

磁気冷凍応用のための球状 HoN の合成と磁気特性評価

Synthesis of spherical HoN for the application of magnetic refrigeration and estimation of their magnetic properties

宮後 勇太, 平山 悠介, 伊澤 拓志, 中川 貴, 山本 孝夫, 藤本 靖(阪大); 入江 年雄, 中村 英次 (三徳)
 MIYAUSHIRO Yuta, HIRAYAMA Yusuke, IZAWA Takushi, NAKAGAWA Takashi, YAMAMOTO Takao,
 FUJIMOTO Yasushi (Osaka Univ.); IRIE Toshio, NAKAMURA Eiji (SANTOKU)
 E-mail: y-miyaushiro@mit.eng.osaka-u.ac.jp

1. はじめに

グリーンで資源豊富なエネルギー源として水素に注目が集まっている。その実用を考えた際には“液体水素”が質量水素密度, 体積水素密度ともに大きく, 輸送や貯蔵の面で優位である。しかし水素を液化するには 20 K という低温が必要になり, 現行の気体冷凍法では物質の熱容量が小さくなる低温において効率が悪くなる。我々は, 低温でも高効率を期待できる“磁気冷凍法”の適用を研究している。従来法で窒素液化温度の 77 K まで冷凍した後の 20 K までに磁気冷凍法を用いることを想定し, この温度域で高い性能を持つ磁性体材料の研究を進めている。これまでに希土類元素の窒化物(ErN, HoN, DyN, TbN, GdN)が 5~65 K の温度域でキュリー点 (T_c) を持ち, 大きな磁気エントロピー変化 (ΔS) を示すことを報告してきた¹。磁気冷凍材料の実用化には, 充填率や力学的な強度, 熱交換性を考慮すれば球状材料とすることが求められる。我々はこれまでに, 磁気冷凍が開始される液体窒素温度域で重要な材料である GdN($T_c = 65$ K) の球状材料化に成功し, 磁気冷凍試験により 50 ~ 65 K の温度領域での冷凍を実証している。

本研究では, 水素液化温度付近で他の希土類窒化物と比べても大きな ΔS を持ち, 磁気冷凍水素液化の最終段階を担うべき材料である HoN($T_c = 15$ K) を球状材料化し, 磁気冷凍試験を見据えた磁気特性の測定を行った。

2. 実験

Ho 金属球 ($\phi 0.71 \sim 0.85$ mm, 純度 99.5 %) を HIP (Hot Isostatic Pressing) 法により 200 MPa の窒素ガス中で最高到達温度 1500 °C に保持し窒化させた。生成物質相を X 線回折法により観察した。また, 5 ~ 100 K での磁化を PPMS-6000 (Quantum Design Ltd.) を用いて 0 ~ 5 T の磁場強度のもとで測定し, 励磁状態から消磁した時の ΔS を算出し, HoN の磁気冷凍材料としての性能を評価した。

3. 結果

HIP 法により割れ・歪みのない HoN 球を得ることに成功した (Fig. 1)。また, 生成相は HoN 単相であることを確認した。Fig. 2 に磁化測定の結果を示す。HoN の T_c である 15 K 付近で急激に磁化の値が減少する様子が見られた。Fig. 3 に磁化測定の結果から算出した HoN 球の ΔS を示す。 T_c においてピークを持ち, 先行研究で得た非球状の HoN 試料での値と矛盾しない値を示すことを確認した。これらの結果から, 今回得た HoN 球材料は冷凍試験を行うに足る試料であるといえ, 冷凍能力の実証が期待される。

講演においては, これらの結果に加えて HoN 球での比熱測定の結果, またそこから算出した ΔS , および断熱消磁温度変化 (ΔT) も併せて報告する。

4. 参考文献

1. Y. Hirayama, *et al.*, IEEE Transaction on Magnetics(2008), 44(11, Pt.1), 2997-3000.

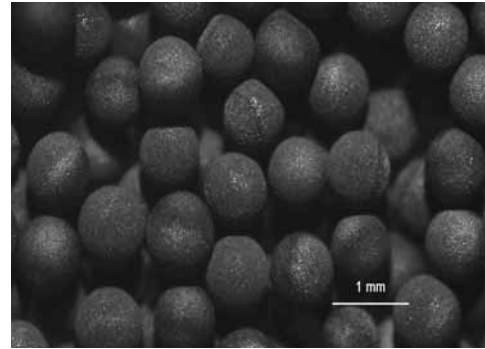


Fig.1 Photograph of spherical HoN

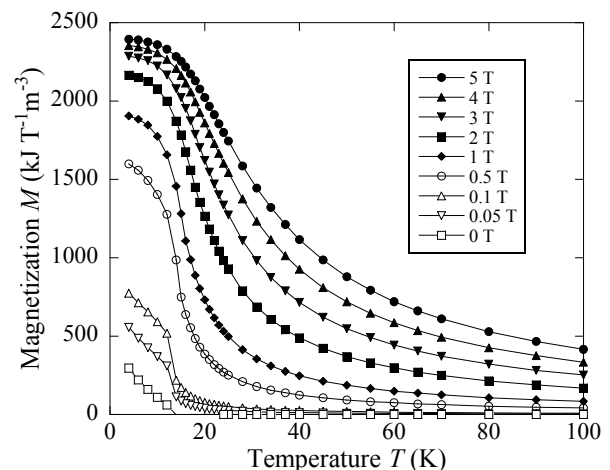


Fig.2 Magnetization of spherical HoN at various temperatures and magnetic fields.

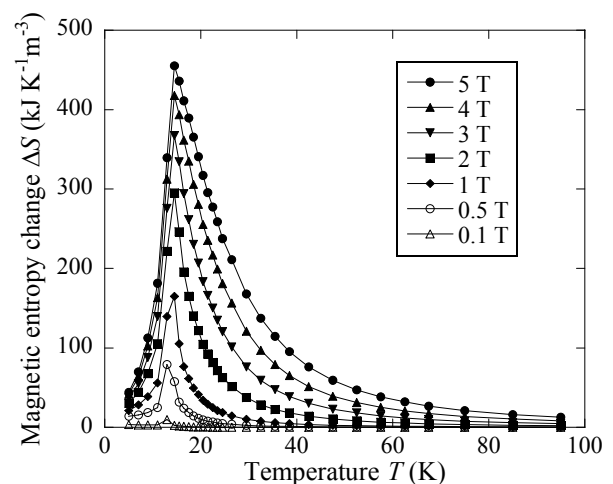


Fig.3 Magnetic entropy change ΔS of spherical HoN as function of temperature at various fields.

水素磁気冷凍用 RCo₂ 系の磁気熱量特性Magnetocaloric effect of RCo₂ compounds for hydrogen magnetic refrigerator

朱 亦寅(金沢大), 朝本 海(金沢大), 西村 優大(金沢大), 山田 啓志(金沢大), 松本 宏一(金沢大), 沼澤 健則(NIMS)
 ZHU Yiyin(KU), ASAMOTO Kai (KU), NISHIMURA Yuda (KU), YAMADA Keishi(KU), MATSUMOTO Koichi(KU), NUMAZAWA
 Tatenori(NIMS)
 E-mail: zyy0729@stu.kanazawa-u.ac.jp

1. INTRODUCTION

Magnetic refrigeration has been regarded as a good method for hydrogen liquefaction, because high efficiency is expected. Using a regenerative thermal cycle, magnetic refrigeration can achieve wide operation temperature span, this is the reason why it is so extensively studied in these days.

Magnetocaloric effect, which refers to the thermal response of material to the variation of the applied magnetic field, is the basic principle of the magnetic refrigeration. It depends on both temperature and magnetic field and has a peak around transition temperature T_c . In order to enlarge the temperature span of the thermal cycle, it is required to use several materials with different T_c .

2. LAVES PHASE COMPOUNDS RCo₂

With their large magnitude of the magnetocaloric potential, RCo₂ (R: rare earth) compound has drawn a lot of attentions in the effort of searching for refrigerants. Their entropy change attributes to both 3d itinerant electrons from Co and 4d localized moments from the rare earth R, and their transition temperatures cover a range from 20K to 80K, which is suitable for hydrogen refrigeration.

We have studied two series, (Er_xHo_{1-x})Co₂ and (Er_yDy_{1-y})Co₂, among which there are pure binary compounds as well as ternary ones. The compounds Dy, Ho and Er-based RCo₂ are Laves-phase compounds with a cubic MgCu₂ structure and a first order phase transition from paramagnetic to ferrimagnetic [1].

We focused on the substitution of the three magnetic lanthanides Dy, Ho, Er for the rare earth metal, for the purpose of keeping the magnetic transition as first order transition, since except the above rare earth elements, the magnetic phase transitions change to second order.

3. EXPERIMENT

The samples were prepared by induction heating and were flakes about 0.2-0.4 mm thick and 20mm by 20mm large. Some of them were annealed in vacuum at 900°C for about one week. Photo of one of the samples was shown in Figure 1.



Fig.1 Photo of Er_{0.52}Ho_{0.47}Co₂ plates

We have used a commercial SQUID magnetometer in magnetization measurements and relaxation method in specific heat measurements in the magnetic field from 0 to 5T.

4. RESULTS and DISCUSSION

Figure 2 represents transition temperatures of (Er_xHo_{1-x})Co₂ (x=0, 0.52, 1) and (Er_yDy_{1-y})Co₂ (y=0.47, 0.81, 1) series. It is showed that T_c increases almost linearly against de Gennes factor. And the T_c of (Er_xHo_{1-x})Co₂ and (Er_yDy_{1-y})Co₂ rise with the decreasing of x and y, respectively. It is concluded that the temperature range of magnetocaloric effect can be controlled by substitution of the rare earth elements proportionally.

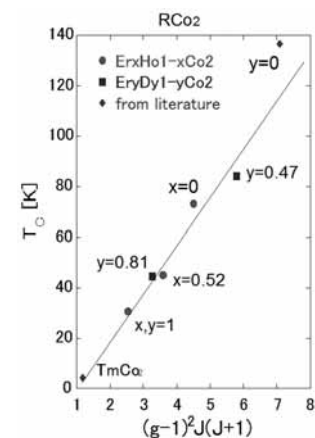


Fig.2 Transition temperature against the de Gennes factor

Figure 3 shows the entropy of Er_{0.52}Ho_{0.47}Co₂ at various magnetic fields from 0 to 5T. Entropy can be obtained by integration of the specific heat. However, it is hard to evaluate entropy jump at first order transition from the specific heat measurement by relaxation method. Entropy change was calculated from the magnetization using Maxwell's relation, thus entropy temperature diagram was obtained using both specific heat and entropy change.

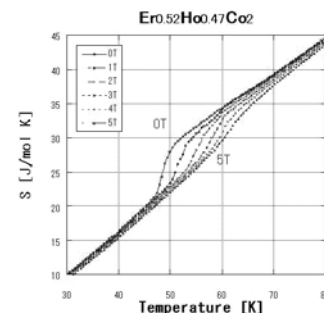


Fig.3 Entropy of Er_{0.52}Ho_{0.47}Co₂ at various magnetic fields

ACKNOWLEDGEMENT

Financial support provided by NEDO in the project of Search and Research of Innovative and Leading Technologies, is greatly appreciated.

REFERENCE

[1] K. Matsumoto, T. Kouen et al.: AIP Conference on Low Temperature Physics, CP850

水素磁気冷凍用球状化 RT_2 (T: Ni, Al) 系磁気作業物質の熱磁気特性Magnetocaloric effect of atomized RT_2 (T: Ni, Al) compounds for hydrogen magnetic refrigerator

西村 優大(金沢大), 朝本 海(金沢大), 朱 亦寅(金沢大), 山田 啓志(金沢大), 松本 宏一(金沢大); 沼澤 健則(NIMS); 高田 裕章, 入江 年雄(三徳)

NISHIMURA Yuta, ASAMOTO Kai, ZHU Yiyin, YAMADA Keishi, MATSUMOTO Koichi (Kanazawa Univ.); NUMAZAWA Takenori(NIMS); TAKATA Hiroaki, IRIE Toshio(SANTOKU)

E-mail : n.yuuta@stu.kanazawa-u.ac.jp

1. はじめに

我々は 20K から 77K の温度領域で磁気冷凍機の研究を行っている。この温度領域では RT_2 (R: 希土類, T: Al, Ni, Co) 系の金属間化合物が有望であると考えている。今回は熱交換効率を向上させるために球状化した $GdNi_2$, $DyAl_2$ (Fig.1) の製作について報告した。また、磁化測定によりバルク状磁性体と同様の特性が得られたことを報告した[1]。

今回は前回に引き続き、 $GdNi_2$, $DyAl_2$ の球状化した磁性体について、磁場中での比熱を測定しそのエントロピーを評価した。また、新たに $HoAl_2$ の球状化試料も作成したのでその熱磁気特性の結果も報告する。

2. 磁化測定

遠心铸造法により球状化した $HoAl_2$ の磁化測定を Quantum Design 社の MPMS (磁気特性測定システム) を用いて行った。磁化の温度依存性は我々が測定した $HoAl_2$ の破砕材とよく一致していることから良質な物質が合成できたと考えられた。

3. 比熱測定

緩和法により、磁場 0~5T において、 $GdNi_2$, $DyAl_2$ の磁場中比熱測定を Quantum Design 社の PPMS (物理的特性測定システム) を用いて行った。磁場中比熱から、磁性体のエントロピーを求めた。Fig.2 には $DyAl_2$ のエントロピーの温度依存性を磁場をパラメーターとして示す。転移点近傍で大きなエントロピー変化が得られている。エントロピー変化の値は磁化測定から求めた値とよく一致していた。

今回求められたエントロピー特性は、冷凍機で行われる冷凍試験の解析やシミュレーションによるサイクル解析を行うときの磁性体基礎データとして使用する予定である。

謝辞

本研究は新エネルギー・産業技術開発機構 (NEDO) からの委託により、水素安全利用等革新技術プロジェクトの一環として実施された。

参考文献

1. K. Asamoto, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p.214



Fig. 1. $DyAl_2$ particles

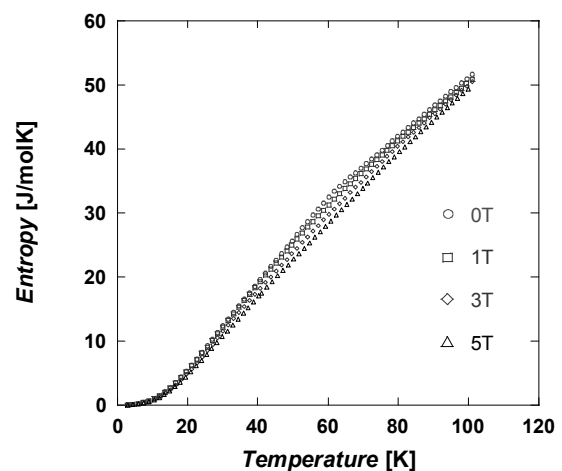


Fig.2. Entropy of $DyAl_2$ in 0, 1, 3, and 5T

外部ガス駆動式 AMR 水素磁気冷凍装置の開発

Development of AMR hydrogen magnetic refrigeration equipment by external gas driven

服部 英之, 平野 雄大, 王 鵬, 李 晶(NIMS・千葉大) 中込 秀樹(千葉大) 朝本 海, 松本 宏一(金沢大) 沼澤 健則(NIMS)
 HATTORI Hideyuki, HIRANO Yuta, WANG Peng, LI Jing(NIMS・Tiba.U), NAKAGOME Hideki (Tiba.U)
 ASAMOTO Kai, MATUMOTO Kouiti (Kanazawa.U) NUMAZAWA Takenori (NIMS)
 E-mail:cb400sf_vtec@hotmail.co.jp

1. はじめに

水素の輸送・貯蔵・供給形態を考えると、エネルギー密度の高い液体水素はきわめて有用であるが、液化をする際の水素の液化温度は -253°C (20K)と極低温であることから、所定の液化仕事を要する。よって、水素の液化にはクリーンかつ高効率な冷凍技術が必須となっており、次世代の冷凍技術として『磁気冷凍技術』が注目されている。そこで我々は磁気冷凍によるエネルギー効率の高い水素液化・貯蔵に関する基盤技術の確立を目的としており、本研究は高効率な水素液化の実現を目指し、水素液化用磁気冷凍装置の試作と検証を行った。

2. 実験装置

これまでに開発した水素液化用磁気冷凍機は、高効率のカルノーサイクル型実験機であり、水素の液化のみに焦点を当てているため冷凍温度範囲は、水素液化温度付近の狭い温度範囲の冷凍を目的としていた。カルノーサイクルは高効率なサイクルであるが、広い温度幅を取ることは困難であり、本実験ではカルノーサイクルに替わり広い温度幅を実現できる能動的蓄冷型磁気冷凍法 Active Magnetic Regenerator (AMR) を採用した。

AMRサイクルは、磁場変化による磁性体の磁気熱量効果と磁性体の蓄冷効果、そして、磁性体ホルダー内を移動する熱交換ガスによる熱輸送から成り立つサイクルである。AMRサイクルをFig.1に示す。

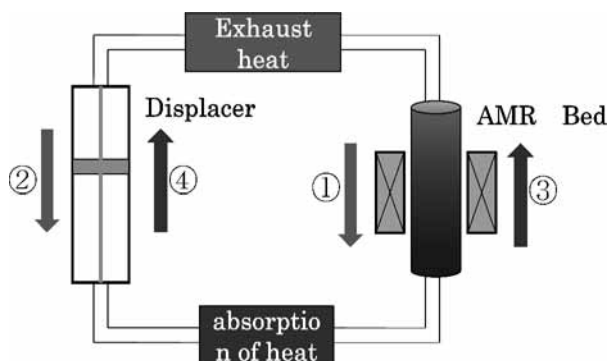


Fig.1 Conceptual diagram of AMR cycle
by external gas driving

- ①磁化:磁化することにより磁性体の温度が上昇
- ②放熱:Displacerより熱交換ガスを流し排熱を行う
- ③消磁:消磁することにより磁性体の温度が減少
- ④吸熱:Displacerより熱交換ガスを流し吸熱を行う

以上のサイクルを連続で行い上部に高温端、下部に低温端を形成し、高温端で排熱作業を行い、低温端にて冷凍作業行なうのが AMR サイクルの特徴である。

また、今回の実験装置は外部ガス駆動式を採用しており、以前の装置で用いていた内部ガス駆動式と比べ以下の特徴を有す。下の図は各駆動方式の概念図である。

- ・小口径の超電導マグネットの採用
- ・吸熱、排熱部の分離による熱交換効率の向上
- ・熱侵入の低減化

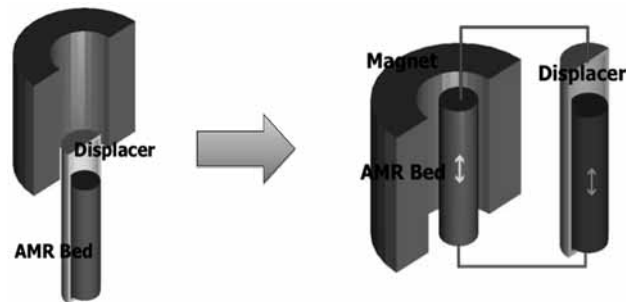


Fig.2 L: internal gas driven R: external gas driven

またこれにより、内部ガス駆動式では困難だった排熱と吸熱部の熱量測定を、今回の外部ガス駆動式実験装置では、吸熱部と排熱部を独立して設けたことにより可能としている。

3. 実験方法

Displacer 内に熱交換ガス(He)を満たし、AMR Bed に磁性体を充填する。マグネットから磁場を印加しアクチュエーターを動作させ AMR 運転を開始する。AMR Bed の下部と上部、吸熱部・排熱部に各温度計を配し AMR サイクルを駆動させた時の温度変化を測定する。また AMR サイクルが水素予冷領域(22K~77K)で駆動可能かどうか検証する。

4. まとめ

水素磁気冷凍装置に関するこれまでの研究成果を継承し、以前の実験装置を基に、外部ガス駆動式 AMR 水素磁気冷凍装置の開発を行った。

謝辞 本研究は新エネルギー・産業技術開発機構(NEDO)の委託による水素製造・輸送・貯蔵システム等技術開発プロジェクトにより、物質・材料研究機構(NIMS)において研究を実施している。

磁気冷凍機の再生器幾何のモデリング

A Modeling study on the Geometry of Active Magnetic Regenerator

李 晶, 沼澤 健則(NIMS); 松本 宏一(金沢大学); 中込 秀樹(千葉大学)
 LI Jing, NUMAZAWA Takenori (NIMS); MATSUMOTO Koichi (kanazawa University);
 NAKAGOME Hideki (Chiba University)
 E-mail: sita19@gmail.com

1. Introduction

Magnetic refrigeration technology needs further development not just by the improvement of magnetocaloric properties but also the optimization of the cooling system design. One of the important problems in the cooling system design is the regenerator geometry for the efficiency heat transfer between magnetic material and fluid which is the major loss mechanism in cooling system. Two kinds of regenerators are widely used. One is parallel-plate regenerator which can offer the best heat transfer to pressure drop ratio (Sarlan, 2008) for common regenerator design; another is porous media regenerator which can obtain a large temperature span experimented by lots of groups such as Toshiba. But until now, only a few research papers actually study on the regenerator geometry. This paper is focus on the influence of regenerator geometry to the performance of AMRs. Two kinds of models have been constructed and compared with velocity field, pressure loss, heat transfer rate, cooling capacity. The goal of this study is to provide a suggested geometry for a prototype AMR.

2. Model

(1) Model assumption

Two-dimensional models have been constructed based on laminar flow assumption. MCE is taken into account by the inclusion of a source term in the energy equation for the magnetic material. The adiabatic temperature change of the used magnetic material is used as a mean field MCE.



Fig.1 Parallel-plate model and porous media model

(2) Governing equations

Fluid zone:

Continuum Equation:

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

Momentum equation:

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = -\frac{1}{\rho_f} \frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} = -\frac{1}{\rho_f} \frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right)$$

Energy equation:

$$\frac{\partial T_f}{\partial t} + u \frac{\partial T_f}{\partial x} + v \frac{\partial T_f}{\partial y} = a_f \left(\frac{\partial^2 T_f}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_f}{\partial y^2} \right)$$

u, v, p and T_f are basic values for solution, which mean velocity components, pressure and temperature of the fluid

Solid Zone

Energy equation:

$$\rho_s C_p \frac{\partial T_s}{\partial t} = k \left(\frac{\partial^2 T_s}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_s}{\partial y^2} \right) + S_t$$

T_s is the temperature in the solid zone, S_t is the source term, in this research, it can be used to demonstrate the magnetic effect.

$$S_t = \frac{\rho_s C_p \Delta T_s(H, T_c)}{\Delta t}$$

3. Result & Discussion

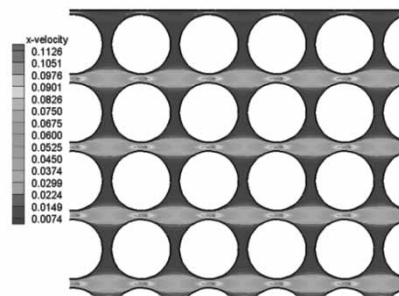


Fig.2 the x-velocity field in porous media model while the inlet velocity is 0.01m/s

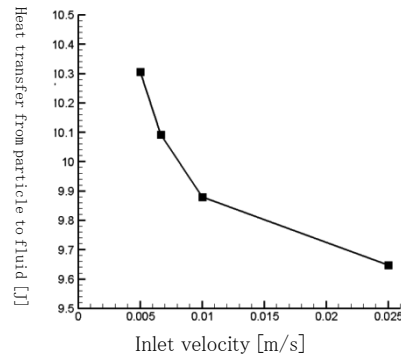


Fig.3 Heat transfer from particle to fluid in different inlet velocity

A simplified set of equations has been presented for calculating and optimizing regenerator geometries. In porous media model, the fastest x-velocity appears in the gap between the particles and can be 10 times of the inlet velocity (Fig.2). Heat transfer between magnetic material and fluid can be more efficient in low velocity in porous media model (Fig.3). It is shown that using flat plate produces a significantly better regenerator than is possible with packed spheres.

References

1. K.Engelbrecht et al.: An experimental study for passive regenerator geometries, Thermag IV (2010).
2. Nielsen, K.K. et al.: Detailed numerical modeling of a linear parallel-plate Active Magnetic Regenerator, Int J Refrig (2009) 1-9.

室温磁気冷凍の冷凍特性解析

Analysis on AMR refrigeration at room temperature

坂本 浩崇, 門間 大輔, 内本 真司, 太田匡則, 中込 秀樹(千葉大); 小林 忠彦, 加治 志織, 齋藤 明子(東芝)
 SAKAMOTO Hirotaka, MONMA Daisuke, UCHIMOTO Shinji, OTA Masanori, NAKAGOME Hideki (Chiba University);
 KOBAYASHI Tadahiko, KAJI Shiori, SAITO Akiko (Toshiba)
 E-mail: sakamoto@graduate.chiba-u.jp

1. はじめに

環境負荷の小さい未来の冷熱技術として期待が寄せられている室温磁気冷凍技術は、永久磁石を用いた AMR(能動的蓄冷型磁気冷凍)方式により、室温近傍から零下の温度生成を達成している[1]。しかしながら磁気冷凍では磁性材料が蓄冷材としてもふるまい、流体による熱交換が行われるため様々なパラメータが複雑に冷凍性能に関与している。そのために冷凍特性の詳細な評価はなされていない。それらの関係性を実験的に解明することは困難であることから、数値計算によるモデル実験での考察も行われている。本研究では、実験機での AMR サイクルを単純モデル化し、室温磁気冷凍の冷凍特性の解析を試みた。

2. 解析モデル

冷凍試験に用いられている装置の概略図をFig.1に示す。装置は外部温度制御ユニット(空調)に接続された断熱ボックス内にあり、環境温度を任意に設定することが可能である。装置本体は、~1T 永久磁石に対して、磁性材料を充填した円筒状の熱交換容器が上下移動することで磁界の印加・除去を行う構成である。作業物質には粒状の磁性材料を用いている。AMR 冷凍サイクルは上下電動シリンダーを制御することにより、磁界印加⇒高温冷媒移動⇒磁界除去⇒低温冷媒移動の各動作を行う。計算では熱交換容器を容器長手方向にセル分割し、各セルにおける温度を時間と位置の関数として導出した。

3. 計算結果

fig.2 は典型的な実験を模擬して計算した結果の一例である。図中の曲線はそれぞれ熱交換容器内の温度勾配と ΔT (1 サイクルでの温度変化の大きさ)を表している。これまでの研究では環境温度により ΔT のピークが移動し、そのピークは内部温度が磁性材料のキュリー温度近傍となっている位置であることを示してきた[2][3]。本計算結果でも AMR の特徴である温度勾配が再現され、 ΔT のピークも同様の傾向を示すことが確認された。これらの詳細については、講演にて詳述する。

参考文献

1. T. Kobayashi, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 77 (2007) p.138
2. S. Kito, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 76 (2007) p.124
3. H. Sakamoto, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p.207

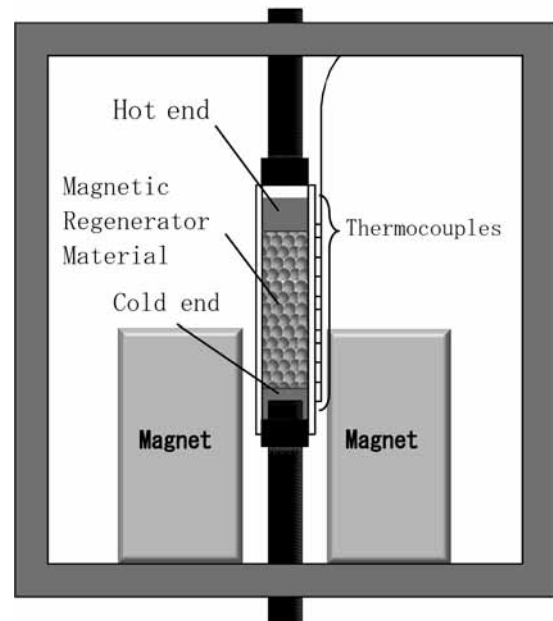


Fig.1 Schematic illustration of the test apparatus

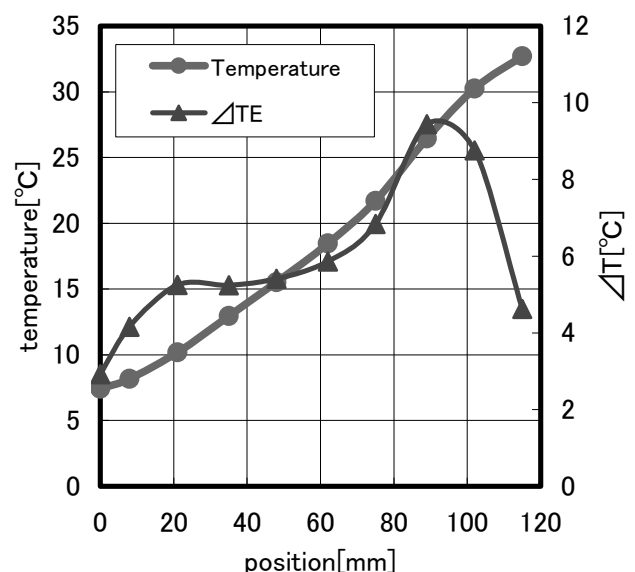


Fig. 2 Temperature gradient and ΔT inside the AMR bed

全周方向にダクトを配置した室温磁気冷凍機の高周波運転時における性能評価

Performance evaluation of a room temperature magnetic refrigerator under high-frequency operation with all circumferentially installed ducts

和田 篤史, 下地 崇, 岡村 哲至(東工大); 平野 直樹, 長屋 重夫(中部電力); 伊藤 孝治(蔵王精機)
 WADA Atsushi, SHIMOJI Takashi, OKAMURA Tetsuji(Tokyo Tech);
 HIRANO Naoki, NAGAYA Shigeo (Chubu Electric Power Co.); ITO Kouji (Zaouseiki Co.)
 E-mail: wada.a.ab@m.titech.ac.jp, tokamura@es.titech.ac.jp

1. 緒言

現在, 地球温暖化の観点から冷凍・空調機器のノンフロン化が求められており, その解決策の1つとして室温磁気冷凍機が期待されている. この冷凍機は, 近年国内外で着目され積極的に研究が進んでいるものの, 実用化に向けて更なる冷凍能力および効率の向上が急務となっている. 本研究では, これまで Fig. 1 左に示す磁性材料を充填したダクト(Active Magnetic Regenerator, AMR duct)が 90° ごとに配置された冷凍機において比較的low周波で運転を行い, 性能評価を行ってきた. その結果, 冷凍性能向上には単位時間当たりの多くの磁場変化回数および磁性材料と冷媒間の効率的な熱交換が必要であることがわかった. このため, Fig. 1 右に示す高周波運転に適した形状である, ダクトを周方向に隙間なく配置した冷凍機を考案した. よって, 全周配置型室温磁気冷凍機の性能について数値計算を用いて評価し報告する.

2. 数値計算方法

装置は, 磁性材料の Gd が充填されたダクト, 磁場変化を与える永久磁石, 磁石を回転させるモータなどで構成される. このため, 磁石が回転する際に対角線上のダクトにそれぞれ磁場変化が生じる構造になっている. 今回, 従来機は Fig. 1 下段左に示すように励磁側・消磁側を2ダクトずつパラレル接続し, 全周配置型装置は Fig. 1 下段右に示すように4ダクトずつパラレル接続する. 計算条件は高温端温度 $T_H=23^\circ\text{C}$, 流量 $10\text{L}/\text{min}$ 一定として1次元熱計算を行った.

3. 計算結果

従来型装置と全周配置型装置の性能を比較するため, Fig. 2 にダクトへの磁場変化周波数と温度差 $\Delta T=7^\circ\text{C}$ (低温端温度 $T_L=16^\circ\text{C}$) における冷凍能力と成績係数(COP)の関係を示す. 左軸に示す冷凍能力(実線)は, low周波運転時は従来型の方が高い値を示し, 2.5Hz 時に双方ともピークを得た. 一方, 右軸に示す成績係数(破線)については, 全周配置型の方が磁石を回転させるためのトルクが低減し, 結果としてモータの消費電力を抑えることができるため従来型と比較し高周波運転領域で効率が良いことがわかった.

また, システムを構成する際に主流な発熱媒体である Gd や La 系磁性材料は, 初期コストにおいて大きな割合を占めている. よって, 全周配置型装置においてダクトの冷媒流れ方向の充填層長さの影響を調べた. Fig. 3 に充填層長さとの関係を示す. 充填層長さが長いほど, より多くの熱を磁性材料から得られるため冷凍能力は向上した. 一方, 成績係数については冷凍能力が向上しても充填層内の圧力損失によって冷媒供給ポンプの消費電力が増大するため 200mm 以上では向上しなかった. したがって, 磁性材料や磁石などのコストを考慮すると, この場合は 200mm 程度が適当であることがわかる.

4. 結言

従来型と全周配置型の室温磁気冷凍機の性能比較, 及び全周配置型装置におけるダクトの冷媒流れ方向の充填層長さの影響を数値計算によって調査した.

その結果, 全周配置型室温磁気冷凍機は消費電力の抑制により高効率化が期待できることがわかった. また, 要求される動作温度範囲や冷凍性能に合わせて充填層長さを最適化することによりコスト評価が行えることを確認した.

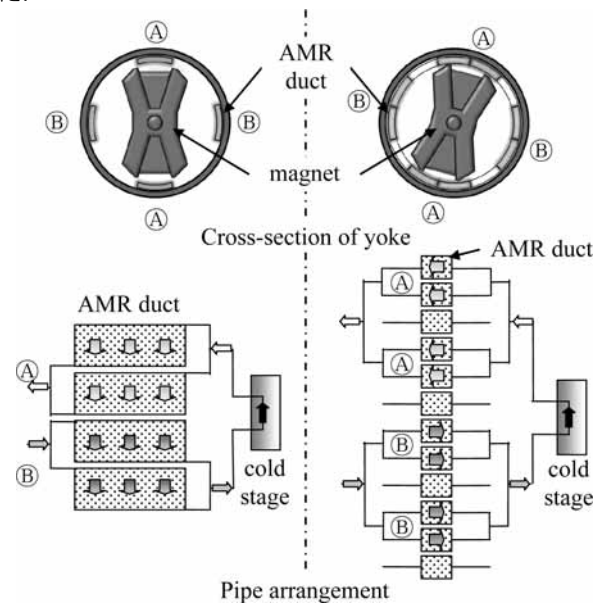


Fig. 1 Comparison of apparatus

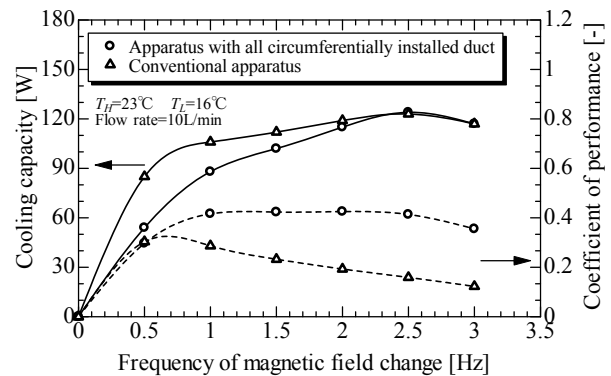


Fig. 2 Effect of operation frequency

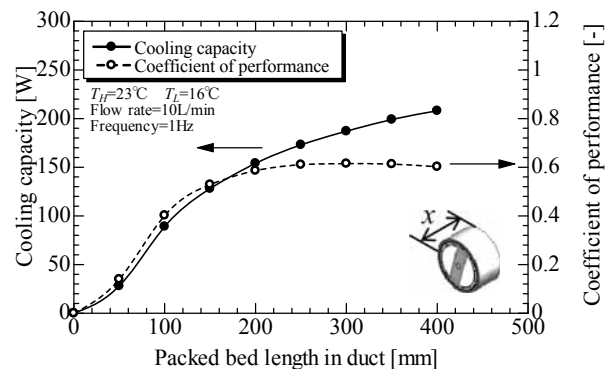


Fig. 3 Effect of packed bed length

20K 冷凍機用ステンレスメッシュ蓄冷材の数値解析

Numerical analysis of the stainless steel mesh regenerator material for 20K cryocoolers

増山 新二, 滝口 雄太(大島商船高専); 岩田 展幸, 山本 寛(日大)

MASUYAMA Shinji, TAKIGUCHI Yuta(Oshima National College); IWATA Nobuyuki, YAMAMOTO Hiroshi(Nihon Univ.)

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

1. はじめに

液体水素や高温超電導システムなどに適応可能な、高効率 20K 冷凍機の開発が要求され始めてきている。蓄冷式小型冷凍機において 20K という冷却温度は、蓄冷材や冷却ステージ数(1 段か 2 段)を選定する際に、開発者を悩ませる温度領域であると思われる。冷凍機の製作コストまで考慮すれば、既存の蓄冷材を使用し 1 段ステージで実現することが望ましい。

そこで本研究では、1 段冷凍機を想定し、その蓄冷材にステンレス(SUS)メッシュを積層した場合の 20K における性能評価を数値解析により行った。以下に、解析モデル、解析結果を述べる。

2. 解析モデル

数値解析モデルは、内径 52mm Φ 、長さ 20cm の 1 段蓄冷器を想定し、高温端 300K、低温端 20K とし、動作周波数を 2Hz 一定とした。平均圧力と圧縮比は、それぞれ 1.6MPa、2.2 とし、ヘリウムの質量流量は 5g/s とした。

計算ソフトは、NIST が配布している REGEN3.3 を使用した。蓄冷材の評価に使用した REGEN の出力結果は、冷凍能力と、COP に両端温度の比を掛けた熱力学的効率(thermodynamic second law efficiency) $\eta = T_h / T_c \cdot \text{COP}$ を用いた。

蓄冷器内に積層した SUS メッシュは平織であり、比較適容易に入手可能であろうメッシュサイズ、線径を選定した。計算に使用した 15 種類の SUS メッシュを Table 1 に示す。なお、表中の”No”は、通し番号である。

3. 一層構造の解析結果

高温端から低温端まで、同一の SUS メッシュを積層(一層構造)したときの、20K での冷凍能力結果を Fig. 1 に示す。横軸は、Table 1 の”No”に対応している。メッシュサイズにより冷凍能力に違いが現れているが、同じメッシュサイズでも、使用する線径により、冷凍能力に大きな差が生じている。最適な SUS メッシュは#350(0.035)(カッコ内の数値は線径[mm]を示す)であり、9.82W@20K の冷凍能力が得られている。

4. 二層構造の解析結果

次に、異種の SUS メッシュを高・低温側に積層(二層構造)したときの解析を行った。低温側は#350(0.035)とし、高温側に異種のメッシュを積層させ、それらの割合を変化させた。 η を Fig. 2 に示す。#350(0.035)メッシュ一層構造の結果もプロットしてある。この図において、横軸の意味は、例えば#150 メッシュが 0.7 のとき、高温端から 70%(14cm)までが#150 メッシュ、残りの 30%(6cm)が#350 メッシュである。また、各計算ポイントにおいて最適な線径が選ばれた。

二層構造の冷凍能力は、いずれのメッシュを高温側に使用しても、規格長さ 0.9 まで冷凍能力はほぼ同じであり、その値は#350 メッシュ一層構造と比較しても大差ない。一方で、Fig. 2 の η は、大きな違いが現れている。いずれのメッシュにおいても 0.9 以下の範囲で#350 メッシュ一層構造より大きな値が得られている。特に、#150 メッシュが 0.9 以下の範囲において最も大きな値を示している。

以上の結果から、冷凍能力と η の二つを同時に考慮すると、#150(0.065):#350(0.035)=0.8:0.2 あるいは、#150(0.065):#350(0.035)=0.9:0.1 の割合が最適であると見積もられた。

5. まとめ

高効率 20K 冷凍機の開発を目指して、1 段蓄冷器にステンレスメッシュを積層させたときの性能を数値解析により評価した。結果から、同一メッシュサイズでも線径により、性能に大きな差が生じることが分かった。また、二層構造にすることで、熱力学的効率が向上することが分かった。

なお、三層構造の解析も行っているが、現在のところ、二層構造の性能を上回る組合せは、見出されていない。

謝辞 本研究は、NIFS 一般共同研究「パルス管電流リードの蓄冷器における損失原因の究明」ならびに、日大共同研究「大出力パルスチューブ冷凍機の開発」の一環として実施している。

Table 1 Stainless steel mesh size and wire diameter

| No | Mesh size | Wire diameter [mm] | No | Mesh size | Wire diameter [mm] |
|----|-----------|--------------------|-------|-----------|--------------------|
| 1 | 150 | 0.05 | 10 | 300 | 0.03 |
| 2 | | 0.06 | 11 | 350 | 0.025 |
| 3 | | 0.065 | 12 | | 0.032 |
| 4 | 0.03 | 13 | 0.035 | | |
| 5 | 200 | 0.04 | 14 | 400 | 0.018 |
| 6 | | 0.05 | 15 | | 0.025 |
| 7 | | 0.02 | | | |
| 8 | 250 | 0.03 | | | |
| 9 | | 0.04 | | | |

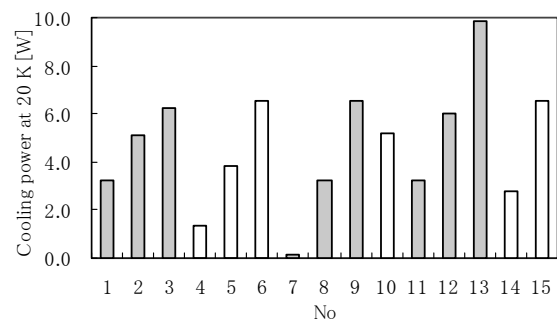


Fig. 1 Cooling power at 20K of one layer regenerator

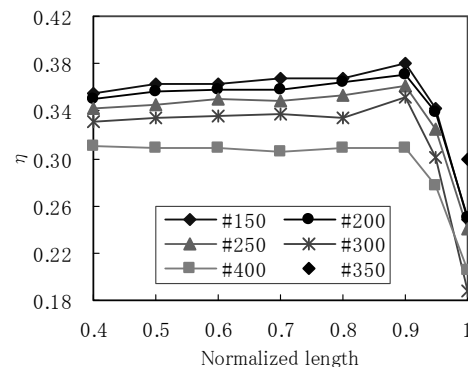


Fig.2 Second law efficiency of two layer regenerator

200 m 級超伝導直流送電実証実験装置(CASER-2)での 第一期冷却試験時のペルチェ電流リードの温度分布特性

Temperature distribution and performance of Peltier current lead for superconducting direct current transmission test device of CASER-2

河原敏男¹、渡邊裕文¹、浜辺誠¹、山口作太郎¹、江本雅彦²、引地康雄³、箕輪昌啓³ (中部大¹、核融合研²、昭和電線³)

KAWAHARA Toshio¹, WATANABE Hirofumi¹, HAMABE Makoto¹, YAMAGUCHI Satarou¹, EMOTO Masahiko²,
HIKICHI Yasuo³, MINOWA Masahiro³ (Chubu Univ.¹, NIFS², SWCC³)

E-mail: toshi@isc.chubu.ac.jp

1. はじめに

自然エネルギーと組み合わせてスマートグリッド構築の基盤技術となるものであり、近年強く実用化が求められている超伝導送配電システムの実用化を目指して、我々は研究を進めている。2006年には、20 m 級の直流超伝導ケーブル試験装置(CASER-1)を世界で初めて完成させ、熱侵入低減のための各種パラメータを評価してきた[1]。2009年度には、CASER-1を発展させ200 m 級超伝導直流送電実証実験装置(CASER-2)の建設を行った。

超伝導応用システムにとって熱侵入の低減がシステム性能であり、送配電システムでは大電力の入出力を行うため末端電流リードの高性能化が必須である[2]。そこで、CASER-2でも、末端の熱侵入低減としてペルチェ電流リード(PCL)が組み込まれている。CASER-2では、2010年1月から3月まで第一期冷却試験を行い、冷媒循環試験、超伝導ケーブル通電試験等を行った。本講演では、第一期冷却試験時の電流リードの性能評価のために、PCLに通電した際の温度等の特性評価結果として、冷却試験時の温度分布や通電電流依存性について報告する。特に、熱電部の両端には70 K程度の温度差が存在し、室温と低温部の温度差を熱電部に集中させてPCLによる熱侵入低減に成功した。

2. 実験

CASER-2のPCLの組み込み時の熱電材料の形状因子(Shape factor)は、別途計測したモデル熱電材料の物性値から求めた。CASER-2で用いている超伝導テープ線材が160 A級であるので、ペルチェ効果による熱ポンプ効果を考慮した熱伝導方程式を用いて、通電電流160 Aで最適化した[2,3]。

冷却試験時のPCLの特性評価として電流リード各部分の温度と電圧を測定した。非電流と通電時の温度分布を計測し、ペルチェ部の温度差の電流依存性を評価した。さらに、冷却試験中に測定した電気抵抗率を用いて熱伝導方程式によるシミュレーションを行い熱侵入の電流依存性を比較した。さらに、冷却時のパラメータを元に形状因子の再最適化とその際の熱侵入量を計算した。

3. 結果と議論

Figure 1に示すように、非通電時には熱電材料の低い熱伝導率を反映して、熱電部の両端で大きな温度差が観測された。さらに、通電時の特性評価として、第一期冷却試験では総通電電流1.2 kAまでの実験を行ったが、通電時にはペルチェ効果により非通電時に比べて温度差が増大し、断熱性能が向上した。しかし、熱電部両端の温度差の電流依存性を見ると、電流リードの電流が大きくなった際に温度差の増大率が少なくなることがわかった。

冷却試験時の熱電部の電気抵抗を見ると、例えば、室温で0.43 mΩであり、77 Kで0.41 mΩであった。モデルパラメータと比較すると電気抵抗率の温度変化が小さく、熱電材料の不均一性や電極界面抵抗等が影響を与えていることが予想される。そこで、実測された電気抵抗率を用いて熱侵入の電流依存性を計算した(Fig. 2)。熱侵入量は約32 W/kAと十分低

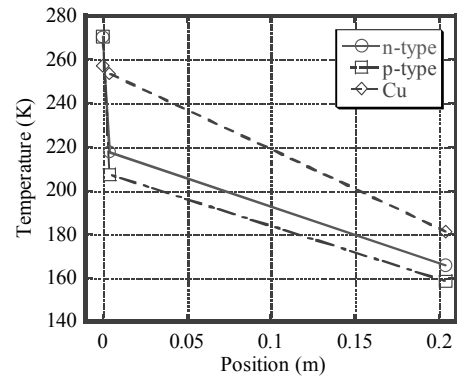


Fig. 1: Temperature distribution on PCL ($I = 0$).

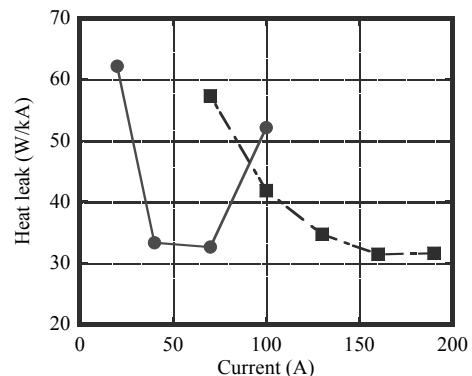


Fig. 2: Current dependence of heat leak on PCL. Filled circles is for heat leak using initial shape factors and filled squares using re-optimized shape factors.

減されているが、最適電流が比較的小さいことがわかった。そこで、形状因子の再最適化を行い、熱侵入量の電流依存性を計算した。形状因子の再最適化により通電電流の最適値が大電流側にシフトするとともに、熱侵入の小さい電流範囲が広がっていることがわかった。

4. まとめ

PCLの性能は熱電材料の特性に依存するため各種熱電材料の特性評価がPCLの性能に影響を与える。そのため、大電流が流れる送配電応用では、熱電材料の不均一性等の評価も含めて運用電流を決めていくことが重要であり、その結果、PCLによる末端熱侵入低減効果が最大限に活用できることがわかった。

参考文献

1. S. Yamaguchi, *et al.*: J. Phys.: Conf. Ser., Vol. 97 (2008) 012290
2. S. Yamaguchi, *et al.*: Rev. Sci. Instrum., Vol. 75 (2004) pp.207
3. H. Okumura, *et al.*: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 7 (1997) pp.715

多層断熱材のアルミ蒸着による熱侵入量の影響

Influence of the heat leak by aluminum evaporation of multilayer insulator

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

極低温装置の断熱材としてよく使われる多層断熱材(MLI)の性能試験について、伝導冷却試験装置を用い精度良く実施できるようになった。これまで、MLIに加わる面荷重による熱侵入量の影響を報告した [1]。しかし、無荷重での値は、MLIの素材によりバラツキがあることが分かっている。ここでは、MLIの主性能である熱侵入量を定める要因を調べるため、各種 MLI のアルミ蒸着フィルムのアルミ膜に着目して検討を行ったことについて報告する。

2. 多層断熱材の熱負荷測定

多層断熱材の熱負荷測定方法は既に報告[1]しているように、Fig.1に示すような伝導冷却試験装置を用いている。本測定では、低温ステージと直径 200mm の熱侵入量測定用の高温側プレート間に MLI 試料を挟み、糸で測定プレートを吊り上げ数 mm 程度のすき間を保持している。熱負荷は、温度制御している測定プレートの加熱量とした。図のように、測定プレートと同温に制御する放射シールドで覆うことにより、数 mW の精度で測定ができる。

各種メーカーの MLI を高温側 297K、低温側 80K で測定した結果、アルミ蒸着フィルム、ネットスペース各々 10 積層のもので 1.7~3.4W/m² と 2 倍近いバラツキがあることが分かった。

3. アルミ蒸着膜の影響検討

今回測定した 8 種類の MLI は、アルミ蒸着フィルム厚さ 6 μm と 12 μm、アルミ蒸着膜厚は 10~50nm、ポリエステル製ネットスペースは厚さ 0.1mm 以下、重さ 10g/m² 以下の数種類のものを使用。

無荷重での MLI の性能はアルミ蒸着膜の放射が多く影響すると考えアルミ膜を調査した。使用した MLI のアルミ蒸着フィルムを短冊状に切断し表面抵抗を測定し、常温(20℃)でのアルミの抵抗率から膜厚を算定し、仕様の膜厚値と照合し確認した。

アルミ蒸着膜厚と熱侵入量の関係を Fig.2 に示した。図から分かるように膜厚が厚いほど熱負荷が減る傾向が若干見られるが 50nm 厚の試料は 3W/m² と高めである。

そこで、アルミ蒸着フィルムを液体窒素温度に冷却し表面抵抗を測定し、常温での値と比較した結果、抵抗比(R_{RT}/R_{77K})は 1.7~2.5 と純アルミの抵抗比 8 程度に比べ低く、アルミ膜質の低下が見られた。アルミ蒸着フィルムに用いられるターゲットは高純度アルミが用いられることから、蒸着時のフィルムとの残留応力などに影響していると考えられる。

この抵抗比(R_{RT}/R_{77K})を用いて熱負荷の相関をグラフ化した結果、Fig.3 のように、抵抗比(R_{RT}/R_{77K})が大きいほど熱負荷特性が改善する相関があることが分かる。

以上のことから、無荷重における MLI の断熱性能は、アルミ蒸着膜の状態に依存することが分かった。

4. まとめ

伝導冷却試験装置を用い MLI の熱負荷を測定した。無荷重での熱負荷は、アルミ蒸着膜の抵抗比(R_{RT}/R_{77K})に良く相関し、アルミ蒸着膜の質が MLI の断熱性能に影響することが分かった。

参考文献

[1]横山彰一ほか:第 81 回低温工学・超電導学会予稿集(2009)141

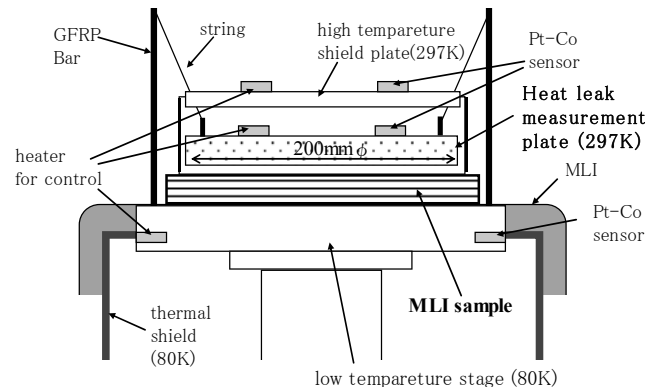


Fig.1 Schematic drawing of the heat load measurement system by conduction cooling at no-load.

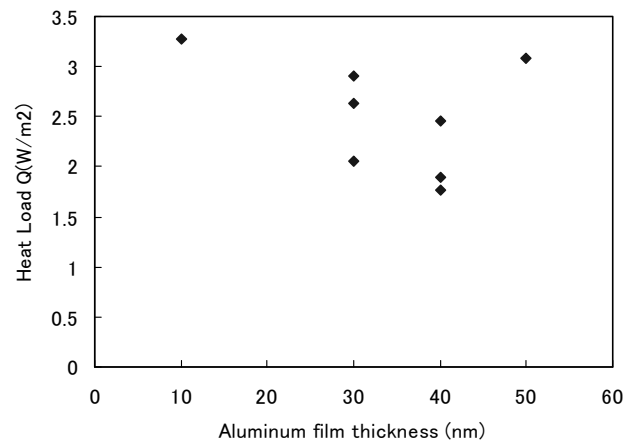


Fig.2 Heat load dependence of aluminum thickness

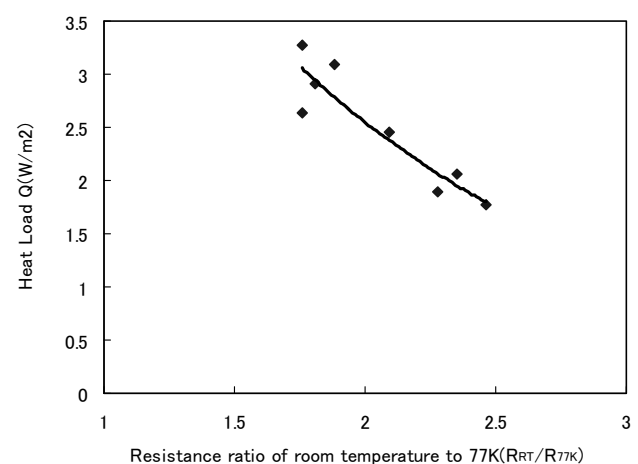


Fig.3 Heat load dependence of resistance ratio of the aluminum

レーザー核融合高速点火方式用クライオターゲットの開発

—フォーム内における固体燃料充填率の評価研究—

Development of the cryogenic target for Fast Ignition of Inertial Confinement Fusion
— Characterization of the ratio of filling the solid fuel into the foam layer —

藤村 猛, 中井 光男, 乗松 孝好, 本間 啓史, 町 真次, 疇地 宏 (大阪大学レーザーエネルギー学研究センター);
岩本 晃史 (核融合科学研究所)

FUJIMURA Takeshi, NAKAI Mitsuo, NORIMATSU Takayoshi, HOMMA Hirofumi, MACHI Shinji (ILE);
IWAMOTO Akifumi (NIFS)

E-mail: t-fujimura@ile.osaka-u.ac.jp

要旨

レーザー核融合のターゲットに燃料を充填する方法として、スポンジ状の低密度フォームに液体燃料を充填し、固化させる方法が開発されている。ここで、燃料が固化する際に密度が上昇し、固体燃料層に気泡が出来る。この気泡はレーザー核融合の効率を低下させる。そこで、固体燃料を含むフォーム層内の気泡を減らす方法と、燃料層中の気泡の割合を正確に評価する方法の開発が求められている。本研究では、独自に考案した固体水素の充填率をあげる方法を実施し、フォーム内部の固体水素の充填率の評価手法を新たに提案する。

1. 緒言

大阪大学レーザーエネルギー学研究センター(ILE)では高いエネルギー利得を得ることが出来る高速点火手法に注力し、エネルギー利得0.1を目標としたFIREX-I計画を進めている[1]。この計画においてはFig.1に示すようなターゲットが必要である[2]。このターゲットの低密度フォームの部分に水素同位体燃料を液体で充填し固化させる。燃料の固化に伴い密度変化が生じ気泡が発生することが指摘されている。この燃料層中の気泡はレーザー核融合の爆縮性能を低下させる。ここで、実際にどれくらい気泡が発生しているか、言い換えるとフォーム層における固体燃料の充填率は調べられていない。そこで、可能な限り固体燃料の充填率を上げる方法の開発と、固体燃料の充填率を評価する方法の開発が求められている。そこで、今回の研究では、干渉計測を用いた固体燃料の充填率の評価手法を開発し、更に独自に固体燃料の充填率を上げる方法を考案し、実験的にその有効性を調べた。

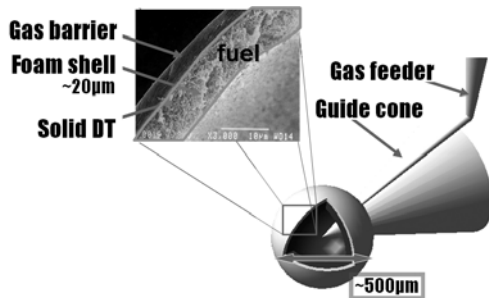


Figure 1. A schematic view of a cryogenic target with a plastic foam shell and a gas feeder.

2. 実験方法

屈折率を測定するためにFig.2 に示すような三角柱(ウェッジ型)のサンプルを用いた。フォームのあるものとないものの二種類を用意した。基準となる固体水素の屈折率を測定するためにフォームが含まれていないものを用いた。フォーム内部の気泡を含んだ固体水素のみかけの屈折率を測定するためにフォームの含まれているものを用いた。フォーム材はレゾルシノールとホルマリンの重合物であるフェノール系フォーム材(RF foam)である[3]。

冷凍機付きクライオスタットを用いて、ガスヘリウムの熱伝達によりサンプルを冷却した[4]。どちらの場合も、サンプルを14K付近まで冷却した後、液体水素を充填した。独自に考案した固体水素の充填率を高める方法とは、サンプル下側から固化させ、ゆっくり上側に進行させることである。その状況を作るためにサンプルの上下に温度勾配をつけ、温度勾配をつけたまま、徐々に温度を下げていき固化させた。

屈折率を測定するために、マッハツェンダー型の干渉計を用いた。その光源にはHe-Neレーザー(633nm, 594nm)を用いた。液体水素を充填した場合と、固体水素を充填した場合の干渉縞の間隔を測定し、屈折率が既知である液体水素の縞間隔と固体水素の縞間隔を比較することにより、相対的に固体水素の屈折率を求めた。このとき、フォームがある場合には、フォーム層内部の気泡を含む固体水素のみかけの屈折率が測定できる。フォーム内に含まれる固体水素のみかけの屈折率と、固体水素の屈折率を比較することによって、フォーム内に充填された固体水素の充填率を評価した。

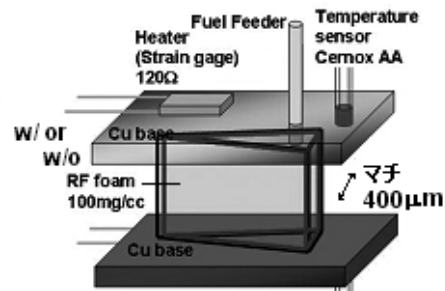


Figure 2. A schematic view of the wedge sample.

3. 結果

固体水素の屈折率は1.135と測定できた。フォーム層内の気泡を含む固体水素のみかけの屈折率は1.133であり、固体燃料の充填率は98%であると計算できる。

4. まとめ

屈折率の比較から充填率を評価する手法を提案した。温度勾配を設けた固体燃料の充填率を上げる方法を実験的に試した。また、その充填率の評価手法を新たに提案した。今回の実験ではフォーム内部の充填率は98%であると評価されほぼ100%の充填率が実現できた。

参考文献

- [1] H. Azechi and the FIREX project, *Plasma Phys. Control. Fusion* **48** (2006) B267-B275.
- [2] K. Nagai *et al.*, *Nucl. Fusion* **45** (2005) 1277-1283,
- [3] F. Ito *et al.*, *Japanese Journal of Applied Physics* **45**, No. 11, (2006) L335-L338
- [4] A. Iwamoto *et al.*, *Proceedings of the 21 st IAEA Conference Fusion Energy* (2006) IF/P5-1

レーザー核融合高速点火方式用クライオターゲットの開発 —ターゲット冷却時の機械的な課題—

Development of the cryogenic target for fast ignition of laser fusion —Mechanical issues of assembled target at cryogenic environment—

岩本 晃史, 坂上 仁志 (NIFS);

藤村 猛, 中井 光男, 乗松 孝好 (阪大レーザー研); 砂原 淳 (レーザー総研)

IWAMOTO Akifumi, SAKAGAMI Hitoshi (NIFS);

FUJIMURA Takeshi, NAKAI Mitsuo, NORIMATSU Takayoshi, (ILE, Osaka Univ.); SUNAHARA Atsushi (ILT)

E-mail: iwamoto.akifumi@LHD.nifs.ac.jp

1. はじめに

高速点火用ターゲットは、固体燃料層を含むプラスチックシェル、点火レーザーをガイドする金製コーン、シェルに直接燃料を供給するガラス製燃料供給管から成り、接着剤を使用してそれらを一つのターゲットに組み立てている。燃料は固体水素(同位体)であり、室温で組み立てられたターゲットは10K程度まで冷却される。異種材料で構成されるターゲットでは材料間の熱収縮差による機械的な問題やそれに起因するターゲットの変形が予想される。これらは、ターゲットの健全性や核融合反応効率に影響する。本報告ではANSYSを使用した計算結果から、冷却に起因するターゲットの機械的な課題とその対策の検討について報告する。

現在、大阪大学レーザーエネルギー学研究センター(ILE)ではFast Ignition Realization Experiment (FIREX)計画を遂行中である。この計画では、新方式である高速点火方式によるレーザー核融合の実現を目指しており、核融合反応を起こすために2種類のレーザーを必要とする。一つは燃料を超高密度に圧縮するレーザー、もう一方はその圧縮された燃料を加熱し、核融合点火を起こすレーザーである。米国では中心点火方式用ターゲットをほぼ完成させているが、高速点火方式ではそれとは異なる仕様のターゲットを新たに開発する必要がある。主に ILE と NIFS が共同でそのターゲット開発を行っている。

2. FIREX 用ターゲットの仕様

Fig.1 に代表的な FIREX 用ターゲットを示す。各部品はエポキシ樹脂により接着されている。厚さ約20ミクロンの球殻状の固体燃料層(水素同位体)が PS シェル内面に形成され、この燃料層は表面荒さや真球度などの厳しい基準を満たす必要がある。

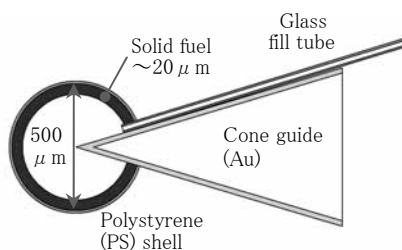


Fig. 1 Typical target for FIREX.

3. ターゲットの冷却試験結果

これまでに行った冷却試験において観察された典型的

な冷却試験失敗例を Fig.2 に示す。金製コーンガイドと PS シェル間の接着部から固体状の水素が噴出しているのが見える。室温でのリーク試験時にはシェルの気密性が確認されており、冷却過程にリーク発生の要因があることが推測できる。

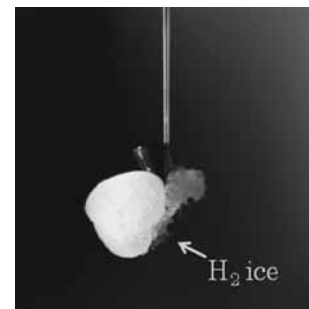


Fig. 2 Leak tightness failure after cool down.

4. ANSYSを使用した評価

ターゲットの2次元軸対称モデル化を行い、室温から10Kへの冷却時に生じる変形や熱応力などについて ANSYS を使用した評価を行った。Fig.3 に冷却後の変形や熱応力などの計算結果を示す。最大応力や最大ひずみはシェルとコーンガイドの接着部分で発生しているが、接着剤として使用しているエポキシ樹脂が破壊する応力やひずみには達していない。すなわち、理想的な状態であればエポキシ樹脂により気密性が保たれているはずである。しかし、実験ではリークが発生している。これは、エポキシ樹脂が不均一に塗布され、その最も弱い部分から破壊が起こった可能性が考えられる。よってターゲットの気密性を保つためには、このエポキシ樹脂による接着部の健全性が重要であり、その破壊を避ける対策:均一性や接着剤の量の制御など、が必要である。

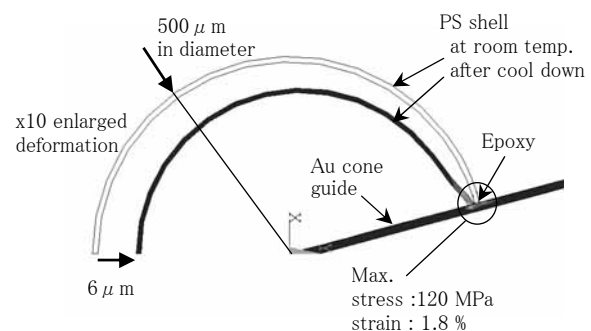


Fig. 3 ANSYS calculation on target cool down.

超 1GHz-NMR マグネット内層酸化物超電導コイルの特性

Characteristics of inner-most oxide superconducting coil for 1.03 GHz magnet

長谷隆司, 財津享司, 宮崎隆好 (神戸製鋼); 細野政美, 高杉憲司 (日本電子);
山崎俊夫, 前田秀明 (理研); 崔 世鎔, 松本真治, 木吉 司 (NIMS)

HASE Takashi, ZAITSU Kyoji, MIYAZAKI Takayoshi (Kobe Steel); HOSONO Masami, TAKASUGI Kenji (JEOL);
YAMAZAKI Toshio, MAEDA Hideaki (RIKEN); CHOI Seyong, MATSUMOTO Shinji, KIYOSHI Tsukasa (NIMS)

E-mail : hase.takashi@kobelco.com

1. はじめに

真鍮で補強した Bi-2223 テープ線材では、4.2 K に冷却することにより、導体テープ面に外部磁場が平行な場合には、外部磁場 28 T 中でも 200 A/mm^2 を上回る高いオーバーオール
の臨界電流密度値(臨界電流を導体の全断面積で除した値)が得られる[1]。920 MHz-NMR マグネットの最内層 Nb₃Sn コイルを、上記の真鍮補強 Bi-2223 線材を用いた最内層 Bi-2223 コイルで置き換えることにより、金属系超電導線材だけでは困難と考えられる 1.03 GHz (24.2 T) の NMR マグネットの実現を目的として研究開発を進めている。この最内層 Bi-2223 コイルの製作を行い、これを 920MHz-NMR マグネットの Nb₃Sn コイルとドッキングして、その特性評価の試験を行った。その結果、目標仕様を満足する結果が得られた。その内容について報告する。

2. 実験方法

Bi-2223 テープ線材 1 枚を厚さ $50 \mu\text{m}$ の 2 枚の真鍮製テープで挟んだ断面構造(幅 4.45 mm×厚さ 0.36 mm)を有する Bi-2223 線材 5 スプール分を用いて、Table 1 に示すコイルに巻線した。線材全長は 3,211 m であり、線材巻線部内に 5 箇所
の常電導接続を含む。このコイルを 920MHz-NMR マグネットの Nb₃Sn コイルのポア内に挿入し、Nb₃Sn コイルと直列に接続した。コイル全体を 4.2 K に冷却し、途中で電流を一定に保ちながら 240 A までは 1.8 A/min の速度で励磁し、240 A から 255 A までは 1.0 A/min の速度で励磁した。Bi-2223 テープ線材を並列に接続した銅ブスバーを含むコイル両端電圧を測定し、ホール素子によりコイル中心の磁束密度を測定した。

3. 実験結果

製作した最内層 Bi-2223 コイルへの通電パターンと、コイル両端電圧の時間変化を Fig. 1 に示す。電流を変化させている間は、コイルインダクタンスによる電圧が 0.14 V または 0.09 V 程度発生しているが、255 A での 6 min 間の連続通電時のコイルの発生電圧は 0.82 mV であることが明らかになった。このことから、コイル巻線部内の常電導接続、銅電極および銅ブスバー 2 本の抵抗の合計は $3.2 \times 10^{-6} \Omega$ であり、目標の $8 \times 10^{-6} \Omega$ 以下であることが確認できた。また、255 A 通電時にコイル全体で 15.0 T の磁束密度を発生しており、設計通りであることを確

認した。この時、Nb₃Sn コイルで 11.2 T、最内層 Bi-2223 コイルで 3.8 T を発生したと考えられる。今回の試験は、全コイルの発生磁束密度が 15.0 T であり、1.03 GHz-NMR マグネットの 24.2 T に比べると 9.2 T 低い値ではあるが、1.03 GHz-NMR マグネットの定格電流である 245 A 以上の電流を安定して流すことができることを実証できた。

謝辞

この開発は、独立行政法人科学技術振興機構の産学イノベーション加速事業(先端計測分析技術・機器開発事業)による成果である。

参考文献

[1] T. Hase, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 78 (2008) p.74.

Table 1 Parameters of the inner-most Bi-2223 coil.

| Winding | Production results |
|------------------------|--------------------|
| Winding inner diameter | 78.4 mm |
| Winding outer diameter | 124.0 mm |
| Winding height | 840 mm |
| Number of total layers | 54 |
| Number of total turns | 10,094 |
| Total conductor length | 3,211 m |

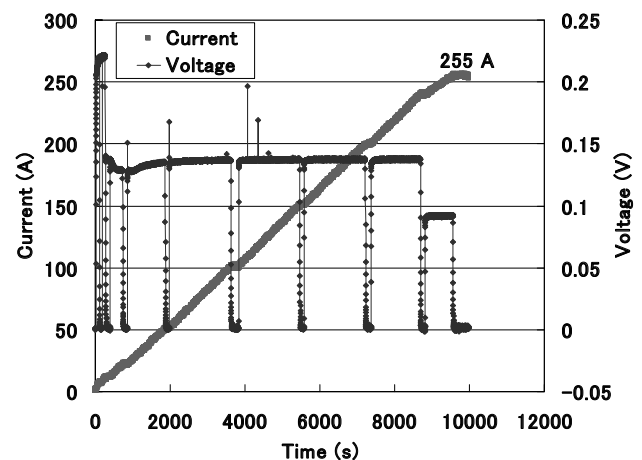


Fig. 1 Operation pattern and voltage behavior of the inner-most Bi-2223 coil.

高温超伝導材料を利用した次世代 NMR 技術の開発; 高電流密度コイル化技術の構築(1)—電磁力評価用 REBCO コイル#1, #2 の製作—

Development of the next-generation NMR technology using HTS materials;

For achievement of HTS coil with high operating current density (1)

- Fabrication of REBCO #1 and #2 coils for tests under electro-magnetic forces -

松本 真治, 崔 世鎔, 木吉 司(物材機構); 大塚 昭弘, 濱田 衛(JASTEC);

前田 秀明(理研); 柳澤 吉紀, 中込 秀樹(千葉大学); 末松 浩人(日本電子)

MATSUMOTO Shinji, CHOI Seyong, KIYOSHI Tsukasa (NIMS); OTSUKA Akihiro, HAMADA Mamoru (JASTEC);

MAEDA Hideaki (Riken); YANAGISAWA Yoshinori, NAKAGOME Hideki (Chiba Univ.), SUEMATSU Hiroto (JEOL Ltd.)

E-mail: matsumoto.shinji@nims.go.jp

1. はじめに

科学技術振興機構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」研究開発テーマ「超伝導システムによる先進エネルギー・エレクトロニクス産業の創出」において、プロジェクト「高温超伝導材料を利用した次世代NMR技術の開発」を遂行している。プロジェクトでは、超伝導マグネットおよびプローブ(検出器)に高温超伝導材料を適用することで、性能と利便性を大幅に向上させた次世代NMRシステムの開発を目指している [1]。目標である、高温超伝導線材からなる600MHz(14T)-NMRマグネットを開発するため、その基盤となるRE系線材のコイル化技術の構築を行っている。RE系線材は、他の超伝導線材と比較して、線材としての高い臨界電流密度と高い耐引張応力特性を持つ。よって、NMRマグネットのコンパクト化が期待できる。マグネットのコンパクト化は、マグネットが占有する空間の軽減に繋がり、実用上、極めて重要である。

NMRマグネット用のRE系線材のコイル化技術構築のためには、コイルの対電磁力特性を検証する必要がある。そこで、評価用REBCOコイルを製作し、17.2 T の印加磁場中で通電試験を行うことで対電磁力特性を評価した。

2. 電磁力評価用コイル製作

電磁力特性は、直径 139 mm コールドボア中に、17.2 T を発生させる超伝導マグネットを用いて行った。現在入手可能なREBCO線材のうち、非磁性の HASTELLOY®基板を持つものを使用し、電磁力評価用REBCOコイル(#1,#2)を製作した。各コイルの諸元を TABLE I に示す。コイル#1 は、最外層(第8層)の途中で線材が不足したため、線材をはんだ接続し延長した。コイルの巻線方法は、NMRマグネットへの応用を考え、磁場均一度に優れ、高い線材充填率を得ることを期待できるレイヤー巻を採用した。テープ線材のレイヤー巻によるコイル化は、これまでの Bi 系線材での製作実績からも可能であると判断した。評価用REBCOコイルの試験結果については、次講演[2]においても報告するが、コイル#1 は試験中に線材が溶断した。この溶断は、線材の接続部では生じておらず、コイル端付近で発生していた。一方、コイル#2 は、400 A までの通電試験に成功した。

謝辞

本研究は、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」として、科学技術振興機構からの委託により実施したものである。

参考文献

1. H. Suematsu: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 82 (2010) p.185
2. S. Matsumoto et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 83 (2010) 1C-p03

TABLE I PARAMETERS OF LAYER WINDING REBCO COILS #1, #2

| REBCO#1 | | |
|---------------------------------------|-------------------------|--------------------------|
| | Design | Result |
| Conductor/Supplier | REBCO/SuperPower Inc. | |
| Conductor Width×Thickness | 4.00 mm × 0.11 mm | |
| Insulated Conductor Width×Thickness | 4.10 mm × 0.21 mm | |
| Winding Type | Layer | Layer |
| Coil Inner Diameter | 80.0 mm | 79.1 mm |
| Coil Outer Diameter | 83.36 mm | 82.5 mm |
| Coil Height | 100.0 mm | 98.44 mm |
| Total Layers | 8 layers | 8 layers |
| Total Turns | 184 turns | 179 turns |
| Conductor Length | 47.22 m | 45.45 m (*1) |
| Impregnation | Wax | |
| Central Magnetic Field (*2) | 0.7163 T | 0.7064 T (*4) |
| Maximum Magnetic Field (*3) | 18.026 T | 18.015 T (*4) |
| Maximum BJR (*3) | 661.8 MPa | 646.9 MPa (*4) |
| Current Density/Coil (*2) | 438.1 A/mm ² | 415.61 A/mm ² |
| Current Density/Conductor (*2) | 909.1 A/mm ² | |
| REBCO#2 | | |
| | Design | Result |
| Conductor/Supplier | GdBCO/Fujikura Ltd. | |
| Conductor Width × Thickness | 5.00 mm × 0.22 mm | |
| Insulated Conductor Width × Thickness | 5.10 mm × 0.32 mm | |
| Winding Type | Layer | Layer |
| Coil Inner Diameter | 80.0 mm | 79.0 mm |
| Coil Outer Diameter | 86.40 mm | 85.30 mm |
| Coil Height | 100.0 mm | 100.54 mm |
| Total Layers | 10 layers | 10 layers |
| Total Turns | 180 turns | 186 turns |
| Conductor Length | 47.05 m | 48.02 m |
| Impregnation | Wax | |
| Central Magnetic Field (*2) | 0.6955 T | 0.7200 T (*4) |
| Maximum Magnetic Field (*3) | 18.004 T | 18.027 T (*4) |
| Maximum BJR (*3) | 274.3 MPa | 262.0 MPa (*4) |
| Current Density/Coil (*2) | 225.0 A/mm ² | 234.9 A/mm ² |
| Current Density/Conductor (*2) | 363.6 A/mm ² | |

(*1) joint in the 8th layer

(*2) operating current of 400 A.

(*3) operating current of 400 A; backup field of 17.2 T

(*4) estimation

高温超伝導材料を利用した次世代 NMR 技術の開発; 高電流密度コイル化技術の構築(2)—電磁力評価用 REBCO コイル#1, #2 の試験結果—

Development of the next-generation NMR technology using HTS materials;

For achievement of HTS coil with high operating current density (2)

- Experimental results of REBCO #1 and #2 coils under electro-magnetic forces -

松本 真治, 崔 世鎔, 木吉 司(物材機構); 大塚 昭弘, 濱田 衛(JASTEC);

前田 秀明(理研); 柳澤 吉紀, 中込 秀樹(千葉大学); 末松 浩人(日本電子)

MATSUMOTO Shinji, CHOI Seyong, KIYOSHI Tsukasa (NIMS); OTSUKA Akihiro, HAMADA Mamoru (JASTEC);

MAEDA Hideaki (Riken); YANAGISAWA Yoshinori, NAKAGOME Hideki (Chiba Univ.), SUEMATSU Hiroto (JEOL Ltd.)

E-mail: matsumoto.shinji@nims.go.jp

1. はじめに

科学技術振興機構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」研究開発テーマ「超伝導システムによる先進エネルギー・エレクトロニクス産業の創出」において、プロジェクト「高温超伝導材料を利用した次世代NMR技術の開発」を遂行している。プロジェクトでは、超伝導マグネットおよびプローブ(検出器)に高温超伝導材料を適用することで、性能と利便性を大幅に向上させた次世代NMRシステムの開発を目指している [1]。前講演[2]で示した、2種類のREBCO線材を使用し製作した電磁力評価用REBCOコイル通電試験結果について報告する。

2. コイル試験結果

コイルのロードラインをFig.1に示す。REBCO線材の臨界電流は、印加磁場の強度と角度に依存するため、コイルの臨界電流は、コイル内部における磁場強度と磁場のテープ面に対する印加角度を考慮する必要がある。ロードラインは、巻線実績によるコイルパラメータにより、通電電流を400 Aに設定し求めたものである。磁場方向は、テープ面から2.7° (REBCOコイル#1)および2.5° (REBCOコイル#2)であった。印加磁場 B_{ex} と通電電流 I_{op} の条件を、($B_{ex}[T]; I_{op}[A]$)=(0;400)→(10;100)→(17.2;400)→(10;400)と順次変えながら、コイル#1およびコイル#2の通電試験を行った。400 Aは使用したプローブの許容電流である。

コイル#1は、 $B_{ex}=17.2$ Tの印加磁場中での通電試験において、200 A付近でコイル電圧の上昇傾向が見られたため、条件の400 Aまでの通電は行わなかった。その後、 $B_{ex}=10$ T

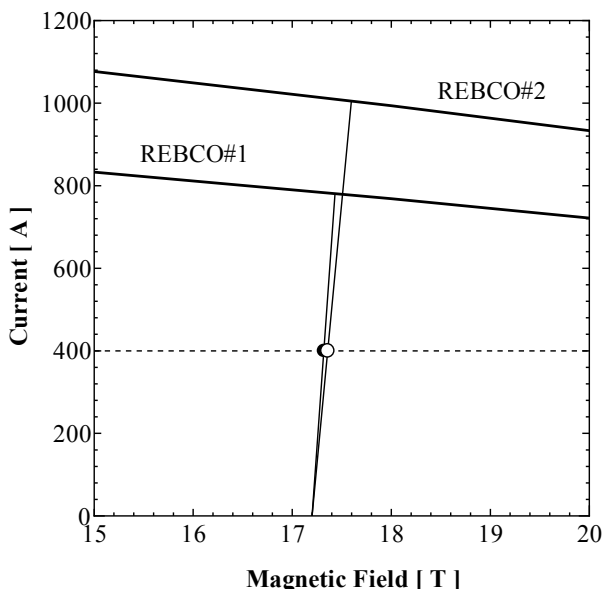


Fig.1 Load lines of REBCO coils #1 and #2.

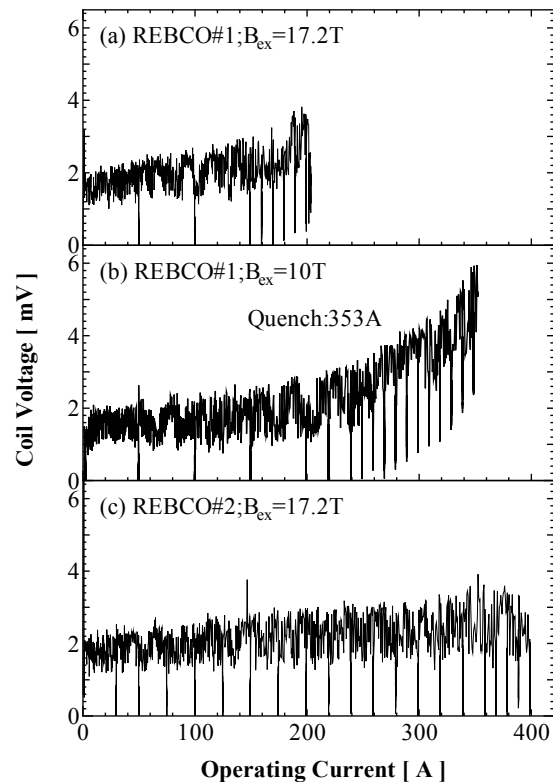


Fig.2 Coil voltage of REBCO coil (a) #1 at $B_{ex}=17.2$ T, (b) #1 at $B_{ex}=10$ T, and (c) #2 $B_{ex}=17.2$ T. REBCO coil #1 quenched at $I_{op}=353$ A and the conductor was fused.

の印加磁場中での通電試験中に、353 Aでクエンチし、その後コイルを検証したところ、線材が溶断していることが判った。コイルを巻き戻して観察したところ、コイルの端部に線材の凹みが見られた。コイル製作過程において線材にダメージを与え、クエンチの一因となった可能性がある。コイル#2は、 $B_{ex}=17.2$ Tの印加磁場中で400 Aまで通電することができた。

謝辞

本研究は、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」として、科学技術振興機構からの委託により実施したものである。

参考文献

1. H. Suematsu: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 82 (2010) p.185
2. S. Matsumoto et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 83 (2010) 1C-p02

積層構造高温超電導バルク体を用いる小型 NMR 用高磁界発生用マグネットの 捕捉磁場特性に関する研究

Study on characteristics of the trapped magnetic field of stacked HTS bulk magnets for compact NMR device

今井 諒, 木本 敬章, 矢野 順一, 金 錫範(岡山大学)

Makoto Imai, Takaaki Kimoto, Yorikazu Yano, SeokBeom Kim (Okayama University)
kim@elec.okayama-u.ac.jp

1. はじめに

近年、核磁気共鳴分光法 (NMR) はタンパク質の構造解析に有用なツールとして食品や医療分野で注目されており、最近では、金属系および酸化物系超電導線材を用いた超電導マグネットによる GHz 級の NMR 装置が開発されている。しかしながら、既存の NMR 装置は、まだ非常に高価・大型であるために大きい病院や研究所、大学などで設置されているもの個人が自由に使える装置とは言えないのが現状である。もし、安価・小型で、さらに簡便な方法で使える NMR 装置が開発され、研究室ごと、または各個人が自由に使えるようになると、高性能 NMR 診断装置で測定する前の基礎診断や判断などが可能となるため、医学分野や食品開発など幅広い分野において急速な進展が得られると考えられる。これまでの研究により、複数バルク体を積層バルク構造にすることにより、高強度で空間均一度の優れた磁場を発生可能であることが分かっている。またバルク間にギャップを設けることによりマグネットが伸長し、空間磁場均一度が向上する。そこで、本研究では、厚みが薄い (5 mm) 複数の高温超電導バルク体を用いて、試料測定空間での磁場均一度を向上させるための積層構造の最適化を図るためのバルク体間のギャップ依存性について実験を行い、また、数値解析との比較による検討を行ったので、その結果について報告する。

2. 小型 NMR 用マグネットの概要

本研究で開発する NMR 装置は、酸化物超電導体の強力な捕捉磁場を利用するものであり、高温超電導バルク体または、高温超電導薄膜を積層構造にしたマグネットを小型低温容器に挿入し、低温容器を外部磁場印加装置である励磁用超電導マグネットの室温空間に配置して磁場中冷却方式 (FC 法: Field cooling Method) を採用して高温超電導体を着磁させる。高温超電導体が着磁された後は、低温容器ごと励磁用マグネットから取り出して NMR 用マグネットとして使用することが可能となるため非常にコンパクトな装置となる。本研究は、直径 20mm の球状測定空間に 4.7T (200MHz 相当) の均一磁場を発生させることを当面の目標としており、その目標を達成させるためには、積層構造の最適化や適切な冷却方法の選定などが必要になると思われる。

3. 実験方法および結果

本研究では、GdBCO 酸化物超電導バルク体を用いた NMR 用マグネットについて検討を行っている。試料には、外径 60mm、内径 20mm、厚み 5mm のバルク体を 4 個 (Bulk A, B, C, D) 用いた。実験に用いた積層構造高温超電導バルク体の概念図を図 1 に示す。バルク体の捕捉磁場分布およ

び内部磁場の分布については、高感度測定可能なホール素子とパソコンにより制御可能な 3 軸ステージを用いることで高精度の磁場分布測定を行った。図 2 はバルク体高さ方向磁場分布の測定結果を示す。また、図 2 には比較のため厚み 20mm の単一バルク体 (Bulk E) の高さ方向磁場分布をあわせて示している。図 2 から磁場強度においてはギャップなしの場合がギャップありの場合に比べて高いものの、高さ方向への磁場強度分布の平滑度はギャップを設けた方が向上されている。この原因としては、バルク体間のギャップを設けることでマグネットの高さが相対的に伸長したことと共にバルク体が離れて配置されることによって磁場補正効果が同時に行われたためであると考えられる。しかしながら、積層バルク体の各々の磁場捕捉能力を考慮すると、4 個積層した場合は、印加磁場である 2 T 程度の磁場強度を捕捉するはずであるが、実際の磁場強度は約 1.60 T しか得られてない。この原因としては、バルク体の厚みが薄いため相対的なピンニング力が弱く、臨界電流密度の磁場依存性が低いためであると考えられる。その結果、磁場分布の平滑度も Bulk E に比べて悪くなっている。

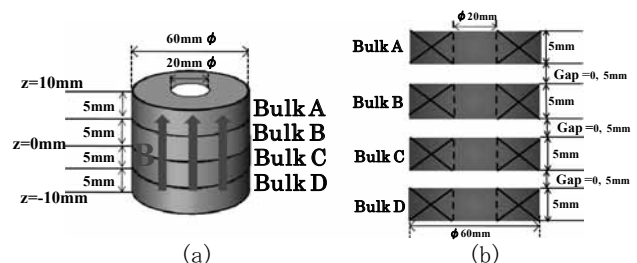


Fig.1 (a) To-scaled schematic drawing of a four stacked HTS bulk magnet (a) and various axial gap length between the bulks (b).

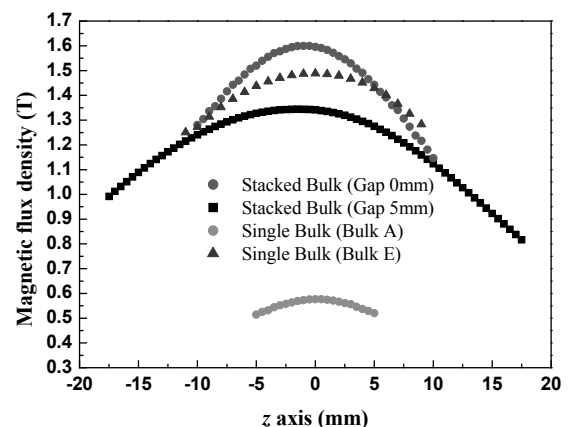


Fig.2 Measured magnetic field distributions along the axial direction in the single and stacked HTS bulk annuli at 77 K.

液体水素のプール冷却における過渡熱伝達特性

Transient heat transfer from a horizontal flat plate in a pool of liquid hydrogen

塩津 正博、小林 啓人、竹上 泰樹、白井 康之、畑 幸一(京大);
 達本 衡輝(原子力機構)、小林 弘明、成尾 芳博、稲谷 芳文(JAXA)

SHIOTSU Masahiro, KOBAYASHI Hiroto, TAKEGAMI Taiki, SHIRAI Yasuyuki, HATA Koichi (Kyoto Univ.);
 TATSUMOTO Hideki (JAEA), KOBAYASHI Hiroaki, NARUO Yoshihiro, INATANI Hirohumi(JAXA)

E-mail: shiotsu@pe.energy.kyoto-u.ac.jp

1. はじめに

筆者等は、液体水素冷却超電導システム設計に必要なデータベース確立をめざして、液体水素熱伝達の実験的研究を行っている。本稿では、液体水素浸漬冷却過渡熱伝達、特に液体窒素冷却のような膜沸騰直接遷移の有無を明らかにすることを目的として、水平上向き平板発熱体に指数関数状上昇発熱を与えた場合の熱伝達を、広い圧力範囲でサブクール度を変化させて測定した。

2. 試験発熱体

液体水素プール中に、巾 5 mm、長さ 60 mm の SUS316 平板発熱体を長さ方向を水平に巾方向を垂直に設置した。発熱率が指数関数状になるように制御して電流加熱し、電気抵抗変化から発熱体平均温度を測定した。熱流束はエネルギーバランス式から、発熱体表面温度は、測定した平均温度と熱流束から厚さ方向の熱伝導式を解いて求めた。実験装置の全容、条件設定・試験方法は既に報告した[1]ので省略する。

3. 実験結果と考察

実験は大気圧から 700 kPa までの圧力下、飽和及びサブクール状態で行った。発熱体に時間と共に指数関数状に上昇する発熱率 $Q = Q_0 \exp(t/\tau)$ を与え、上昇周期 τ を 0.008s から 8 s まで種々変化させて過渡熱伝達特性を調べた。

Fig.1に代表的な沸騰熱伝達曲線を示す。縦軸は熱流束、横軸は発熱体表面の飽和温度からの上昇分である。図中○印は比較的速い $\tau = 0.016$ s の場合である。熱流束上昇と共に発熱体温度も上昇し、飽和温度を8K程度超えたところで沸騰が開始する。以後熱伝達の良い核沸騰領域を上昇し、臨界熱流束(CHF)に達すると熱流束が減少し表面温度が急上昇する。非沸騰域の熱伝達は液が動かないとした過渡熱伝導の式

$$h = (k_l \rho_l c_{p,l} / \tau) \quad (1)$$

とよく一致している。 h は熱伝達係数。比較のため、ゆっくりした上昇である $\tau = 4$ s の熱伝達を図中に△印で示す。非沸騰熱伝達係数、沸騰開始過熱度、CHF 共 $\tau = 0.016$ s の場合より低い。非沸騰域の熱伝達は McAdams の自然対流熱伝達式とほぼ一致している。

Fig.2は、104kPa, 400kPa, 700kPa における CHF と τ の関係を示す。各圧力における CHF は、 τ の減少とともに単調に上昇し、液体窒素冷却のような膜沸騰直接遷移による急激な減少[2]は見られない。同一 τ における圧力の影響は、104kPa から 400kPa 近傍までは圧力上昇と共に僅かに大きくなり以後小さくなっている。

Fig.3は、圧力 700kPa, サブクール度 0K, 5K, 8K における CHF と τ の関係を示す。各サブクール度における CHF は、 τ の減少とともに単調に上昇しており膜沸騰直接遷移は見られない。同一 τ における CHF は、データのばらつきにより $\tau = 0.008$ s の点で僅かに逆転していることを除けばサブクール度が大きいほど大きい。

参考文献 [1]吉川ら:2009 年度秋季低温工学超電導学会予稿集 1D-a09

[2] A. Sakurai, et al.: Cryogenics, Vol.32 (1992) p.421.

謝辞 この研究の一部は、JSPS 科研費(20360127)、MEXT 科研費(20760141)の補助を受けた。

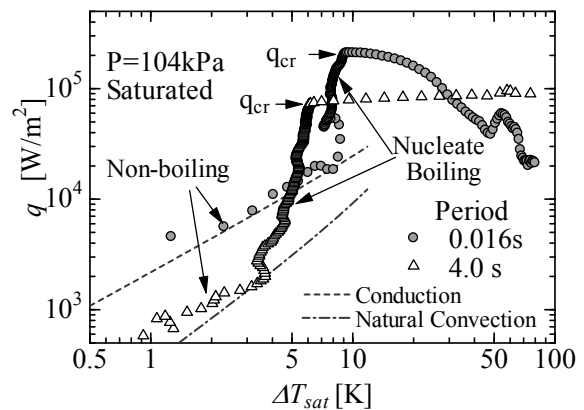


Fig.1 Typical boiling curves under saturated condition.

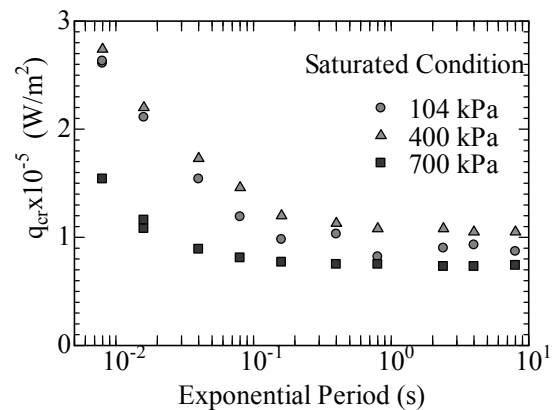


Fig.2 CHF under saturated condition vs. exponential period with pressure as a parameter.

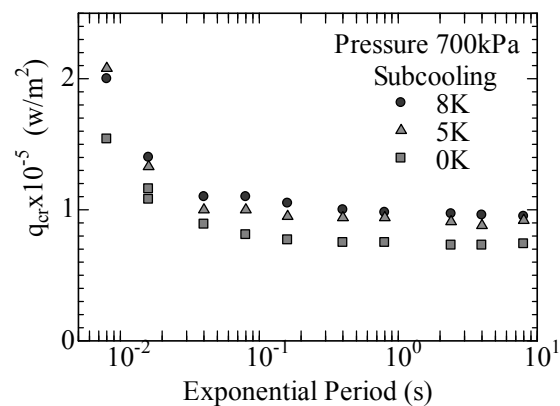


Fig.3 CHF vs. exponential period at pressure of 700 kPa with subcooling as a parameter.

垂直円管内超臨界水素の強制対流熱伝達

Forced flow boiling heat transfer of supercritical hydrogen

達本 衡輝 (原子力機構)、塩津 正博、小林 啓人、吉川 浩太郎、白井 康之、畑 幸一 (京大)
 小林 弘明、成尾 芳博、稲谷 芳文 (JAXA)

TATSUMOTO Hideki (JAEA), SHIRAI Yasuyuki, SHIOTSU Masahiro, KOBAYASHI Hiroto, YOSHIKAWA Kotaro, HATA Koichi (Kyoto Univ.);
 KOBAYASHI Hiroaki, NARUO Yoshihiro, INATANI Yoshifumi (JAXA)
 E-mail: shirai@energy.kyoto-u.ac.jp

1. はじめに

超臨界圧 (1.5MPa) の条件下で臨界温度以下の低温水素が電流加熱垂直円管内を上向きに流れる場合の円管内部における強制対流熱伝達を流速、液温を変えて測定した。本講演では入口流体温度が臨界温度以下とそれ以上の場合の熱伝達特性を報告する。

2. 試験発熱体

装置や実験方法の詳細は既に報告しているので省略する[1]。試験発熱体は、外側をFRPブロックで断熱した内径 6 mm、厚さ 0.2 mm、長さ 100 mm の SUS316 製薄肉パイプを試験槽内トランスファチューブの一端に接続し、垂直に支持した。この試験体を準定常的に直流電流加熱して、電気抵抗変化から発熱体平均温度を測定した。発熱体表面温度は、平均温度の垂直軸方向分布を無視し、測定した平均温度と熱流束から厚さ方向の熱伝導式を解いて求めた。

3. 実験結果と考察

水素の臨界圧力は、1.28MPa、臨界温度は 32.94K である。実験は超臨界圧水素 (1.5MPa) の入口流体温度 (T_{in}) を 21, 30, 33.5K に変化させた。流速は 1~12m/s の範囲で、加熱電流を連続的にゆっくり上昇させて熱伝達特性を求めた。

入口流体温度が臨界温度よりはるかに低い 21 K の場合と臨界温度に近い 30 K の場合の強制対流熱伝達特性結果を Fig. 1、Fig. 2 にそれぞれ示す。強制対流熱伝達特性は、発熱体表面熱流束 q と発熱体表面温度 (T_w) の入口温度 (T_{in}) からの上昇分 ($\Delta T_L = T_w - T_{in}$) を用いて評価した。熱流束は、流速が大きいほど、 ΔT_L が大きいほど大きくなる。各流速において、発熱体表面温度が水素の臨界温度に到達する $\Delta T_L \approx 12$ K (Fig. 1) 及び 3 K (Fig. 2) 近傍を境として高い ΔT_L 域で熱伝達が悪くなっている。図中に、筆者等[1]が導出した超臨界圧流体強制対流熱伝達表示式(1)を破線で示す。

$$Nu_B = 0.023 Re_B^{0.8} Pr_B^{-0.4} F_c \tag{1}$$

$$F_c = \left[1.0 + 108.7 \left(\frac{D_e}{L} \right)^2 \right]^{0.25} \left(\frac{\rho_w}{\rho_B} \right)^{0.34} \left(\frac{\mu_w}{\mu_B} \right)^{-0.17}$$

$$\overline{C_p} = (h_w - h_B) / (T_w - T_B), \quad Pr_B = \overline{C_p} \mu_B / \lambda_B$$

ここで、 F_c は修正係数、添え字 B は、入口流体温度、 w は発熱体表面温度における値を示す。

図示するように、臨界温度以下の領域の熱伝達は Dittus-Boelter 式と良く一致している。 $\Delta T_L = 100$ K 近傍までは、実験結果は式(1)により良く記述されている。しかし、 $\Delta T_L > 100$ K の領域の熱伝達は、式(1)より大きくなる傾向を示している。これは発熱体内表面近傍の温度境界層がある程度厚くなると主流との相互作用によって乱され剥離が起こるためであると推測される。

Fig. 3 は、入口温度が臨界温度より僅かに高い 33.5 K の実験結果を示す。この実験装置ではポンプを使わないで試験槽からサブタン

クに圧力差で流体を移送するため、流体温度が臨界温度を超えると流れが不安定となり、臨界温度のごく近傍しか実験できていない。この場合の実験結果も式(1)で記述できるように思われる。

参考文献

- [1] 吉川ら: 2009 年度秋季低温工学超電導学会予稿集 1D-a09
- [2] 塩津ら: 2010 年度春季低温工学超電導学会予稿集 2D-a07

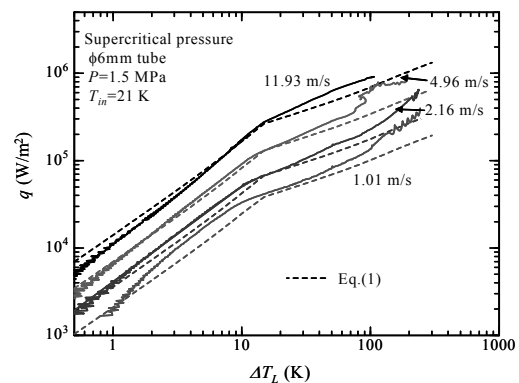


Fig.1 Heat transfer characteristics for $T_{in}=21$ K at supercritical pressure of 1.5 MPa

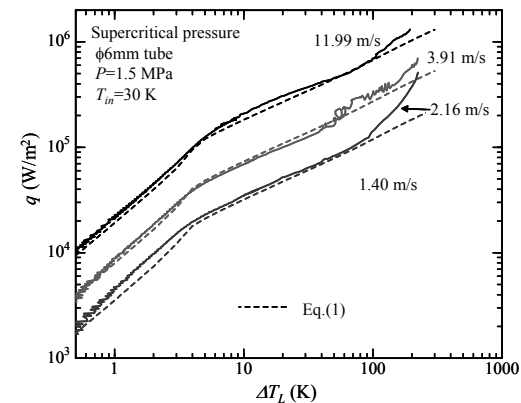


Fig.2 Heat transfer characteristics for $T_{in}=30$ K at supercritical pressure of 1.5 MPa

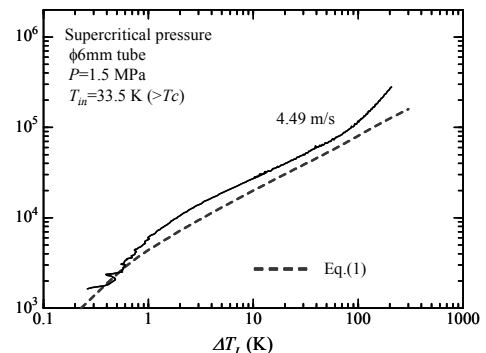


Fig.3 Heat transfer characteristics for $T_{in}=33.5$ K at supercritical pressure of 1.5 MPa

強制対流液体水素の飽和沸騰 DNB 熱流束表示式

Empirical Equation of saturated DNB heat flux in forced flow of liquid hydrogen ;

竹上泰樹、小林 啓人、吉川 浩太郎、白井 康之、塩津 正博、畑 幸一(京大);

達本 衡輝(原子力機構);小林 弘明、成尾 芳博、稲谷 芳文(JAXA);木下 勝弘(関電)

TAKEGAMI Taiki, KOBAYASHI Hiroto, YOSHIKAWA Kotaro, SHIRAI Yasuyuki, SHIOTSU Masahiro, HATA Koichi (Kyoto Univ.);

TATSUMOTO Hideki (JAERI); KOBAYASHI Hiroaki, NARUO Yoshihiro, INATANI Yoshifumi (JAXA); KINOSHITA Katsuhiko (KEPCO)

E-mail: takegami@pe.energy.kyoto-u.ac.jp

1. はじめに

飽和条件下において液体水素が電流加熱垂直円管内を上向きに上昇する場合のDNB熱流束を系圧力、流速及び加熱管直径を変えて測定した。本稿ではその実験結果を記述する表示式を提示する。

2. 試験発熱体

装置や実験方法の詳細は先に報告した[1]ので省略する。試験発熱体は、外側をFRPブロックで断熱した内径3.0mm及び6.0mm、長さ100mmのSUS316製薄肉パイプを試験槽内トランスファーチューブ一端に垂直に支持した。この試験体を直流電流加熱して、その電気抵抗変化から発熱体平均温度を測定した。発熱体表面温度は、平均温度の垂直軸方向分布を無視して、測定した平均温度と熱流束から厚さ方向の熱伝導式を解いて求めた。

3. 実験結果と考察

実験は、系圧力0.4~1.1MPaの飽和条件下で流速を種々変え、加熱電流を連続的にゆっくり上昇させて定常熱伝達特性を測定し、DNB熱流束を求めた。

Fig. 1に、圧力1.1MPaの場合における種々の流速に対する熱伝達曲線を示す。縦軸は熱流束、横軸は発熱体表面の飽和温度からの温度上昇分である。発熱体表面温度が飽和温度を僅かに超えると核沸騰が開始する。核沸騰が開始すると、熱伝達が良くなるため各流速の曲線とも勾配が大きくなる。熱流束がある値(DNB熱流束)に到達すると熱伝達が急に悪化し、僅かな加熱電流の増加で表面温度が大きく上昇する。強制対流沸騰の場合、後流側から先に核沸騰限界状態となり発熱率の増加と共に上流側に移行するので、プール沸騰のように膜沸騰にジャンプするのではなく弱い正勾配で連続的に上昇する。

Fig. 2は、DNB熱流束 $q_{DNB,sat}$ と流速の関係を示す。DNB熱流束は、図示するように各圧力とも流速が大きくなるほど大きい。注目すべきは、DNB熱流束に系圧力の影響が殆ど見られないことである。飽和プール沸騰臨界熱流束が圧力に強く依存するので対照的である。これは既に報告している[2]ように、プール沸騰の臨界熱流束が水力的不安定性や過熱限界によって決まるため圧力の影響を強く受け高圧域で減少したのに対し、蒸気 quality の低い飽和沸騰強制対流の場合、発生気泡の流れによる輸送限界がDNB熱流束を決めているためと考えられる。この輸送限界に対応する蒸気最大質量流量は、主に液質量流量(G)とWeber数(We)に依存すると推測される。また、他に影響を与える因子はボイド率でこれは発熱管長さとの比(L/d)に比例する。そこで、 $q_{DNB,sat}$ の実験結果をFig. 3の $\log\{q_{DNB,sat} G^{-1} h_{fg}^{-1} (\rho_v/\rho_l)^{-0.8} (L/d)^{0.1}\}$ と $\log(We)$ のグラフ上に示す。図示するように実験結果は大略 $\pm 20\%$ の誤差で記述されている。

$$q_{DNB,sat} = 0.09 G h_{fg} (\rho_v/\rho_l)^{0.8} (L/d)^{-0.1} We^{-0.3} \quad (1)$$

ここで $We = G^2 d / (\rho_l \sigma)$

比較的短い管内の強制対流 DNB 熱流束表示式としては、核融合実験装置のダイバータからの高密度除熱を対象とした畑らの水の実験結果とそれに基づく表示式がある[3]。達本らは、液体水素のサブクール強制対流DNB熱流束を求め、サブクール度が小さくなるに従って畑式が実験結果を過小評価することを明らかにして同式を修正し

た表示式を提示した[4]。これらの式は顕熱輸送のみを考慮しているためサブクール度がゼロになると DNB 熱流束をゼロと表示する。この研究において著者らは潜熱輸送分を広い範囲な条件下で初めて定量的に明らかにし、その表示式を提示した。これは、種々の液体に適用可能な一般的な強制対流 DNB 熱流束表示式の確立に寄与することが期待される。

参考文献

- [1]達本ら:2009年度秋季低温工学超電導学会予稿集 1D-a08
- [2]吉川ら:2009年度秋季低温工学超電導学会予稿集 1D-a09
- [3]K.Hata et al.:JSME Int. J. Series B (2004) 47, p. 306.
- [4]H.Tatsumoto et al.; ICEC23-ICMC2010, Wroclaw Poland 2010.

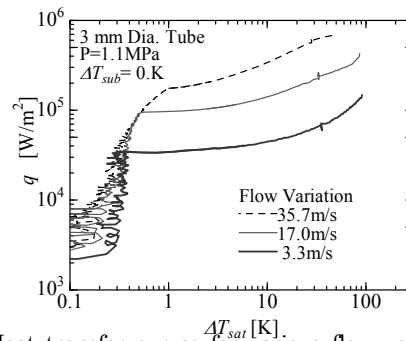


Fig.1 Heat transfer curves for various flow velocities under saturated condition at 1.1 MPa.

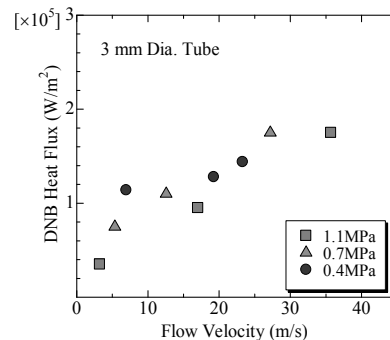


Fig.2 DNB heat flux versus velocity with pressure as a parameter.

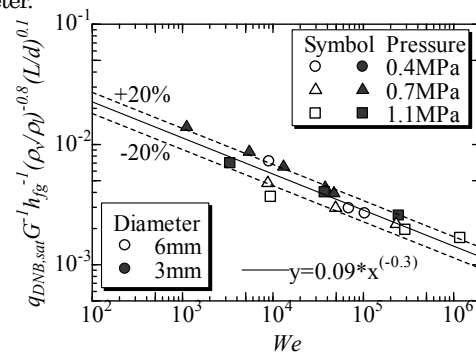


Fig.3 Comparison of the authors Eq.(1) with the experimental data for 3 mm and 6 mm heaters.

融解を考慮したスラッシュ窒素の熱伝達率計測

Measurement of heat transfer coefficient in slush nitrogen with melting

池内 正充, 矢口 広晴(前川); 武田 実, 満沢 啓大(神戸大学); 淵野 修一郎(産総研)

IKEUCHI Masamitsu, YAGUCHI Hiroharu (Mayekawa); TAKEDA Minoru, MITUZAWA Keita (Kobe university);

FUCHINO Shuichiro (AIST)

E-mail: masamitsu-ikeuchi@mayekawa.co.jp

1. はじめに

スラッシュ窒素(以下 SN2)による冷却では固体の融解潜熱が利用できることが特徴である。これまで我々は SN2 の熱伝達率の計測を行い、その特性を検討してきた[1]が、管内搬送流中での試験であるため加熱部(1m)に滞留する時間が非常に短く、融解潜熱が熱伝達率に十分寄与したか不明であった。そこで今回新たに試験装置を製作し、融解中の SN2 の熱伝達率の計測を行ない液体窒素のそれと比較を行なった。

2. 実験装置

実験装置は液体窒素を貯めるガラスデュワ、同内に設置するヒータ部及び攪拌器から成る。円柱状のヒータ部(Fig.1)は電気絶縁されたヒータ線と壁面温度計測用の熱電対(AuFe-Cr)を FRP の躯体に巻きつけ、伝熱セメントで固定している。ヒータに印加する電力はスライダックで調整する。攪拌器は45°に傾けた6枚羽根をインバータ付きモータで回転させている。ヒータ内の温度、流体の温度、ヒータ電力量はロガーで計測しメモリ内に保存する。

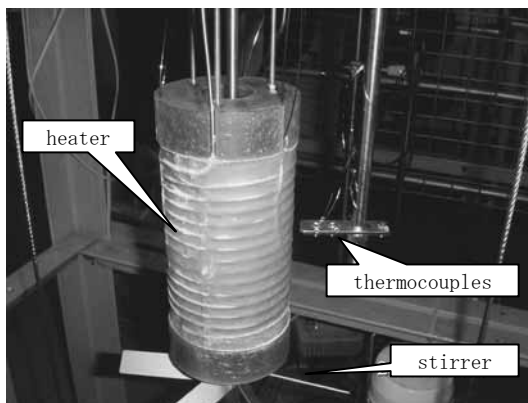


Fig.1 Test instrument for heating

3. 実験

実験はヒータ加熱量と攪拌羽根回転数を変数として実施した。試験に用いる SN2 は、デュワ内に液体窒素(以下 LN2)を注入後、真空引きで生成した。その濃度(固相率)は三重点到達後から SN2 生成終了時までの液面減少量から求めているが、試験開始時の固相率はほぼ 20%であった。生成後は設定回転数で攪拌を行い固液がほぼ均一になったことを確認後、所定のヒータ熱量を加え、温度変化を観測した。

4. 実験結果

実験の一例を Fig.2 に示す。ヒータ印加後ヒータ壁面温度は上昇するが流体温度は加熱前と同一の温度を保ち、その後壁面、流体温度ともに一定速度で上昇していく。これは、固体存在中は融解潜熱により流体温度が一定を保ち、固体消滅後に温度が上昇していくためと考えている。

試験から求めた熱伝達率を Fig.3 に示す。同図中の SN2 と LN2 の区分は流体温度が上昇を開始した時点としている。また、試験開始時はヒータ壁面温度が上昇していく途中であり、熱伝達率が安定していないが、その後、緩やかに熱伝達率

は上昇していく。これは固体窒素の融解、その後の LN2 温度の上昇に伴い粘度が低下し伝熱が促進されるためと考えている。

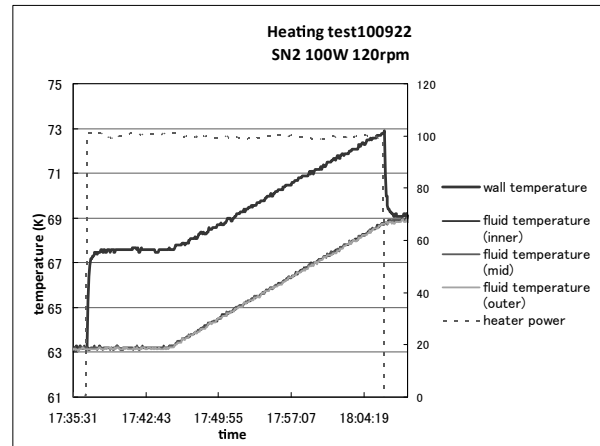


Fig.2 Example of heating tests

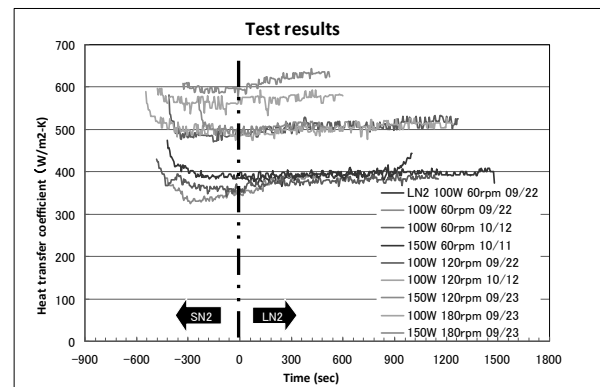


Fig.3 Heat transfer coefficient

5. まとめ

SN2 から LN2 に至る連続的な加熱実験を実施し、以下のことを明らかとした。

- 固体の融解は早く、熱が加熱面からすばやく固体に伝達される。
- 固体が存在すれば流体温度は一定(融解温度)に保たれる。
- 壁面からの熱伝達は SN2 と LN2 でほぼ同等と思われるがさらに実験が必要である。

謝辞

本研究に関し、財団法人国際超電導産業技術センター 超電導工学研究所 塩原 融 所長に適切かつ的確なアドバイスを頂いた。ここに深く謝意を表し、お礼を申し上げる。

参考文献

1. M. Ikeuchi, et al.: "TEION KOGAKU", 42 (2007) 96-101 (in Japanese)
2. M. Ikeuchi, et al.: Abstract of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p.58

微小重力下における He II 膜沸騰の蒸気膜挙動

Vapor behavior of film boiling in saturated He II under micro gravity using drop tower

高田 卓(筑波大学);木村 誠宏, 岡村 崇広(KEK);村上 正秀(筑波大学)

TAKADA Suguru (U. of Tsukuba); KIMURA Nobuhiro, OKAMURA Takahiro (KEK); MURAKAMI Masahide (U. of Tsukuba)
E-mail: takada@kz.tsukuba.ac.jp

1. はじめに

微小重力下の飽和 He II においては、そのサブクール度が無い環境である事から、主に沸騰限界について研究が行われてきた。しかしながら、実験の困難性から実験例が非常に少なく、特に沸騰挙動については、明らかになっていない。我々は世界で初めて、落下塔を使用した微小重力における He II 可視化実験システムを構築した¹⁾。多様な条件下での沸騰実験を繰り返す事で明らかになった特徴について報告する。

2. 自由落下塔

微小重力環境を得るため、産総研北海道センターに設置された開放型の自由落下塔を用いた。この落下塔は、2重カプセル方式であり、実験装置が搭載される内側のカプセルは、空気抵抗の効果を抑えられる為、 1×10^{-3} G 未満の質の高い微小重力場が 1.27 sec 得られる。2重カプセルは電磁石によって上方から支えられ、落下開始を操作する。約 10 m の自由落下の後、最下方 3 m、平均 6 G 程度の制動距離を経て、制止する。

3. 実験装置

落下塔の許容仕様は、実験装置の重量が 100kg 未満、サイズは $\phi 720 \times 820$ mm 以内である。Fig. 1 に実験に用いた可視化窓付小型クライオスタットの概略図を示す。クライオスタット、小型ポンプ、高速度カメラ、データロガー、ラップトップ PC から構成された実験装置の重量は約 70 kg であった。クライオスタットには、 $\phi 10$ mm の可視化窓が設置されており、LED ライトを光源に、テレセントリックレンズを配した高速度カメラによって、密度変化に感度のあるシャドウグラフ法を構成している。実験槽には $\phi 0.05$ mm のマンガニン線、SUS304 線をヒータとして使用し、沸騰を引き起こした。ヒータには落下開始 1 秒前から落下終了まで、一定の熱流束を印加した。

4. 実験結果

微小重力下における蒸気膜の様相は、1G 環境下蒸気膜に比して非常に大きな蒸気膜となる。Fig. 2, 3 は、それぞれ落下開始の瞬間から蒸気膜が成長する様子を示している。蒸気膜は落下直前の蒸気膜の形状に大きく影響されていることが分かる。また、Fig. 4 に示すケースでは、1G 環境下では沸騰しておらず、微小重力状態となってから沸騰を開始したものである。蒸気膜が振動しながらヒータ全域に広がる様子が捉えられている。約 1 W/cm^2 よりも低い熱流束においては、微小重力下においても沸騰が確認されず、微小重力下における臨界熱流束は 1 W/cm^2 程度と考えられる。

しかしながら、上記のように異なる蒸気膜様相にもかかわらず、Fig. 5 に示すように、その熱伝達率は、温度や熱流束によらず $0.04\text{--}0.05 \text{ W/cm}^2\text{K}$ の間で、ほぼ同程度の値をとった。さらに、平衡に達する緩和時間はいずれの場合も約 0.5 秒未満であり、Fig. 4 のような微小重力下になった後沸騰を始めたものにおいても同様であった。

謝辞

産総研北海道センターにおける自由落下塔使用において、永井 秀明、間宮 幹人(産総研)の両氏には多大な協力をいただいた。

参考文献

1. 木村 誠宏, 高田 卓, 他 “微小重力実験を目指した小型可視化窓付超流動クライオスタットの開発”、低温工学 Vol. 45-5 (2010) pp. 238-243

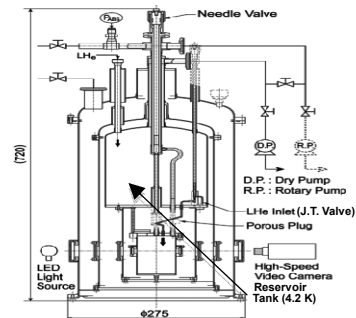


Fig.1 schematic illustration of the small cryostat with optical windows

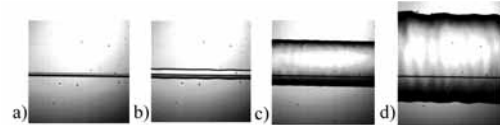


Fig.2 a time series of visualization results of He II film boiling in the transition from 1G to $\mu\text{-G}$ state with a parallel vapor-liquid interface. 1.75 K 2.56 W/cm^2 (a) 0 s (starting free fall) (b) 43 ms (c) 87 ms (d) 130 ms

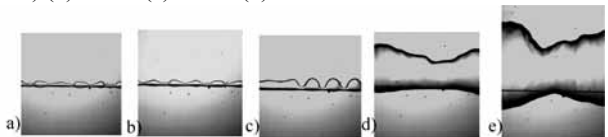


Fig.3 a time series of growing up of gas-liquid interface in $\mu\text{-G}$ 1.92 K 2.63 W/cm^2 (a) 0 s (starting free fall) (b) 43 ms (c) 87 ms (d) 130 ms (e) 152 ms

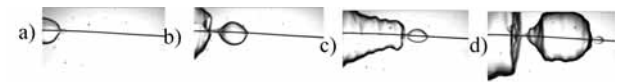


Fig.4 a time series of initial generation of boiling under $\mu\text{-G}$ 1.93 K 1.416 W/cm^2 (a) 152 ms (b) 173 ms (c) 195ms (d) 216ms

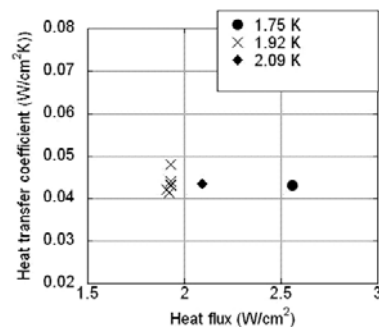


Fig.5 heat transfer coefficient of He II film boiling under $\mu\text{-G}$

挿入管径 1/2 インチのヘリウム循環装置 A helium circulation system with 1/2 inch insert tube

武田 常広(東京大学)、岡本 雅美、片桐 啓志((株)新領域技術研究所)

Tsunehiro Takeda(The Univ. of Tokyo), Masayoshi Okamoto and Keishi Katagiri (Frontier Technology Institute, Inc.)

E-mail: takeda@brain.k.u-tokyo.ac.jp

1. はじめに

我々はMEG(脳磁計)用ヘリウム循環装置(HCS)を開発し、そのHCSを東京大学の440チャンネルMEGに搭載して、HCSを運転中にMEG計測が可能であること、ランニングコストを1/10以下に出来ることなどを実証してきた。しかしながら、当該HCSはトランスファーチューブ(TT)の挿入管が3/2インチであったため、一般のMEG装置に利用するには利用MEGの改造を必要としていた。挿入管の受入れポートの径を3倍にするだけであるが、結果的にはMEGデュウ全体を改造しなくてはならないため利用が困難であった。そこで、挿入管径を標準の1/2インチにし、利用機器のTT挿入口に挿入するだけで、一般の超伝導利用測定機器に利用可能なHCSを開発し、液化能力を計測したので報告する。

2. HCSのコンセプト

精密計測機に用いられているSQUIDは、超伝導状態にあるため、それが発生する熱は極めて小さい。また、ヘリウムガスから液体ヘリウムを生成する過程では、常温ヘリウムから数十Kのヘリウムガスを作ることは比較的容易だが、その低温ガスを更に冷やして、液体ヘリウムを作るために大量のエネルギーが必要になる。そこで、生成が容易な低温ヘリウムガスをデュウのネックチューブ部に大量に流しデュウへの侵入熱を奪うことにより、デュウの液体ヘリウム部に侵入する熱を少なくし、液体ヘリウムは出来るだけ蒸発直後に回収してすぐに液化して戻す方式のヘリウム循環システムを開発してきた。冷凍機は信頼性の高い4K1.5WGM冷凍機を用い、循環装置内に混入する不純物を精製し、精製器が不純物で閉塞した場合自動運転で閉塞を解除できるシステムを開発してきた。

今回は、TT挿入管の太さを3/2インチから1/2インチとして、一般の機器に機器の改造無く利用可能とすると共に、冷凍機を1台として、装置全体を小型にすることを試みた。

3. 開発装置

Fig.1は、東京大学の440チャンネルベクトル型MEG装置に搭載されて、1.5年以上実証試験を続けているHCSの外観を示す。1.5W4KGM冷凍機を2台用いて、14ℓ/日以上以上の液体ヘリウム循環を達成し、HCSを運転中でも通常のMEG計測に支障が無いことが確認されている[1,2]。

Fig.2は、今回開発しているHCSを試験デュウで試験運転中の様子を示す。本HCSは、1.5W4KGM冷凍機を1台用いるので、冷凍チャンバが大幅に小さくなっている。一般の超伝導機器の隣に置き、液体ヘリウムを8ℓ/日以上以上の循環させることを目標としている。従来のHCSのTT挿入管は、液体ヘリウム、蒸発直後のヘリウムガス(温度約6K)およびデュウを冷却するための約40Kのヘリウムガスを同軸多重管で流すために、太さが3/2インチになっていた。特に、凝縮器における液化によるヘリウムガスの自然吸引による循環を容易にするために、低温ヘリウムガスの帰還路を広めに用意していた。しかしながら、ガスが低温なので流れるガスの量が少ないこと、粘性抵抗も小さいことなどから、大きな流路は必要ないので大幅に流路を狭くした。すなわち、TT挿入管の太さを標準の1/2インチにするため、蒸発直後のヘリウムガスを凝縮器に導入するための流路を1/20以下にした。

また、MEG用HCSでは、3つの流体を真空層で分離した多重同心管の中を流し、大気熱が一番大切な液体ヘリウムに侵入しないようにした。それぞれの流路を熱的に分離する必要があるため、どうしても挿入管の径が大きくなった。今回は、相互にSIで熱分離した3つのパイプを、まとめてシールド管で熱シールドすることによって、挿入管の太さを抑えることと、熱侵入量を抑えることの両立を図った。実証実験の結果、本HCSはGM冷凍機1台で冷却したにもかかわらず、2台のGM冷凍機で冷却されたMEG用HCSの液化能力の81%以上を達成した。

参考文献

1. T Takeda, et al.:Cryogenics, Vol. 48, (2008) p.6-11
2. T Takeda, et al.:Cryogenics, Vol. 49, (2009) p.144-150

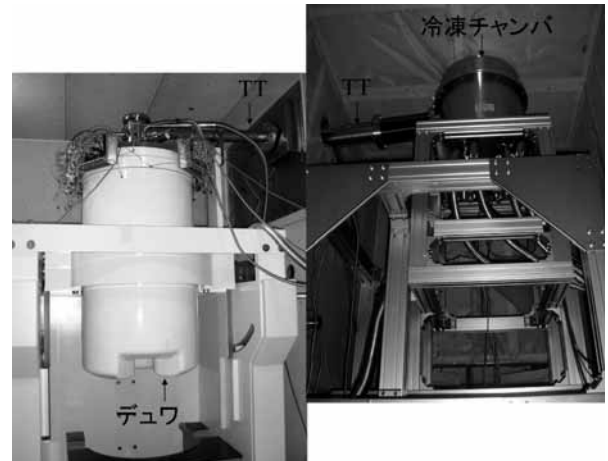


Fig.1 HCS with 3/2 inch insert tube for a MEG.



Fig.2 HCS with 1/2 inch insert tube for general superconductive apparatuses.

二重ベータ崩壊測定器 DCBA-T3 用無冷媒超伝導ソレノイド電磁石の開発 Cryogenic free superconducting solenoid for double beta decay detector DCBA-T3

川井 正徳, 榎田 康博, 近藤 良也, 石原 信弘, 春山 富義(KEK)

KAWAI Masanori, MAKIDA Yasuhiro, KONDOU Yoshinari, ISHIHARA Nobuhiro, HARUYAMA Tomiyoshi,
E-mail: masanori.kawai@kek.jp

1. はじめに

液体ヘリウムタンクから間接伝導冷却で冷却を行っていた $\phi 1(\text{m}) \times \text{L}1.3(\text{m})$ の宇宙粒子線観測気球実験用超伝導ソレノイド(BESS)よりタンクを取外して GM 冷凍機を取付け、無冷媒超伝導ソレノイド電磁石へと改造した。超伝導ソレノイドの冷却及び励磁を行ったので、その結果について報告する。

2. 小型冷凍機による伝導間接冷却

超伝導ソレノイドの冷却には、液体ヘリウムなどの冷媒を使用しないで、GM サイクル小型冷凍機を使用して熱伝導で冷却を行う。近年、低温で比熱が大きい蓄冷材が開発され、4K 台の GM サイクルが実現した事が背景にある。小型冷凍機を使用しての冷却方式の利点は、次の事があげられる。(1)冷凍機を起動するだけで冷却ができ、冷媒の準備や取り扱いから解放される。(2)冷媒容器や配管が省略されるのでクライオスタットの構造が簡略化される。(3)小型冷凍機の冷凍能力が 3 トン以下の場合、高圧ガス保安法の手続きを要しない。(4)実験エリアが変更になっても移動が容易である。また、改造する BESS ソレノイドは、粒子検出器に用いられる薄肉ソレノイドとして伝導冷却に基づく設計がされており、小型冷凍機とソレノイドを熱接続することで冷却系を構成することができる。

表 1 に熱負荷計算結果を、図 1 に住重 2 段 GM 冷凍機 SRDK-415D の冷能能力特性を示す。熱設計を基に、2 台の GM 冷凍機を選定した。図 2 に無冷媒超伝導ソレノイドの冷却概念を示す。1 台は、住重 2 段 GM 冷凍機 SRDK-415D を使用し、輻射シールドを 1st ステージ 80K、コイルを 2nd ステージ 4K で冷却する。また、電流リードの冷却では、コイルの冷却に冷媒を使用しないため、蒸発ガスによる冷却ができない。そこで、電流リードには高温超伝導電流リードを採用し、もう 1 台の住重 1 段 GM 冷凍機 RDK400B で冷却を行い、電流リード部からの熱侵入を抑える。2 段 GM 冷凍機で取り除く熱負荷は、通電時において 1st ステージで 21.5(W)、2nd ステージで 2.31(W)であり(表 1)、この冷凍機を選定した場合、図 1 の冷凍能力特性からコイルは 5(K)、輻射シールドは 42(K)まで冷却できる事が予想される。

冷凍機が取り付けられる冷凍機ポートの設計・製作を行った後、超伝導ソレノイドの冷却及び励磁試験を行った。図 3 にコイルの主要個所の温度をプロットした冷却曲線を示す。冷凍機を起動して約 170 時間でコイルは 5.2~5.9(K)まで冷却することができた。その後、短時間ではあるが、コイルに 70(A)まで通電を行い、コイル、電流リード等に異常な発熱が無いことを確認した(DCBA-T3 実験の定格電流 $I=66.3(\text{A})@0.2(\text{T})$)。

3. DCBA-T3 に向けた鉄ヨークの取付け

本ソレノイドは、実際に素粒子実験 DCBA(Drift Chamber Beta-ray Analyzer)で使用されるが、磁場均一度が要求されるので、それまで空芯で用いられてきたものに鉄リターンヨークを付加した。 $\phi 850(\text{mm}) \times \text{L}1300(\text{mm})$ のソレノイド磁場空間(室温)において、測定器が設置される $\phi 600(\text{mm}) \times \text{L}600(\text{mm})$ の測定器エリアの磁束密度が 0.2(T)で、そのエリア内での磁場均一度が 0.5(%)以下となり、かつ漏れ磁場が小さい鉄リターンヨークの設計製作を行い、磁場測定も実施した。

| | 1st 80K | | 2nd 4.5K | | |
|-------|---------|--------|--------------|--------|------|
| | 非通電時(W) | 通電時(W) | 非通電時(W) | 通電時(W) | |
| サポート | 2.2 | 2.2 | コイル・シールドサポート | 0.28 | 0.28 |
| 計測線 | 0.5 | 0.5 | 計測線 | 0.1 | 0.1 |
| 残留ガス | 0.9 | 0.9 | 残留ガス | 0.04 | 0.04 |
| 輻射 | 17.9 | 17.9 | 輻射 | 0.94 | 0.94 |
| 小計 | 21.5 | 21.5 | 電流リード | 0.62 | 0.89 |
| 電流リード | 13.3 | 63.6 | 励磁ロス / 60min | 0 | 0.05 |
| 合計 | 34.8 | 85.1 | 合計 | 1.99 | 2.31 |

表 1. 熱負荷計算

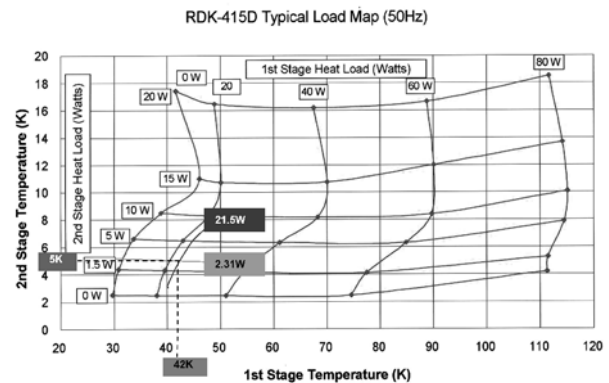


図 1. 冷凍能力特性

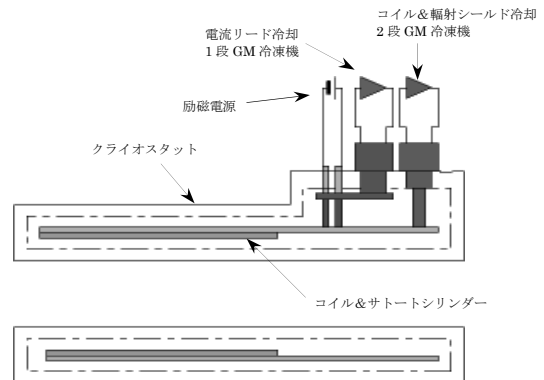


図 2. 無冷媒超伝導ソレノイド冷却概念図

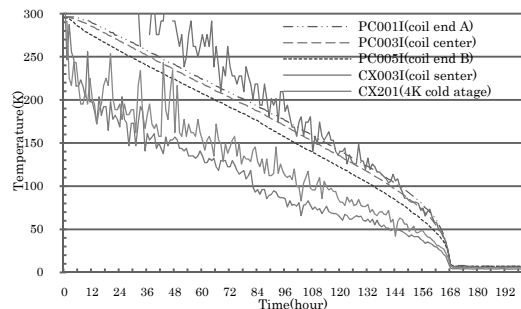


図 3. 冷却曲線

フラッシング限界から判断する窒素ヒートパイプの有効利用

Effective use for nitrogen heat pipe judged from flooding limit

中田 裕希, 杉本 征大, 岡村 哲至 (東工大)

NAKADA Yuki, SUGIMOTO Masahiro, OKAMURA Tetsuji (Tokyo Tech)

E-mail: nakada.y.ab@m.titech.ac.jp

1. はじめに

液体窒素浸漬冷却による高温超電導機器は、蒸発する液体窒素の定期的な補充が必要で、この作業を省くために、窒素ヒートパイプ冷却が提案された。この冷却方法は、蒸発する気体窒素をヒートパイプ上部と冷凍機を接触させることで再凝縮させ、重力によって下方の液溜部に戻すシステムである。また、蒸発と凝縮という伝熱現象を利用するため、大量の熱輸送を行うことができる伝熱素子である。本研究グループでは、過去に窒素を動作流体としたヒートパイプの熱輸送限界の原因となる、フラッシング限界特性について研究を行ってきた⁽²⁾。今回はそのデータを基に、窒素ヒートパイプの有効利用を考えた。その有効利用とは、ヒートパイプの形状と熱侵入量から考えた動作流体である窒素の温度設定である。

2. 実験方法

Fig.1 に実験装置の概略図を示す。実験には、4 種類のヒートパイプ(管径:3mm、4mm、管長:100mm、300mm)を用いて、それぞれのヒートパイプで凝縮部の設定温度を 70K、77K、84K と変化させた。実験手順を以下に示す。GM 冷凍機の 1st ステージから中空の伝熱板(Cu)を介してヒートパイプの凝縮部(Cu)、細管部(SUS)、液溜部(SUS)を順に伝導冷却する。この時、温度調節を用いて凝縮部を設定温度に制御する。設定温度に達したら、窒素ガスボンベとヒートパイプの凝縮部を繋ぐ供給管より窒素ガスを注入する。系内は制御された温度に応じた飽和圧力となり、液溜部に液体窒素が溜まっていく。液体窒素が液溜部の約 80%溜まると、液溜部底面に設置したヒーターに一定の熱入力を行う。入力した熱量が大きい場合、しばらくすると液溜部の温度が急上昇する。これは、細管部でフラッシング現象が生じたためである。この現象は、凝縮部で液化された液体窒素が蒸発する気体窒素に吹き上げられ、液溜部に還流しなくなり、液溜部の液体窒素がなくなったためである。このように、液溜部の温度が急上昇した時、フラッシング現象が起こったと判断した。また、液溜部に投入するヒーター熱量を小さくしていけば、ある熱量を境に上記現象が起こらなくなる。この時の熱量を限界熱輸送量(以下 CFH)とする。

3. 実験結果と考察

Fig.2 に凝縮部温度を 70、77、84K に設定し、ヒートパイプの各管径、管長 [例えば(3,100)は管径 3mm、管長 100mm を表す。] の測定結果と文献⁽³⁾のフラッシング解析モデルから求めた計算結果を示す。計算結果では、管長は考慮されおらず、管径のみを 3mm と 4mm で比較している。測定結果では、各温度でも管径による CFH の変化は見られたが、管長による CFH の変化は見られなかった。これは、凝縮部と細管部、液溜部と細管部の付け根で断面積が急激に変化することによって、長さよりも CFH に与える影響が大きい発生している。また、測定結果と計算結果では、定量的には相違があるものの両管径とも温度が上昇すると CFH が増すということが分かった。Fig.3 に計算から求めた窒素ヒートパイプ動作可能温度範囲での CFH の変化を示しており、気体と液体の密度の割合からこの様な現象が生じたことが理解できる。現在、定量的な相違の原因を調べている。

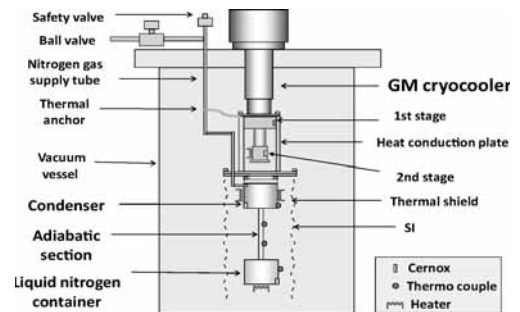


Fig.1 Experimental apparatus

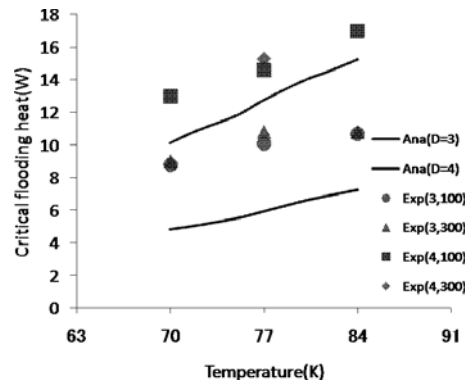


Fig.2 Effect of the diameter, length and temperature on critical flooding heat

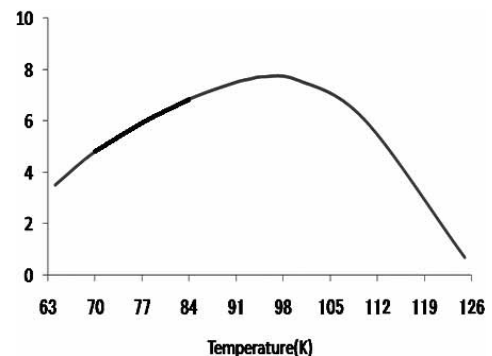


Fig.3 Temperature dependence on critical flooding heat of nitrogen heat pipe with 3mm in diameter

参考文献

1. K. Yamada, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 79 (2008) p152
2. K. Yamada, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p63
3. M. Monde, et al.: JSME International Journal, Vol.61 (1995) p303

高効率コイル伝導冷却システムの開発 High-efficient conduction cooling system development for SMES coil

玉田 勉, 長屋 重夫, 平野 直樹, 成瀬 光人, 式町 浩二 (中部電力)

TAMADA Tsutomu, NAGAYA Shigeo, HIRANO Naoki, NARUSE Mitsuhiro, SHIKIMACHI Koji, (Chubu Electric Power Co.)

E-mail: Tamada.Tsutomu@chuden.co.jp

1. はじめに

SMES 用超電導マグネットの冷却方法においては液体ヘリウム等を使った浸漬冷却方式の実績がある。一方、イットリウム系超電導線材においては、従来の金属系よりも高い温度で超電導状態となることから、我々は取り扱いが容易な伝導冷却システムによる冷却方法について検討を進めている。伝導冷却方式においては従来から固体熱伝導による冷却が行われていたが、大容量の SMES になると冷凍機からコイルまでの距離が遠くなり、熱を伝える熱リードでは熱勾配が発生し、コイル全体を均等に冷却できない。そこで今回、ガス循環による冷却方式の検証を行ったので報告する。

2. 実験方法

実験装置の概略図を Fig.1 に示す。シールド容器の中に模擬コイル (熱分布を与えられるようにしたアルミ板) に絶縁材をコーティングし、その表面に冷却配管を埋め込んだ伝熱板を張りつける。この冷却配管の中を冷凍機で 20K 以下に冷却されたヘリウムガスを循環することで、コイル全体を冷却させる。冷凍機はコイル冷却用 50W@20K の冷凍機 1 台とシールド冷却用 175W@65K 冷凍機 2 台でシステム全体を冷却する。SMES コイルは、運転時に発生する磁界の影響で、分布発熱が発生する。Fig.2 に 2GJ 級 SMES において、コイルをトロイド配置した場合に発生する熱分布のシミュレーション結果を示す。コイル外側の方がコイル間隔は広くなり、発生磁界が多く漏れるため発熱が高くなる。そこで、コイルに発生する熱分布を模擬出来る様、Fig.3 のようにアルミ板で製作した模擬コイルにヒータを 72 個 (18 個×4 層) 取付け、設計通りの冷却が出来るかを検証した。

3. 結果

Fig.4 はコイルにおける冷却管入口付近を温度の基準として、SMES コイルの発熱量が一番高くなる 270° 付近について、基準値との温度差を算出し、計算値と実測値を比較した。コイル全体の温度分布の差が 3K 程度以内に収まり、ガス循環での冷却システムが有効であることがわかる。また、今回のシミュレーション結果は、実測値との差が 0.3K 以内であることから、冷却システムの設計手法についても確立できたと考えられる。

今後、実際のイットリウム系超電導コイルに伝熱板を取り付け、コイルの絶縁性能を確認するとともに冷却性能について検証していく予定である。

4. 謝辞

本研究は、NEDO の委託事業「イットリウム系超電導電力機器技術開発」の一環で実施したものである。

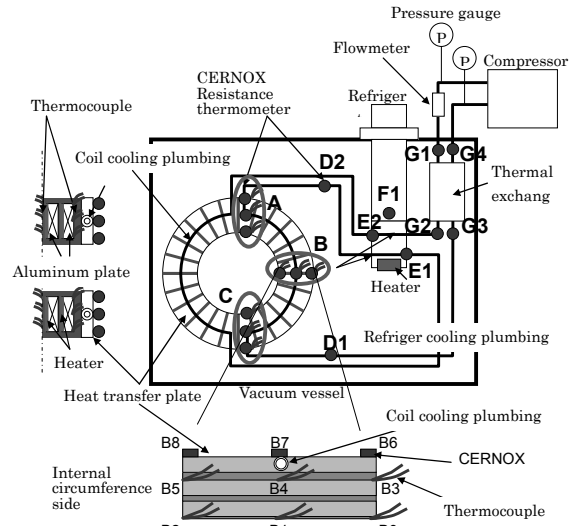


Fig. 1 Outline drawing of the experimental device

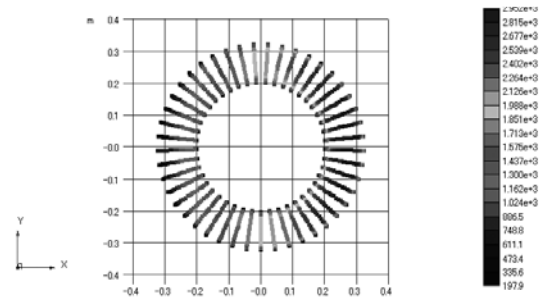


Fig. 2 Simulation of thermal distribution

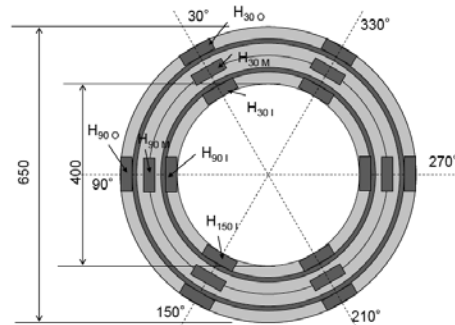


Fig. 3 Heater positions of dummy coils

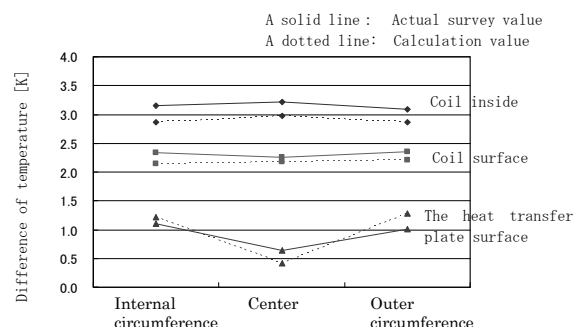


Fig. 4 Temperature comparison of the coil around 270 degree

超電導ケーブル用冷却システムの単体運転試験 Experimental results of cooling system for superconducting cable

大野 隆介, 下田 将大, 池内 正充, 矢口 広晴, 町田 明登(前川製作所) ; 渡部 充彦, 増田 孝人(住友電工) ; 野口 裕, 市川 裕士, 三村 智男, 本庄 昇一, 原 築志(東京電力)

ONO Ryusuke, SHIMODA Masahiro, IKEUCHI Masamitsu, YAGUCHI Hiroharu, MACHIDA Akito (Mayekawa Mfg.) ;
WATANABE Michihiko, MASUDA Takato (Sumitomo Electric Industries) ; NOGUCHI Yu, ICHIKAWA Hiroshi,
MIMURA Tomoo, HONJO Shoichi, HARA Tsukushi (Tokyo Electric Power Company)
E-mail: ryusuke-ono@mayekawa.co.jp

1. はじめに

高温超電導ケーブルは大容量低損失送電のメリットを生かし、次世代の送電ケーブルとして実用化が期待されている。世界各国で実用化を目指し様々な国家プロジェクトが進められており、日本においては2007年度より6年計画で「高温超電導ケーブル実証プロジェクト」が実施されている[1]。

本プロジェクトは、東京電力旭変電所内に250m級高温超電導ケーブルを構築し、66kV級の実電力系統に接続して送電運転を行い、運用性、信頼性、保守性等の検証を実施するものである。今年度は実証試験に備えた事前検証として、前川製作所守谷工場に旭変電所で用いる液体窒素循環冷却システムを設置し、6月より循環冷却特性、温度、圧力制御特性、冗長性を考慮した運転方法の確認などの試験を実施中である。今回はこれら事前検証試験状況について報告する。

2. 冷却システム

超電導ケーブルに供する冷却システムのフロー図をfig.1に示す。システムは冷凍機、循環ポンプ、リザーバタンク及び配管、バルブ、計器等から構成される。今回は超電導ケーブルに変わる熱負荷として模擬ヒータを用い、リザーバタンクに貯えられた液体窒素(LN₂)を循環ポンプで冷凍機に圧送された後、冷却し模擬ヒータを経てリザーバタンクに戻るという閉ループでの冷却システム単体運転の回路で各試験を実施した。冷凍機は1kW級スターリング方式を採用し、旭変電所でのケーブルシステム熱負荷等を考慮して、予備機を含め6台構成とした。なお守谷工場では、設備の都合上システムに接続するのは冷凍機3台とした。

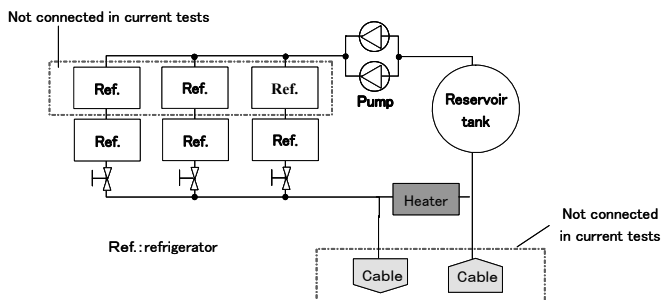


fig.1 Schematic of cooling system

3. 運転試験

冷却システムにおいては液体窒素の温度、圧力、循環流量を制御し、安定した冷媒をケーブルに送ることが重要である。今回は圧力及び温度制御の試験結果の一例を報告する。

1) 圧力制御

リザーバタンク内の圧力を制御し、系内の圧力を一定範囲に維持する。制御は系内液体窒素の一部を蒸発させる自然加圧方式、ヒータ加圧制御、ガス加圧制御を組合せた。fig.2に自然加圧制御特性の一例を示す。制御値0.2MPaでの運

転中、万一の系圧力低下を模擬し、強制的にタンク内圧を0.18MPaに下げた状態からの復帰特性を観察した。およそ30分~1時間程度で初期設定値に復帰し、その後安定した圧力を維持することを確認した。

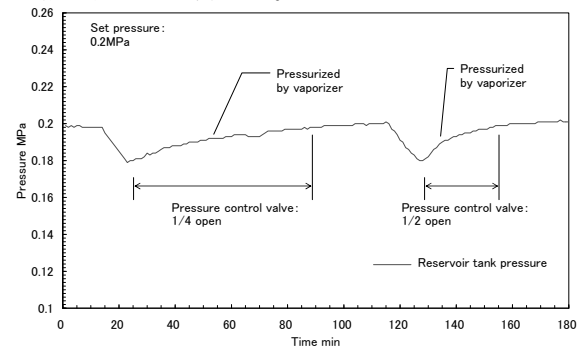


fig.2 Pressure control results

2) 温度制御

模擬ヒータ入口温度が一定範囲(70±1K)となるように冷凍機を発停させ、温度制御を行なった。fig.3に示すように模擬負荷出力を885~1735Wに変化させても、運転冷凍機台数を自動制御することにより模擬ヒータ入口温度を一定範囲に制御できることを確認した。

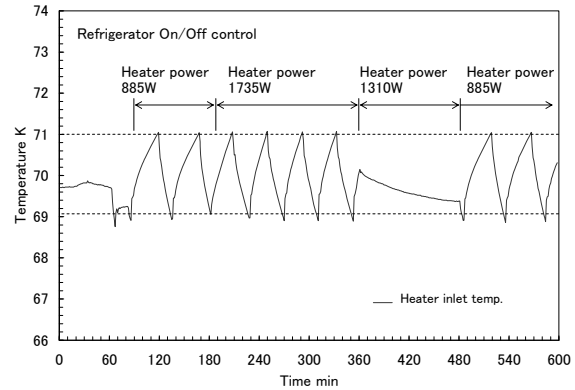


fig.3 Temperature control results

4. おわりに

前川製作所守谷工場内に液体窒素循環冷却システムを設置し、循環冷却特性、制御運転特性などの確認を実施中である。仕様を満たす性能を確認した後、来年1月から旭変電所に移設を行う予定である。

本研究は「高温超電導ケーブル実証プロジェクト」として新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)から委託を受けて実施したものである。

参考文献

- Ikeuchi, et al.; Abstracts of CSJ Conference, Vol. 82 (2010) p.100