fig.2、Fig.3 に示す。測定結果から、高周波領域に鉄心コイルの抵抗の測定値と計算値は異なることがある。特に 200 kHz の場合に、コイルの抵抗は計算値の 260 倍ぐらいになる。その原因はリッツ線の分流効果と端子部の表皮効果、線間近接効果と仮想している。また、鉄心コイルのインダクタンスは計算値の十倍ぐらいになることがある。その原因は漏れ磁束は空気磁気回路に通過するので、コイルの磁気抵抗は低くなると、インダクタンスは大きくなると考えている。

4 直流励磁結果

コイル発生する磁場を検証するため、10 A の直流電流でコイルを励磁し、ギャップの中心軸上の磁束密度分布を測定した。測定結果 (Fig.4) から、コイルで発生した磁束密度は計算値の 80% (利用空間中心) になる。

5 まとめ

今回の実験に通じて、高周波領域に、コイルのインピーダンスと計算値が異なることがある。今後としては、コイ

ルの高周波領域にの電気抵抗とインダクタンスを降下する対策を検討する。そして、高周波交流電流で励磁する場合の磁束密度分布状況を測定する。

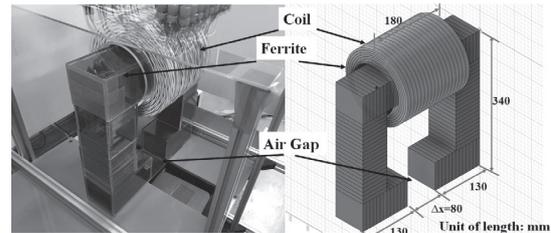


Fig. 1. Schematic Illustration of the High-Frequency Magnet Prototype.

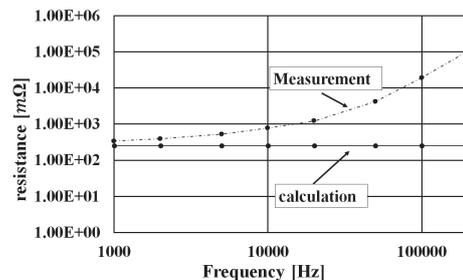


Fig. 2. Resistance Frequency Characteristics of the High-Frequency Magnet Prototype.

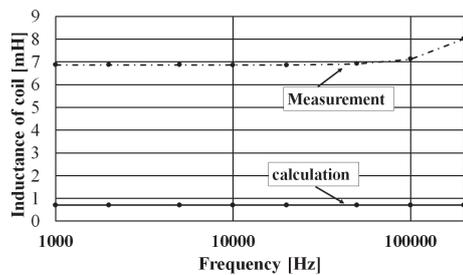


Fig. 3. Inductance Frequency Characteristics of the High-Frequency Magnet Prototype.

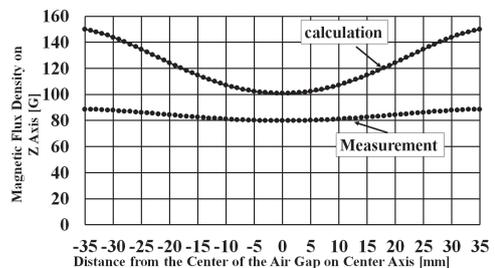


Fig. 4. Magnetic Flux Density Measurements on Center Axis of the Air Gap of the High-Frequency Magnet Prototype.

参考文献

[1] S. Nomura, T. Isobe, IEEE Trans. Appl. Superconduct. vol. 28, NO. 3, 2018, Art. NO. 441807.

MgB₂ 線材の電流転流距離と電圧－電流特性の実験的評価

Experimental study on current transfer length and voltage – current characteristics of MgB₂ wire

井上 寛, 羅 熙捷, 雨宮 尚之 (京大)
 INOUE Satoru, LUO Xijie, AMEMIYA Naoyuki (Kyoto University)
 E-mail: s-inoue@asl.kuee.kyoto-u.ac.jp

1. はじめに

MgB₂ 線材において、超伝導フィラメント部を覆うシースが高抵抗である場合、電流端子から超伝導線材に電流を注入する際に、完全に超伝導フィラメントに電流が注入されるまである程度の距離を必要とする。この距離を電流転流距離 (以下、転流距離) といい、転流距離内で電圧が観測される。この電圧は電流端子付近で比較的大きく発生し、超伝導線材の電圧－電流特性 (*V-I* カーブ) の測定に影響を与える可能性がある。

2. 実験試料と実験装置

本研究では、Colombus Superconductor 製の MgB₂ 線材を実験試料として、転流距離内に発生する電圧が *V-I* カーブに与える影響を実験的に調べた。試料の概略図を Fig. 1 に示す。冷却は伝導冷却により行った。試料の長さは 200 mm (両端の 25 mm の銅電流端子を含む) で、試料に電圧測定のための電圧タップをはんだ付けし、温度測定のためのセルノックス温度センサを 4 つ取り付けた。冷凍機の 2 段階と試料の間に温度制御用の複数のヒータを取り付けて温度制御した。試料には最大で 2 T の磁場を印加でき、500 A の電流を通電できる。

3. 実験手順

実験の手順は以下の通りである。

1. 試料に所定の磁場を印加し、所定の温度に制御
2. 試料に電流を流して、*V-I* カーブを測定
3. 試料全体の電圧が所定の値になったら、0 A まで遮断
上記の手順で各電圧タップ区間の *V-I* カーブを測定する。

4. 転流距離内に発生した電圧の影響の考え方

Fig. 2 に転流距離内の電圧が比較的大きい場合の例を示す。下記に、各電圧タップ区間について、この電圧の影響を無視できるか否かを決定する手順を示す。

1. 電界 E が 100 $\mu\text{V/m}$ となる電流値 (I_1) を決定する
2. 1. で決定した I_1 の 50% の通電範囲の *E-I* カーブに最小 2 乗法による線形近似を行う
3. 転流距離内に発生する電界はシースの常伝導抵抗によるものと仮定し、2. の線形近似から抵抗 R を求める
3. で得られた R で 100 A における電界を決定する
4. 4. で得られた電界が 10 $\mu\text{V/m}$ を超えた場合、シースの抵抗に起因する転流距離内の電界は無視できないと判断し、*E-I* カーブから 3. の R によって発生する電界を引き算したものが真の *E-I* カーブとして判断

5. 実験結果

各電圧タップ区間の *E-I* カーブを Fig. 3(a) に示す。Fig. 3(b) には転流距離内に生じた電圧の影響を Fig. 3(a) から差し引いた結果を示す。Table 1 に Fig. 3 (a), (b) の結果を比較し、各電圧タップ区間の電界が 100 $\mu\text{V/m}$ となる電流値や、シースの抵抗に起因する電界の 100 A における値を示す。Table 1 の Fig. 3(b) の結果において、各電圧タップ区間で 100 $\mu\text{V/m}$ となる電流値がほぼ一致するため、シースの抵抗に起因する成分を引き算することで、適切な *E-I* カーブが得られていることがわかる。また、シースの抵抗による転流距離内の電圧を無視できるのは銅電流端子から 30 mm 以上離れた位置であった。

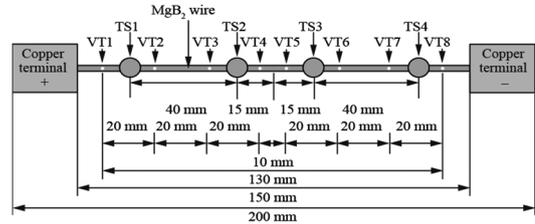


Fig.1 Schematic view of sample (VT: voltage tap, TS: temperature sensor).

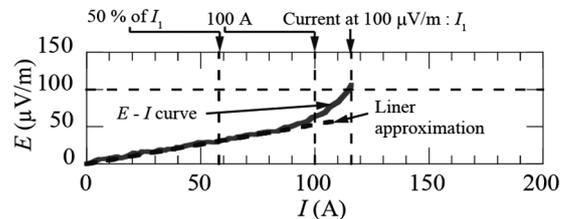


Fig.2 Example of *E-I* curve including the voltage caused by sheath.

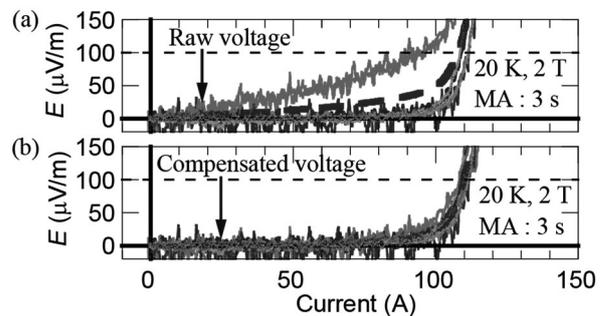


Fig.3 *E-I* curves of each voltage taps: (a) including the voltage caused by sheath; (b) excluding the voltage caused by sheath (MA: window of moving average).

Table 1: Making comparison between Fig. 3 (a) and Fig. 3 (b)

Section of voltage taps	Fig. 3 (a)		Fig. 3 (b)
	Current at 100 $\mu\text{V/m}$	Electric field at 100 A	Current at 100 $\mu\text{V/m}$
VT1 – VT2	90.3 A	84 $\mu\text{V/m}$	109.9 A
VT2 – VT3	111.7 A	2.4 $\mu\text{V/m}$	(111.7 A)*
VT3 – VT4	109.1 A	-3.1 $\mu\text{V/m}$	(109.1 A)*
VT4 – VT5	108.5 A	-3.6 $\mu\text{V/m}$	(108.5 A)*
VT5 – VT6	111.4 A	-0.93 $\mu\text{V/m}$	(111.4 A)*
VT6 – VT7	111.3 A	-1.6 $\mu\text{V/m}$	(111.3 A)*
VT7 – VT8	94.0 A	75 $\mu\text{V/m}$	108.3 A
VT1 – VT8	108.2 A	28.4 $\mu\text{V/m}$	109.8 A

* Because electric field at 100 A is less than 10 $\mu\text{V/m}$, the voltage caused by sheath is negligible, and currents are same as currents of Fig. 3 (a).

鉄芯を挿入した高温超伝導コイルスタックの交流損失測定

AC loss measurement in stacks of HTS coil assemblies coupled with an iron core

李 陽, 曾我部 友輔, 雨宮 尚之(京大); 姜 哲男, シドロフ ゲナーディー(ウェリントン・ヴィクトリア大学)
 LI Yang, SOGABE Yusuke, AMEMIYA Naoyuki (Kyoto University);
 JIANG Zhenan, SIDOROV Gennady (Victoria University of Wellington)
 E-mail: y-li@asl.kuee.kyoto-u.ac.jp

1. Introduction

Utilizing high temperature superconducting (HTS) in rapid cycling synchrotrons (RCSs) has great potential for further reduction of construction and running costs of the magnets. However, heat due to a phenomenon known as AC loss is a critical obstacle for the application. Since RCS magnets are coupled with an iron core, prediction and reduction of AC loss of the HTS magnet coupled with iron core are important, but no experimental study of AC loss in HTS coil windings coupled with iron core is reported. In this work, the AC loss of the stacked HTS double pancake coils (DPCs) coupled with an iron core are measured, and evaluated by comparing with the AC loss of the same DPCs without the iron core.

2. Measurement system and measurement method

The setup of the measurement sample is shown in Fig.1. In order to measure the AC loss, two lock-in amplifiers (Stanford 830) is used. One for measuring the current amplitude and phase, and other for registering the in-phase voltage from the coil voltage taps. The lock-in amplifier internal oscillator was used as the input signal for a CROWN K2 audio amplifier. The coils were energized through a toroidal transformer immersed in a LN₂ dewar. A two-stage current transformer was used as a phase reference of the coil current [1].

8 DPCs, an iron core, and a copper coil are prepared for the measurements. Each DPCs are wound with coated conductors made by Shanghai Superconductor Co. with an average self-field critical current (I_c , defined electric field $E_0 = 1 \times 10^{-4}$ V/m) of 193 A, and has total turn number of 10. The net wire length (ignored the extra winding at the coil end) of each DPC is considered 1.12 m. The iron core is assembled with 0.5 mm thick silicon steel sheets, and coupled with DPCs as shown in Fig.1. It has the round-like cross-section with 25 mm diameter, and outer size of iron core is 115 mm \times 233 mm. The copper coil is prepared for the evaluation of AC loss induced by iron core [2]. It was wound with copper tape (5 mm \times 0.4 mm) insulated by kapton tapes and the turn number is 47.

3. Measurement results

To begin with, the performance of the coated conductor used in DPC is examined by the measurements. The measurements on single wire (140 mm long, voltage tap of 60 mm) showed the I_c value of 195 A, and the AC loss agrees with the Norris equation [3] as shown in Fig. 2 (I_c value is measured by the different measurement system with the AC loss measurements). Also, the total AC loss of the copper coil coupled with the iron core is measured. By subtracting the Joule loss of the copper (using the measured copper resistance in LN₂, 13.6 m Ω), the AC loss induced by the iron core is obtained as shown in Fig.3. And we assumed the AC loss induced by the iron core is constant as long as ampere-turn of the coupled coil is the same.

In the poster, the AC loss measurements on different kinds of the sample setup will be compared, in order to examine how those factors affects the AC loss of the stacked DPCs. As the variable factor, the existence of iron core, number of DPCs, and the gap between iron core is considered.

Acknowledgement

This work is supported by the university research fund grant (GMS num. 8-1620-216481-3764), and by MEXT under the

Innovative Nuclear Research and Development Program. Great thanks to Romney Koraua who helped us design the iron core.

References

1. Zhenan Jiang, *et al.*, *Supercond. Sci. Technol.*, vol. 29, 2016, Art. no. 095011.
2. Satoshi Fukui, *et al.*, *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. 26, no. 4, Jun. 2016, Art. no. 5203705.
3. W. T. Norris, *Journal of Physics D: Applied physics*, vol. 3, no. 4, Nov. 1969.

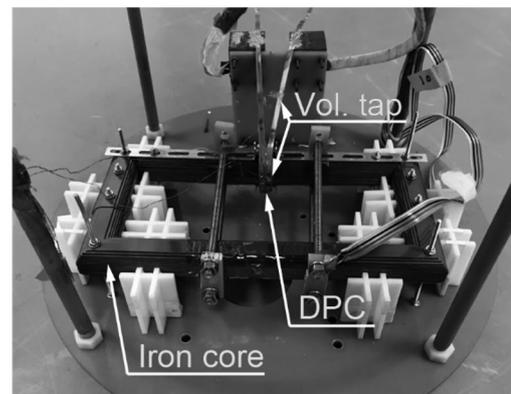


Fig.1 Setup of the 1 DPC coupled with iron core

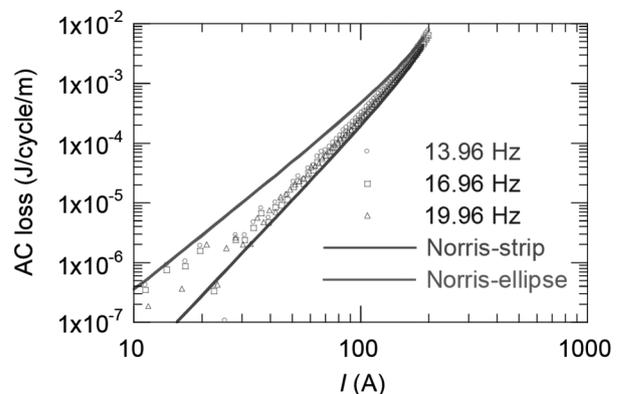


Fig.2 Transport AC loss of the single wire and corresponding calculation results of Norris equation

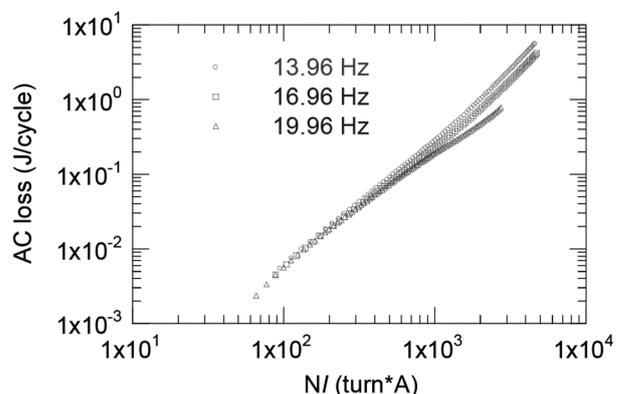


Fig.3 The AC loss induced by iron core (evaluated by measurements on copper coil)

2 枚バンドル導体を巻いた HTS コイルにおける交流損失の予備的評価

Preliminary evaluation of AC losses in HTS coil wound using two-ply conductor

横山 大貴, 柁川 一弘(九大); 淡路 智, 高橋 弘紀, 岡田 達典(東北大)

YOKOYAMA Hiroki, KAJIKAWA Kazuhiro (Kyushu Univ.);

AWAJI Satoshi, TAKAHASHI Koki, OKADA Tatsunori (Tohoku Univ.)

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

1. はじめに

高強度の金属基板上に成膜された希土類 (RE) 系高温超電導 (HTS) 線材は機械強度に優れているため、大きな電磁力が加わる強磁界発生用マグネットのインサートコイルとして適用が検討されている。しかし、東北大を中心に製作された 25 T 無冷媒超電導マグネットにおける RE 系 HTS インサート [1] は、部分的な劣化により局所電圧が発生し、焼損に至った。その打開策として、2 枚の RE 系線材の超電導層側同士を対向させて無絶縁で貼り合わせた後に全体を電気絶縁したバンドル導体 [2] を用いて、より高い安定性を有する HTS インサートを製作・試験する計画である。本研究では、単線を巻いた HTS インサートにおける初期励磁時の交流損失評価 [3] と比較して、2 枚バンドル導体で置き換えた HTS インサートで発生する交流損失を予備的に評価した。

2. 交流損失理論表式の導出

多芯線におけるフィラメント間の磁氣的結合を抑制して、履歴損失の低減やフラックスジャンプの抑止を実現するために、線材長手方向を軸として撚りを加えるのが通常である。このツイスト加工に伴って生じる結合損失の物理的発生機構を説明するために、その状況を単純化したモデルとして 1 枚の常電導金属平板を挟んだ 2 枚の超電導平板に対して長手方向に変動磁界を印加した際の結合電流が議論されている [4]。超電導平板間が磁氣的に結合するか否かの指標となる臨界長さは変動磁界の掃引速度に比例するため、多芯線のツイストピッチは通常数～数十 mm 程度に設定される。一方、本研究が対象とする 2 枚バンドル導体をコイルとして巻線する場合も全く同一な状況として認識できるが、単長は数百 m 規模となるため、超電導層同士が完全に磁氣的に結合してしまい、平行磁界中の履歴損失が非常に大きくなるのが懸念される。そこで、2 枚バンドル導体における外部磁界掃引時の電流配分について議論した後、交流損失の理論表式を導出する。

Fig. 1(a) に示すような y 軸に沿って配置した有効長 L の 2 枚バンドル導体を考える。通電電流 $2I_t$ が流れる導体に平行 (z 軸方向) に外部変動磁界 B_e が印加され、遮蔽電流 I_s が誘起された場合を想定する。線材 1, 2 の分流電流をそれぞれ I_{t1}, I_{t2} とすると、飽和条件下で次式が成り立つ。

$$I_{t1} + I_{t2} = 2I_t, I_{t1} + I_s = I_{t2} + I_s = I_c \quad (1)$$

ここで、 I_c は線材 1 枚の臨界電流である。(1)式を連立すると、

$$I_{t1} = I_{t2} = I_t, I_s = I_c - I_t \quad (2)$$

が求まる。つまり、飽和条件下では通電電流 $2I_t$ が均等に配分される。よって、線材 1, 2 に流れる正味の電流 I_1, I_2 はそれぞれ、次で与えられる。

$$I_1 = I_{t1} + I_s = I_c, I_2 = I_{t2} - I_s = 2I_t - I_c \quad (3)$$

(3)式で表される電流が流れる 2 枚バンドル導体に外部変動磁界 B_e が印加された場合の交流損失理論表式を導出する。ただし、臨界電流密度 J_c 一定の Bean モデル [5] を仮定する。外部磁界が比較的大きい場合 ($B_e > 2B_p$) に、それを微小量 $\Delta B_e (> 0)$ だけ変化させたときの 2 枚バンドル導体内の x 軸方向の磁界分布の変化は、Fig. 1(b) で示したようになる。ここで、線材内の超電導層の厚さと幅をそれぞれ $d, 2a$ とする

と、中心到達磁界 B_p は $B_p = \mu_0 J_c d / 2 = \mu_0 J_c / (4a)$ で表される。磁界分布の折れ曲がり位置 x_1 は、負荷率 $I = I_t / I_c$ を用いて、 $x_1 = Id$ で与えられる。このとき単位時間・単位体積当たりの交流損失 P_{bundle} は次式のように求まる。

$$P_{\text{bundle}} = \frac{B_p^2}{\mu_0} \left(1 + I^2 + \frac{w}{d} \right) \dot{b} \quad (4)$$

ここで、 w は 2 枚バンドル導体内の超電導層間の距離、 $\dot{b} = (dB_e/dt)/B_p$ である。一方、単線の交流損失 P_{single} は

$$P_{\text{single}} = \frac{B_p^2}{2\mu_0} (1 + I^2) \dot{b} \quad (5)$$

である。よって、(4)式と(5)式の比として次式が得られる。

$$\frac{P_{\text{bundle}}}{P_{\text{single}}} = 2 \left\{ 1 + \frac{w}{d(1+I^2)} \right\} \cong \frac{2w}{d(1+I^2)} \quad (w \gg d) \quad (6)$$

通常、超電導層間距離 w は超電導層の厚さ d に比べて非常に大きいので、2 枚バンドル導体化により平行磁界中の交流損失が非常に大きくなるのがわかる。

次に、外部磁界と通電電流、および臨界電流密度が微小量 $\Delta B_e (> 0)$, $2\Delta I_t (> 0)$, $\Delta J_c (< 0)$ だけ変化したときの交流損失 P の理論表式を導出すると、 $B_e > 2B_p$ の場合、

$$P = \frac{B_p^2}{\mu_0} \left\{ \left(1 + \frac{w}{d} \right) \dot{b} + \frac{2w}{d} \dot{i} - \left(\frac{4}{3} + \frac{2w}{d} \right) \dot{j} + I(\dot{b} + 2\dot{b}i - 2\dot{b}j) \right\} \quad (7)$$

となる。ここで、 $b = B_e/B_p$, $\dot{i} = (dI_t/dt)/I_c$, $\dot{j} = (dJ_c/dt)/J_c$ である。 $\dot{i} = 0, \dot{j} = 0$ のとき、(7)式は(4)式に一致する。また、 $w = 0$ のとき、(7)式は単線の理論表式 [3] に一致する。

3. HTS インサートの交流損失評価

(7)式および $0 \leq B_e \leq 2B_p$ の場合の理論表式を用いて、2 枚バンドル導体を巻いた HTS インサートにおける初期励磁時の交流損失を計算し、単線の場合 [3] と比較・検討した。

本研究は、科学研究費補助金基盤研究 (S) (課題番号 18H05248) の支援により実施したものである。

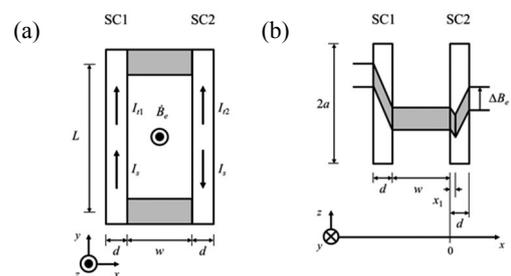


Fig. 1 (a) Distribution of transport and screening currents and (b) profile of magnetic fields in two-ply HTS conductor.

参考文献

1. S. Awaji, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. 24 (2014) 4302005
2. Y. Imai, et al.: Abstracts of CSSJ Conference 95 (2017) 151
3. K. Kajikawa, et al.: Cryogenics 80 (2016) 215–220
4. M. N. Wilson: "Superconducting Magnets," Oxford Science Publications, Oxford (1983) 174–176
5. C. P. Bean: Phys. Rev. Lett. 8 (1962) 250–253

JT-60SA 向け極低温流体用バルブボックスとトランスファラインの設計と製作

Design and manufacture of valve box and transfer line as cryogenic distributors for JT-60SA

中島 章治, 青木 淳, 萩原 琳太郎, 林 卓弥, 宮井 玲, 熊木 卓也, 高橋 亘, 市瀬 大輔(大陽日酸);
夏目 恭平, 市毛 尚志, 木津 要, 磯野 高明(量研機構)

NAKASHIMA Shoji, AOKI Jun, HAGIWARA Rintaro, HAYASHI Takuya, MIYAI Ryo, KUMAKI Takuya, TAKAHASHI Toru,
ICHINOSE Daisuke (TNSC); NATSUME Kyohei, ICHIGE Hisashi, KIZU Kaname, ISONO Takaaki (QST)
Shoji.Nakashima@tn-sanso.co.jp

1. はじめに

JT-60SAは、プラズマを閉じ込めるための超伝導コイルをはじめ、サーマルシールド、クライオポンプ等の極低温機器を備えている。それら機器の能力を最大限発揮させるためには極低温ヘリウム(以下、冷媒と呼ぶ)の供給が必要不可欠である。当社は、ヘリウム冷凍機で生成された冷媒をクライオスタットに移送するための、国内最大級となるトランスファラインと、冷媒を被冷却機器に分配移送するためのバルブボックス11基を、量子科学技術研究開発機構 那珂核融合研究所に納入した。

2. 設備概要

クライオスタットと納入機器の接続イメージをFig.1[1](クライオスタット本体は一部の内部構造を可視化している。)に示す。図中四角枠で示す機器が納入機器である。ここではそれぞれの納入機器の特徴を述べる。

トランスファラインは全長約50m、外径965mmの真空外管内に、内径800mmのサーマルシールド、冷媒が通る内管9本(100A×6本, 50A×3本)を有し、別室に設置されたヘリウム冷凍機から最小限の入熱で冷媒をクライオスタットまで移送する通り道である。トランスファラインは中間位置を境にAユニットとBユニットに便宜上分けられ、ヘリウム冷凍機側のAユニットは現地で据え付けまでを実施した。クライオスタット側のBユニットに関しては、クライオスタットが建設中のため単品で納入した。トランスファラインの外観写真をFig.2に示す。

バルブボックスは高さ2m、直径1.4mの真空容器内に、サーマルシールドとバルブ3~11台を有している。トランスファラインにより移送されてきた冷媒は、バルブボックスで主管から枝管に分岐し、クライオスタット内の被冷却機器に分配される。分配量は各々の系統に設置されたバルブによって調整される。クライオスタットが建設中のため、11基全てで単品で納入している。バルブボックスの外観写真をFig.3に示す。

3. 設計要求

適用される法規は高圧ガス保安法の冷凍保安規則および耐震告示である。また、法的要求事項以外にも内管の熱収縮によって生じる熱応力、耐放射線・耐磁場、低ヒートロスなどの厳しい仕様を満足する設計が求められた。

4. 現地工事

トランスファラインの現地工事に関しては、Aユニット(ヘリウム冷凍機側)が現地で据付けされた。放射線管理区域を含む計4部屋にまたがる工事となり、各ユニットの据付・接続、MLI・サーマルシールドの施工、外管の溶接、各種検査等の約5ヶ月に亘る現地工事を無事故無災害で完工した。現地工事の様子をFig.4に示す。

5. まとめ

極低温ヘリウムを移送・分配する設備は、極低温機器の冷却に必要な不可欠な技術である。本設備の設計・製造・現地工事という一連の過程で得られた技術を今後の超伝導応用技術の更なる発展に活かしていきたい。

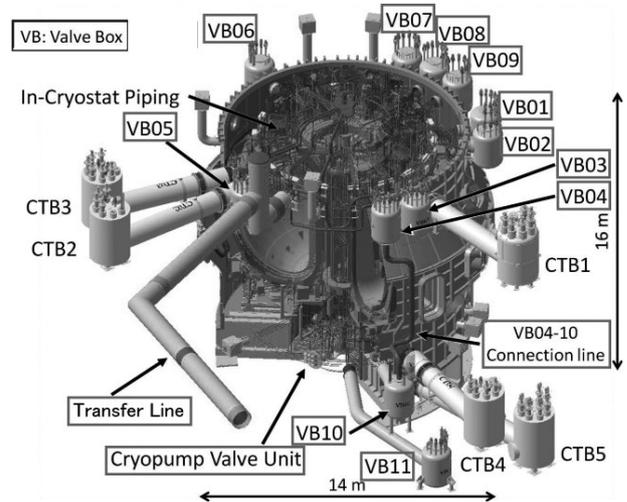


Fig.1 Connection image of cryostat and transfer line, valve box

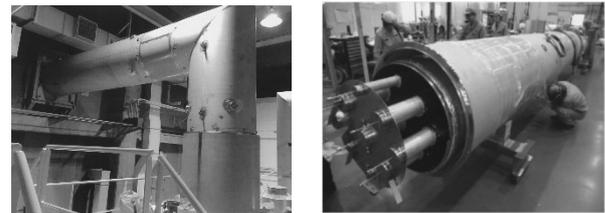


Fig.2 Transfer line



Fig.3 Valve box

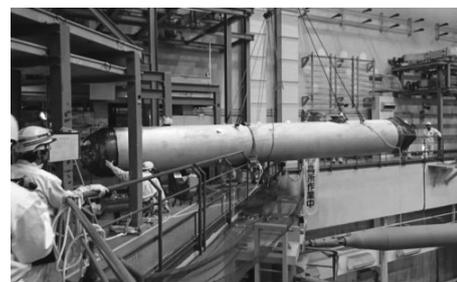


Fig.4 installation of transfer line

参考文献

- [1] 国立研究開発法人 量子科学技術研究開発機構 夏目他, 2017 年度秋季低温工学超伝導学会, 2C-p02 より引用して改変

JT-60SA ダイバータクライオポンプ用バルブユニットの設計

Design of valve unit for JT-60SA divertor cryopump

夏目 恭平, 神谷 宏治, 木津 要, 磯野 高明 (量研機構)

NATSUME Kyohei, KAMIYA Koji, KIZU Kaname, ISONO Takaaki (QST)

E-mail: natsume.kyohei@qst.go.jp

1. はじめに

トカマク実験装置 JT-60SA の真空容器内には、排気用のクライオポンプ (CP) が設置される。CP に供給される 3.6-4.5 K の He ガスを制御する極低温弁は、周辺機器との兼ね合いにより設置可能空間に制約があることから、トカマククライオスタートの側壁に水平方向から 30 度傾けた状態で設置される。また、弁を引き抜く際に弁上部に必要な空間が無いため、弁を水平に傾け、真横に引き抜く。本講演では、弁の設置に関する独特な設計について報告する。

2. 設置空間の制約

JT-60SA では、既存の建物や加熱装置、計測装置を利用しつつ、プラズマ体積を出来る限り大きくすることが、設計の目標の一つである。クライオポンプ (CP) に極低温ヘリウムを供給する冷媒配管は、トカマククライオスタート (TC) 内下部にあり、CP 冷媒配管用の極低温弁の設置を考えた時、TC 周囲に専用のバルブボックスを新たに設置するための空間は無かった。我々は、TC の側壁に穴を設け、穴に取り付けるフランジに極低温弁を設置することとした。図 1 に TC 下部に取り付けられたフランジと極低温弁で構成されたクライオポンプバルブユニット (CPVU) とその周辺状況の 3D モデルを示す。本図では視認性向上のため、弁軸に沿ってモデルを手前で切断している。弁には WEKA 社製の極低温弁を用い、配管呼び径 15A 用が 8 個、20A 用が 1 個設置される。また、本弁においては、80 K の熱アンカリングはされない。フランジの内側には多層断熱材が設置される。

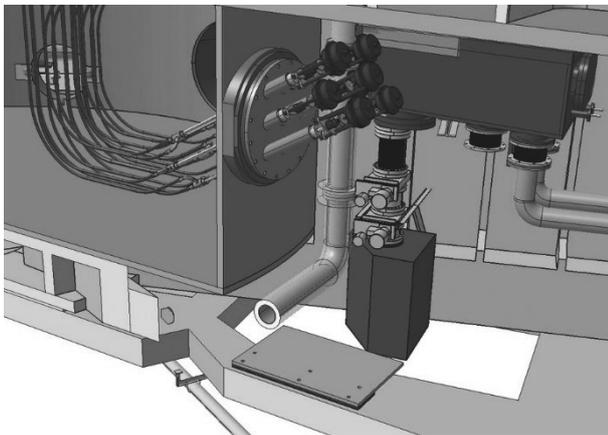


Fig. 1 Cryopump valve unit installed on the tokamak cryostat

3. 冷媒系統への極低温弁からの熱侵入量

極低温弁は、水平方向から 30 度傾けて設置されるため、垂直に設置されるよりも、冷媒系統への熱侵入量が多い。WEKA 社によると、極低温弁を傾けて設置した場合の 4K ヘリウムへの伝導による熱侵入量は、 $W_{(\theta)} = W_0 / \sin^2 \theta$ で表される。ここで、 $W_{(\theta)}$ 、 W_0 、 θ は、それぞれ極低温弁を垂直に設置した場合の熱侵入量、設置角度である。本弁 9 個の $W_{(\theta)}$ の合計は 3.2 W となり、 $W_{(30^\circ)}$ は 12.8 W となる。系統全体への想定熱負荷は 82 W であることから、弁からの熱侵入量は全体の 15.6% にあたる。但し、CP の製作と JT-60SA への設置は、最初のプラズマ運転の後の改造期間に成されるため、運転温

度や圧力、吸着方式も含め、CP 本体の設計が未完了であり、全体の想定熱負荷は今後変更される予定である。

4. 極低温弁の点検・改修

CPVU の上部には TC の水平部分が張り出し、弁の点検・改修時に弁を引き抜くための空間が無い。そこで、フランジごと弁を傾け、水平にした状態で真横に弁を引き抜くこととした。図 2 に運転時と弁引抜時の CPVU の姿勢を示す。極低温弁の傾斜動に追従するため、接続する冷媒配管はフレキシブルチューブとし、傾け機構を持った支持具がフランジに取り付けられる。

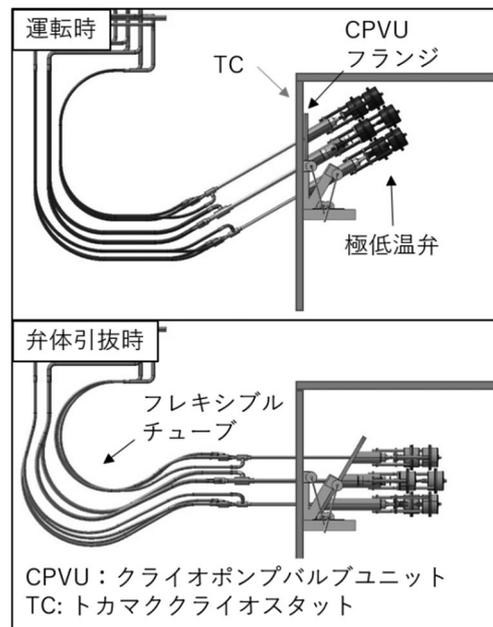


Fig. 2 Comparison of the cryopump valve unit configuration between at the operation and maintenance.

5. フレキシブルチューブの圧力損失

同径の直管に比べ、フレキシブルチューブを使用した場合、内部流体の圧力損失は大きくなる。現設計の運転条件では、20A と 15A の系統にそれぞれ 60 g/s、30g/s で、3.7 K のヘリウムが流れる想定となっている。本件で使用するフレキシブルチューブの長さは 1.8-2.1 m であり、その圧力損失は、15A で 6 kPa、20A で 3 kPa と計算された。

6. 弁軸への荷重

極低温弁は、室温部からの熱侵入量を低減するため、弁軸部の肉厚は薄い。弁の正常動作のために、弁軸の先端へかかる軸に垂直な力には制限がある。運転時にかかる力を見積ると、それぞれ 16.5 N (20A)、9.7 N (15A) となり、弁軸の許容荷重よりも小さく、問題ないことがわかった。

7. まとめ

JT-60SA ダイバータクライオポンプ用バルブユニット (CPVU) の設計及び製作が完了した。JT-60SA への CPVU の設置は、2019 年前半を予定している。

JT-60SA のパルスオペレーションにおけるポロイダル磁場コイルの冷媒流量変化

Refrigerant flow changes through poloidal field coils during JT-60SA pulse operation

福井 良磨, 神谷 宏治, 磯野 高明, 夏目 恭平, 木津 要, 村上 陽之, 土屋 勝彦, 河野 勝己 (量子機構)
 FUKUI Kazuma, KAMIYA Koji, ISONO Takaaki, NATSUME Kyohei, KIZU Kaname, MURAKAMI Haruyuki, TSUCHIYA Katsuhiko, KAWANO Katsumi (QST)
 E-mail: fukui.kazuma@qst.go.jp

1. はじめに

核融合実験炉である超伝導トカマク装置 JT-60SA は、日欧の国際協力の下で製作が進められている。最大で 100 秒間、プラズマを生成することができるトカマクシステムである[1]。パルス運転中はコイル系に通電する電流を短時間で増減させるため、交流損失が発生し、冷媒がコイルから吐出される現象が生じる。その際に差圧の変動による循環器の停止(トリップ)が考えられる。コイル冷却系を模擬し、パルス運転中に印加される熱負荷を与え、循環器の差圧を解析した。本発表ではその詳細を報告する。

2. マグネットシステム

JT-60SA は超伝導コイルを使用しており、6 つの Equilibrium Field (EF)コイルと 4 つの Central Solenoid (CS)の (Fig.1)ほか、18 個の Troidal Field (TF)コイルが導入されている。運転中、コイルは全て 4.4 K に冷却されている[2]。

TF コイルには 25.7 kA で一定の電流を供給している一方で、PF コイルには最大で±20 kA のパルス状の電流を供給する(Fig.2)。そのため、PF コイルにはパルス運転中に Fig.3 に示すような交流損失が発生し、コイル内の冷媒が過熱されて膨張する。その結果、交流損失による熱負荷が最大になるプラズマ点火前後にコイルから吐出される方向に流量が急上昇し、PF コイル冷却ループの循環器の差圧が急変動することが考えられる。

3. 熱流体解析

熱流体解析コード FLOWER と THEA を用いて PF コイルの冷却ループを模擬した。各種類のコイルから熱負荷が最大になる冷却流路を選択し、並列な流路を構築した(Fig.4)。各コイルには定格流量の冷媒を流すように下流のバルブを調整し、循環器からコイルまでの冷媒配管も模擬した。

解析の結果(Fig.5)、交流損失が最大になる時点でコイル入口圧が急上昇し、コイル出口圧力は流調弁があるため緩やかに上昇し、循環器の差圧は 14 kPa 程度変動することがわかった。

参考文献

1. Y. Koide, et al, 2015, Nucl. Fusion, **55**. 086001.
2. K. Kamiya et al, 2017 J. Phys.: Conf. Ser. **897** 012015

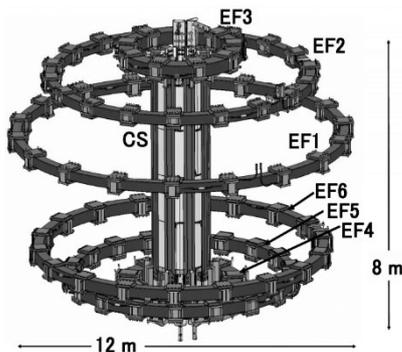


Fig.1 Poloidal Field coils of JT-60SA tokamak

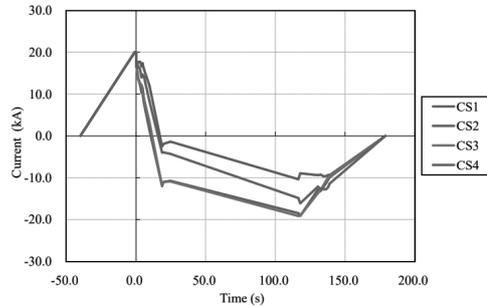


Fig.2 Current of the Central Solenoids

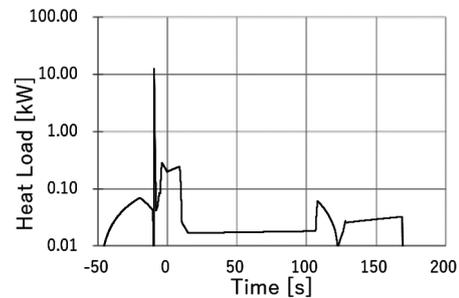


Fig.3 Heat load of the Central Solenoid

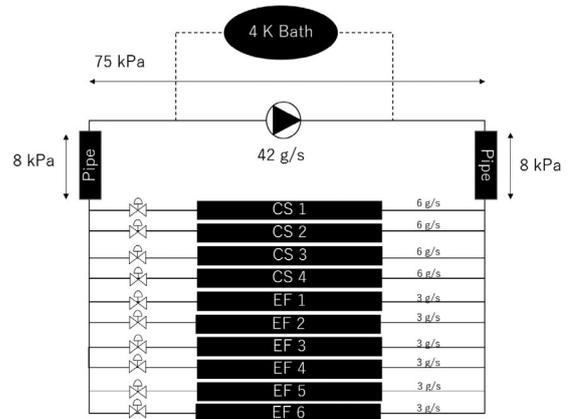


Fig.4 Calculation model

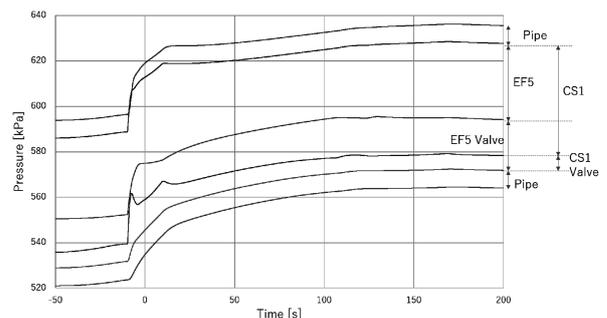


Fig.5 Pressure changes at inlet and outlet of the circulator, the coils and the valves

次世代医療用スケルトンサイクロロンに用いる 高温超電導コイルシステムの電磁力解析

Numerical simulation on electromagnetic force and stress in HTS coil system for next generation skeleton cyclotron for medical applications

粟津 佑太, 金 錫範, 植田 浩史(岡山大学); 野口 聡(北海道大学); 渡部 智則, 長屋 重夫(中部電力);
吉田 潤(住友重機械); 福田 光宏(大阪大学); 石山 敦士(早稲田大学)

AWAZU Yuta, KIM SeokBeom, UEDA Hiroshi (Okayama Univ.); NOGUCHI So (Hokkaido Univ.); WATANABE Tomonori,
NAGAYA Shigeo (Chubu Electric Power Co., Inc.); YOSHIDA Jun (Sumitomo Heavy Industries, Ltd.);

FUKUDA Mitsuhiro (Osaka Univ.); ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.)

E-mail: y.awazu@s.okayama-u.ac.jp

1. はじめに

我々は、エネルギー可変で多種類の粒子を加速可能な高強度小型サイクロロンの開発に取り組んでいる。この加速器に、高温超電導コイルを用いた空芯型サイクロロン(スケルトンサイクロロン)を提案している[1][2]。スケルトンサイクロロンは、等時性磁場形成用の円形メインコイルと AVF (Azimuthally Varying Field) 形成用のセクターコイルにより構成されるマルチコイルシステムである。これに対し、高温超電導コイル適用は高磁場・高電流密度化を実現可能とする。一方で、コイルに作用する電磁力は著しく増加するため、その支持構造及び巻線内電磁応力による劣化、保護動作時のコイル間磁気結合による電流挙動の影響に対しても留意が必要である。そのため、医療機器への信頼性として、高機械強度のコイルシステムの開発が必要となる。本発表では、試設計により得られたサイクロロン用コイルシステムに生じる電磁力および応力について超電導コイルおよび線材への影響を電磁場解析により評価したので、その結果を報告する。

2. 超電導コイルシステム

研究開発を行っているスケルトンサイクロロンは、アルファ線核医学治療に用いられる ^{211}At を生成するために、 $^4\text{He}^{2+}$ を 36 MeV まで加速させることが可能である[3]。また、BNCT(ホウ素中性子捕捉療法)用の中性子生成、SPECT(単一光子放射断層撮影)や PET(陽電子放出断層撮影)に用いられる RI 製剤の製造も可能な多機能サイクロロンである。試設計を行ったコイルシステムの概観を Fig.1 に示す。取り出し半径は 50 cm とし、7つの円形メインコイルと4対のセクターコイルを組合せた超電導コイルシステムである。

3. コイル経験磁場

今回のコイルシステムにおいて、 D^+ 40 MeV での構成コイル全ての運転時において、セクターコイルが経験する磁場強度分布を例として Fig.2(a)に示す。直線部と円形部が混在するが、円形部に磁場が集中していることが確認できる。

4. 電磁力解析

今回は、最も磁場を要する D^+ 40 MeV を解析対象とした。解析対象のコイルでは、幅 6 mm, 厚さ 0.1 mm(超電導層 1.0 μm)の REBCO 線材を用いた。運転温度は 20 K とした上で、各コイルはシングルパンケーキ巻のものを用いた。セクターコイルを 0.01 A/s, 16.6 時間励磁完了として、メインコイルも同時時間で励磁を行い、その後一定でホールドした。各コイルにおける電磁力を三次元電磁場数値解析[4]を用いることで計算を行った。今回のコイルシステムにおける電磁力の一例として、Fig.2(a)に示すセクターコイルの経験磁場を基に計算した電磁力分布を Fig.2(b)に示す。また、Fig.1(b)に示すセクターコイルの各部に働く線材長手方向に対して垂直方向と線材幅方向の電磁力 F_r , F_z を Table 1 に示す。直線部と円形部で

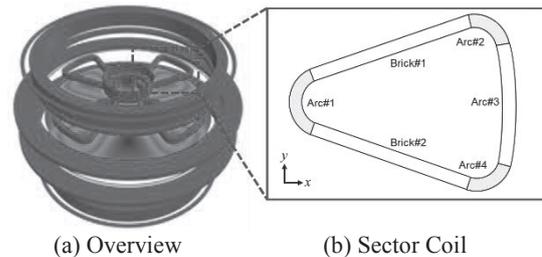


Fig.1 Schematic drawing of HTS coil system for K80 Skeleton Cyclotron



(a) Magnetic field distribution (b) Magnetic force distribution
Fig.2 Straight sector coil for accelerating D^+ to 40 MeV

Table 1 Magnetic force of the radial and height direction in Straight sector coil for accelerating D^+ to 40 MeV

Part of Sector coil	F_r (MN)	F_z (MN)
Arc #1	0.173	-0.0251
Arc #2	0.101	-0.00571
Arc #3	0.315	-0.0271
Arc #4	0.101	-0.00571
Brick #1	0.394	-0.00908
Brick #2	0.394	-0.00908

は、コイル間吸引力に違いが生じていることが確認できる。従って、非円形(三角形)のセクターコイルでは局所毎に対応したコイル支持構造が求められ、Yoroi 構造[5]を採用することも想定している。各超電導コイルを構成する REBCO 線材が経験する電磁力に対する解析結果の詳細については当日報告する。

謝辞

本研究の一部は、科研費基盤研究A(26249036)及び基盤研究S(18H05244)に依ったことを付記する。

参考文献

1. H. Ueda, et al., IEEE Trans. Appl. Supercond., 23, 4100205 (2013).
2. 特許5682903, 特許5708984, 特開2015-079626
3. A. Ishiyama, et al., Abstracts of CSSJ Conference Vol.96 (2018) p.51
4. H. Ueda, et al., IEEE Trans. Appl. Supercond., 24, 4701505 (2014).
5. S. Nagaya, et al., IEEE Trans. Appl. Supercond., 23, 4601204(2014).

J-PARC MUSE 超伝導ソレノイド磁石の性能確認

Performance confirmation of the J-PARC MUSE superconducting solenoid magnet

黒澤 宣之, 山崎 高幸, 大畠 洋克, 河村 成肇, 佐々木 憲一, 下村 浩一郎 (高エネ研); 清矢 良浩 (大阪市大); 青木 正治 (阪大); 高橋 拓也 (大阪市大); 三宅 康博 (高エネ研)

KUROSAWA Noriyuki, YAMAZAKI Takayuki, OHATA Hirokatsu, KAWAMURA Naritoshi, SASAKI Kenichi, SHIMOMURA Koichiro (KEK); SEIYA Yoshihiro (Osaka City Univ.); AOKI Masaharu (Osaka Univ.); TAKAHASHI Takuya (Osaka City Univ.); MIYAKE Yasuhiro (KEK)

E-mail: noriyuki.kurosawa@kek.jp

1. はじめに

東海村にあるJ-PARCでは、高統計で高強度、長期で利用する事を目的としたミュオンビームラインを建設中である。2 台の超伝導ソレノイド磁石 (定格電流 179A、中心磁場 0.5T) を 2015 年に製作した。ビームラインへのインストールに先立ち、冷却試験および励磁試験を行った。また、実際の運用を見据えた掃引速度のテストも行い、掃引速度に対する熱負荷の試験を行った。

2. 磁石仕様

2 台の超伝導ソレノイド磁石の主なコイルパラメータを Table.1 に示す。基本的なパラメータは2台とも共通であり、それぞれが横向きに取り付けられた GM 冷凍機1台で伝導冷却される。冷凍機の取り付け方向について、ビームラインでの設置場所における放射線シールドとの干渉を避けるため 180 度異なっているが、冷却パス長はほぼ同じとなるように設計してある。

3. 冷却・励磁試験結果

各磁石について、2018 年 7 月および9月に試験を行った。どちらも冷却に要する日数は、約 12 日であった。

冷却期間中、コイルに 20mA を流して電圧を測定し、RRR を求めた。8~10K 付近で超伝導状態に転移していることが確認でき、コイル温度 286K において 309Ω、コイル温度 10K において 1.77Ω であり、RRR は 175 となった。線材のスペックと比較すると若干低めだが、温度分布のばらつきや測定器の精度から考えると、誤差範囲であると考えられ、ソレノイド磁石のコイルは健全であると言える。

冷却完了後、通電試験および遮断試験を行った。通電試験では、徐々に励磁電流を上げ、定格の 179A まで励磁できることを確認した。また、遮断試験では、遮断電流に対するコイル温度の上昇について調査した。定格電流での遮断において、最大で 15.47K まで温度上昇した。遮断によるコイル電流の減衰曲線とコイル温度の上昇について Fig.1 に示す。

また、磁場分布の測定を行い、納品前の磁場測定と同等の結果が得られ、問題のないことを確認した。

さらに、掃引速度に対するコイル温度の上昇について確認した (Fig.2)。温度上昇のグラフでは、60A/min の掃引速度であっても、コイル温度の最大値は、3.6K と問題ないレベルだが、電源のスペック (±10V、220A) や温度上昇後の冷却時間も考慮に入れる必要がある。昇磁中の電源電圧の変化や、温度変化を総合的に判断し、掃引速度は、30A/min とすることにした。

4. まとめ

ビームラインへのインストールに先立ち、冷却試験および励磁試験を行い、性能に問題がないことが確認出来た。また、実際の運用を見据えた制御系の整備や掃引速度に対する熱負荷の確認、常温リードや HTS リードの電圧についても確認することが出来た。その結果、ビームラインで使用するために十分な性能を持っていることが確認できた。

Table.1 Specification of the superconducting solenoid magnets

Wire	NbTi
Cu/SC ratio	4.4
Wire diameter	0.865±0.01 mm
Total turns	3404
Outer diameter	706.2 mm
Winding length	1512.3±0.2 mm
Inductance	3.37 H
Operating current	179 A
Magnetic field	0.5 T

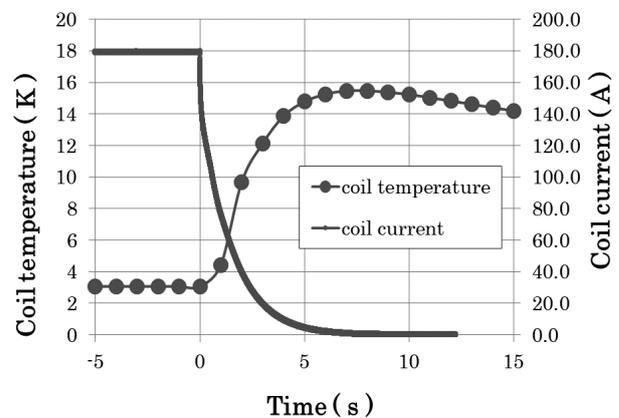


Fig.1 Example of coil current and the coil temperature change with time in current interruption

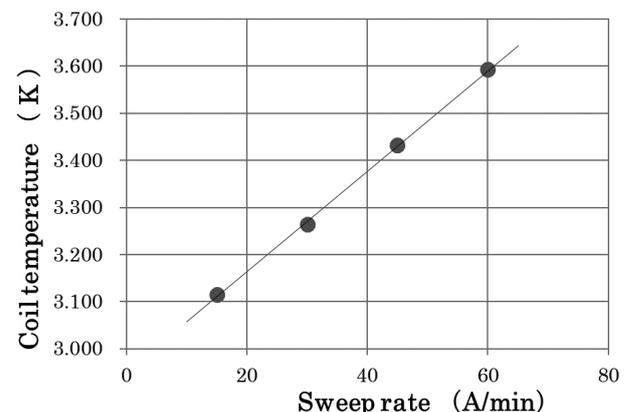


Fig.2 Coil temperature rise vs sweep rate