

# KEK-STF における量子ビームクライオモジュール用 2K ヘリウム冷却システム

## 2K Helium cryogenic system at KEK-STF for quantum beam cryomodule

小島 裕二, 原 和文, 早野 仁司, 本間 輝也, 細山 謙二, 加古 永治, 仲井 浩孝, 中西 功 太, 土屋 清澄(KEK);  
兼清 貴之, 森田 莊司(日立プラントメカニクス)

KOJIMA Yuuji, HARA Kazufumi, HAYANO Hitoshi, HONMA Teruya, HOSOYAMA Kenji, KAKO Eiji, NAKAI Hiroataka,  
NAKANISHI Kota, TSUCHIYA Kiyosumi (KEK); KANEKIYO Takayuki, MORITA Soji (Hitachi Plant Mechanics)

### 1. はじめに

KEK-STF では、2012 年 2 月より超伝導加速空洞を用いた量子ビーム実験を行っている。この空洞は ILC 用に開発しているものと同じ仕様(共振周波数 1.3GHz)で、加速電場 20MV/m、1.5msec-5Hz のパルス運転でビーム試験を行っている。

冷却試験は、1 台のクライオモジュールに超伝導9セル空洞を2台収納し、温度 2K(圧力 3.1kPa)の超流動 He で空洞を冷却しながら行なう。この時、超流動 He の温度及び圧力が変動すると、空洞の共振周波数が変化してクエンチの原因ともなる。また、空洞自身で高周波損失による熱を発生し、その値は空洞の性能に依存する。従って、2K 領域への熱侵入やビーム加速時の高周波損失を知ることは、性能の比較や安定した冷却運転をするためにも重要である。

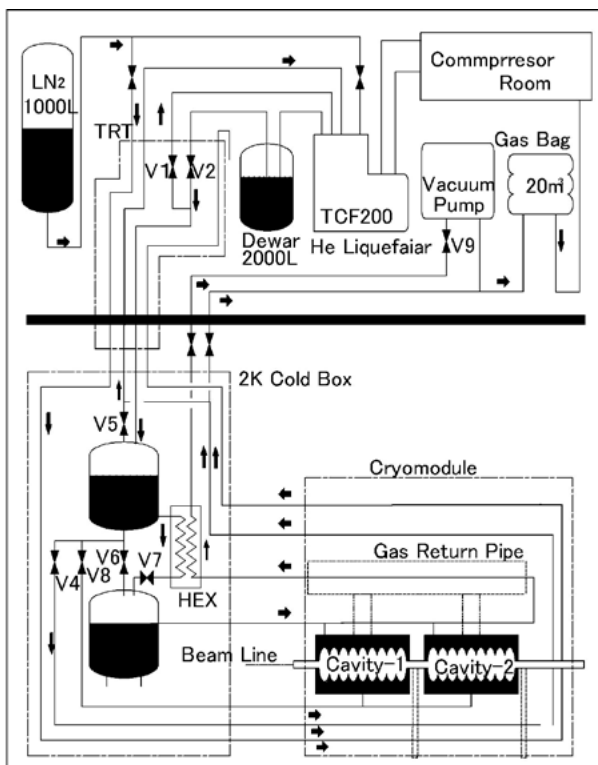


Fig.1 Schematic Diagram of Cryogenic System

### 2. 冷却システム

Fig.1 に本システムの概要を示す。地上部に設置されたヘリウム液化機(TCF200:液化能力 250L/hr)で生成した液化ヘリウムは、2000L 貯槽から多重管トランスファーライン(TRT)で地下2階のトンネル内に設置した 2K コールドボックスの 4K ポット(内容積 70L)に供給される。ここで気液分離され、ガス相は V5 から TRT を通り、液化機に戻される。液相はこの 4K ポットから熱交換器、V7(JT 弁)を通過して、2K ポット(70L)、接続供給管(φ76.3)及びクライオモジュールに供給される。

ここで、3.1kPa に減圧された蒸発 He ガスは、ガスリターンパイプ(GRP)及び熱交換器を経て地上部の圧力調整弁(V9)を通り、減圧ポンプでガスバッグに排気される。また、4K ポットから V4 を通して、4.5K の液化ヘリウムをクライオモジュールの 5K シールドに供給している。液化窒素シールドは、地上部の貯槽から末端のクライオモジュールまでをカバーしている。従って、定常状態では、4K ポットと 5K シールドからの戻りガスを液化機に戻して寒冷を回収している。ただし、排気ポンプのガスはオイル蒸気等が含まれるため、一度ガスバッグに回収し、高圧精製装置で精製して再使用している。

上記システム上の主要なバルブは、圧力、温度、液面を制御するために自動化され、特に 2K ポットの圧力は設定圧力が  $3.1\text{kPa} \pm 0.05\text{kPa} (\pm 0.005\text{K})$  に保たれている。

### 3. 熱負荷測定

2K 領域への侵入熱量の測定は、基本的に侵入する熱量を気化潜熱で相殺していると仮定し、2K 超流動 He から蒸発したガス量、すなわち減圧ポンプの排気流量を測定して算出している。Fig.2 に、2K ポット内のヒーターにより仮想熱負荷を加えて校正試験を行なった結果を示す。

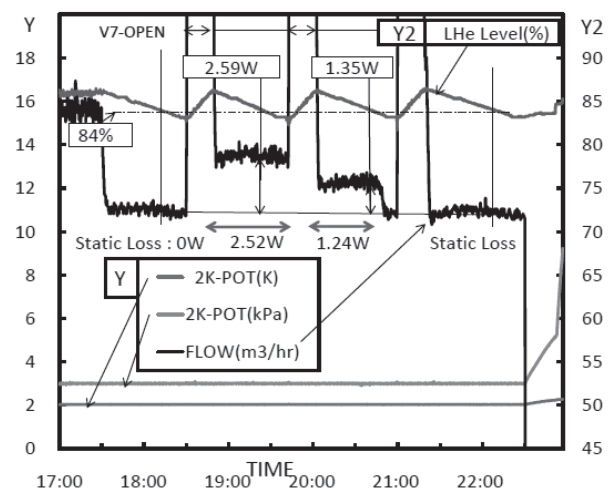


Fig.2 Calibration in Heat Load Measurements

Fig.2 は、測定中の 2K ポット内の温度、圧力、液面と蒸発ガス流量(FLOW)を示している。測定は 2K ポット内のヒーターで 2.52W 及び 1.24W の熱負荷を矢印で示す時間だけ発生させ、その前後の無負荷時(Static Loss:0W)の流量と比較して算出している。Fig.2 の枠内の数値は、その結果を示している。これらの結果から、入力に対し 0.07 から 0.11W の誤差で測定出来ていることがわかった。この方法を用いて、実際に超伝導空洞をパルス運転している際の高周波損失等を測定したので、詳細を講演で報告する。

# 液体水素冷却高温超伝導線材の磁場下特性測定実験の概要

## Outline of Experimental Study for Property of Liquid Hydrogen Cooled Superconductor under Magnetic Field

白井 康之, 樋川 恭輔, 原 佑規, 塩津 正博(京大); 達本 衡輝(原子力機構);  
小林 弘明, 成尾 芳博, 稲谷 芳文(JAXA)

SHIRAI Yasuyuki, HIKAWA Kyosuke, HARA Yuki, SHIOTSU Masahiro (Kyoto Univ.);  
TATSUMOTO Hideki (JAEA); KOBAYASHI Hiroaki, NARUO Yoshihiro, INATANI Yoshifumi (JAXA)  
E-mail: shirai@energy.kyoto-u.ac.jp

### 1. はじめに

液体水素の熱伝達特性に関する物理現象の解明と超伝導応用機器への冷却設計指針を与えることを目的として、JAXA 能代ロケット試験場に設置した液体水素熱流動特性実験装置を用いて、実験を行ってきた。

一昨年度から、科学技術振興機構 JST-ALCA のプロジェクトとして、電力・水素協調エネルギーインフラをめざした液体水素冷却超伝導機器に視点を移し新たな実験をスタートした。本研究では、液体水素の冷媒としての特性把握からスタートし、高温超伝導機器冷却形態の検討とその冷却システムの設計、および、冷却システム要素技術開発、さらに、液体水素中での高温超伝導線材特性、導体設計を段階的に進め、要素機器の検証モデル開発とその実証試験までを視野に入れている。また、液体水素を民生応用のステージに持つてくる上の安全性、関連法規による規制などの課題・問題点を、超伝導電力機器冷媒の観点から明らかにするとともに、必要な要素技術の開発も実施する予定である。

今回は、既設の熱流動試験を主に実施する実験装置(旧装置)に、磁場下の液体水素冷却超伝導材料の特性測定試験を目的とした試験装置(新装置)を増設設置した。新装置の基本性能試験、旧装置での強制対流試験、そしてそれぞれの実験をシリーズで実施する手順の確認を目的として、**基本性能試験を実施した。その概要を述べる。**

### 2. 液体水素冷却超伝導材料特性試験装置

Fig.1 に開発した液体水素冷却超伝導材料特性試験装置の写真と Table 1 に主な仕様を示す。液体水素実験槽は、内径約 310mm で最大61L の液体水素を貯液できる。トップフランジには、500A の電流導入端子を3端子設け、電源ケーブルとともにブランケットでカバーして、内部を窒素ガス若干陽圧保持し、パージを行っている。

この実験槽の下部に、外部磁場を発生させるため、液体ヘリウム槽に超伝導マグネットを設置した。液体ヘリウムクライオスタットは、インサートとして同軸で内部に先の液体水素実験槽を持ち、二つの槽間は真空断熱している。超伝導マグネットは、175A で中心磁場最大7T が発生できる。内径、高さとも400mmで、この空間の中の水素槽がテストセクションとなる。超伝導マグネットへの電源ケーブルもブランケットでカバーし窒素ガス陽圧パージ(水素系とは別系統)している。

実験槽の設計圧力は2MPaで、内部にシースヒータと液体ヘリウムの過冷却冷却ループを設け、14K から31K の温度範囲でサブクール度を設定できるようにしている。均温化のためのバブリングポートを設けている。

液体水素のコンテナからの供給系や蒸発ガスのベント系配管は、以前報告した旧装置と共通にしている。系内の水素は、放出ライン(約 80 m)を通して、排気スタックから大気に放出される。放出ラインへの大気の混入を防ぐために、スタックには逆止弁が設けられている。

計測・制御は、安全距離が十分な制御室に全て遠隔で操作可能なシステムを構築した。磁場印加用マグネットの漏洩磁場によるバルブや計測・制御系への影響を検討し、適宜シールドなどを実施した。制御システム(インターロックを含む)

は、PLC により構築し、データ収集、および、バルブ操作は、旧装置と協調してLabview 上で行える。圧力異常、および、漏洩等の異常時には、(1)供給電源遮断、(2)系内水素の放出、(3)液体水素の移送が中断するインターロックを実験装置全体として再構築した。超伝導マグネットの励磁系電源の異常時操作、クエンチ時の対応は、これとは別に設定している。

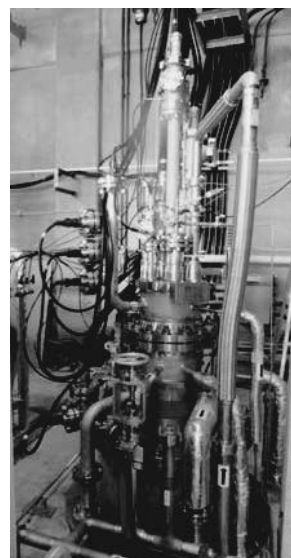


Fig.1 Photoview of a setup.  
(Jecc-Torisha)

Table 1 Specification of Cryostats and magnet

Liquid Hydrogen Cryostat	
Inner diameter	309.5 mm
Height (bottom to top flange)	2218 mm
Volumetric capacity	61 L max
Withstand Pressure	2.0 MPa
Liquid Helium Cryostat	
Inner diameter	350 mm
Outer diameter	630 mm
Height (bottom to top flange)	1625 mm
Volumetric capacity	175 L max
Superconducting Magnet	
Material	NbTi
Inductance	112.36 H
Rated current	175A
Max. magnetic field	7 T

### 3. 基本性能試験

液体水素槽の水素充填(<30分)、液体ヘリウム槽充填(<1時間:窒素予冷除く)を問題なく実施した。超伝導マグネットの励磁試験を行い160A、6T 強まで確認した。水素槽内の超伝導材への通電も問題なくできることを確認した。新装置から旧装置への液体水素の移送を行い、継続して旧装置での液体水素強制対流試験を実施できることを確認した。計測制御およびインターロックシステムも問題なく動作した。詳細は、別稿に譲る。

### 4. まとめ

今回設計製作した液体水素冷却超伝導線材の磁場下での電気磁気特性を測定するための実験装置の基本性能試験を行い、概ね良好な結果を得た。

今後、液体水素冷却した MgB<sub>2</sub> や高温超伝導材料の磁場下での定常および過渡特性を評価していく予定である。

この研究の成果により、新しい持続的発展のための地球環境調和型ハイブリッドエネルギーインフラの基盤技術となる液体水素冷却超伝導大容量機器(超伝導発電機をはじめとする電力機器)の開発、実用化へつなげたいと考えている。

## 液体水素冷却超伝導線材特性測定装置の開発

Development of an experimental system for the measurement of properties of liquid hydrogen cooled superconductor under magnetic field

達本 衡輝(原子力機構); 白井 康之、樋川 恭輔、原 佑規、塩津 正博(京大); 小林 弘明、成尾 芳博、八木下 剛、野中 聡、丸 祐介、稲谷 芳文(JAXA)

TATSUMOTO Hideki (JAEA); SHIRAI Yasuyuki, HIKAWA Kyosuke, HARA Yuki, SHIOTSU Masahiro (Kyoto Univ.); KOBAYASHI Hiroaki, NARUO Yoshihiro, YAGISHITA Tsuyoshi, NONAKA Satoshi, MARU Yusuke, INATANI Yoshifumi (JAXA)

E-mail: tatsumoto@post.j-parc.jp

### 1. はじめに

液体水素により冷却された超伝導材料の磁場環境下における通電基礎特性データを取得するための実験装置を設計・製作し、試運転により、設計どおりの性能を有することを確認した。本講演では、詳細設計および試運転結果について報告する。

### 2. 液体水素冷却超伝導特性試験装置

#### 2.1 クライオスタットの設計

試験装置の概要を Fig.1 に示す。本装置では、高温超伝導線材等の供試体を設置する液体水素槽（設計圧力: 2.1MPaG、液体水素保有量は 61 L）の外側に、真空断熱槽を介して、磁場発生用の 7 T の NbTi 超伝導マグネット冷却用液体ヘリウム槽（設計圧力: 0.04MPaG）を有する多重容器構造にした。

液体水素槽の圧力は、カードルからの加圧水素ガス (99.999%) をドームロード型減圧弁により調整し、さらに、放出弁（流調弁）で微調整した。温度は、シースヒータにより調整した。液体水素の温度と液位は、高さ方向に配置した 5 個の Cemox 温度センサー (@ 50L, 40L, 20L, 16L, 13L) により計測した。供試体を 2 つ同時に設置できるように、電流導入端子 (500A) を 3 本挿入した。

一方、液体ヘリウム槽（設計圧力 0.14MPa）内には、7 T の中心磁場を得るために、インダクタンス 112.4H、定格電流 175.27A の NbTi 超伝導マグネットを設置した。このマグネットの励磁スピードが、 $\pm 0.09A/s$  なので、定格電流値に至るまで約 1 時間かかる。励磁中に実験時間を 3 時間以上確保するために、マグネットの上部の液体ヘリウムが 100L（全インベントリは 175 L）とし、侵入熱を 18W 以下に抑えるために、熱流動解析による 3 本の電流リードのガス冷却流路の最適設計を行い、14.4 W まで抑える見通しを得た。

#### 2.2 クエンチに対する保護対策

クエンチした場合、マグネットには逆電圧が発生し自動的にダイオードでシャントされ、マグネットの蓄積エネルギーはダイオードとマグネットで消費されるようにした。

液体ヘリウムの核沸騰限界熱流束 ( $5 \times 10^3 \text{ W/m}^2$ ) [2] からクエンチ時の液体ヘリウムの蒸発量を 397g/s と評価し、口径 50A のフランジインサートバルブを採用した。

#### 2.3 漏洩磁場対策

強磁場の超伝導マグネットを設置するにあたり、既存の周辺機器（隣接する制御室の電気盤、電磁弁、既設の流調弁など）への漏洩磁場対策を行う必要があり、ANSYS による 3 次元磁場解析により、7 T 励磁時の磁場分布を行った。Fig.2 に示すように、壁に厚み 3.2mm、高さ 2m の鉄板を貼り付けることにより、電気盤付近での漏洩磁場は、30G 以下に抑えられることを確認した。電磁弁は、漏洩磁場が 10G 以下になる位置に移設した。移動できない既設装置の流調弁は、厚さ 7mm の鉄遮蔽ボックスで覆い、10G 以下に抑えられることを確認した。

#### 2.4 安全性対策とインターロック

可燃性である水素環境下で実験を行うために、実験装置は防爆実験室に設置し、計測制御は全て遠隔で行えるシステムを構築した。着火源の電流リードおよび温度調整用ヒータは、不活性ガスである窒素ガスで覆ったブランケット構造を採用し、陽圧 (5kPaG) に保持した。万が一、水素が漏洩したら、電源遮断、および、水素を系外に放出するインターロックを構築した。ただし、マグネットの電源遮断は大きな電圧をするため、規定のスピードで減磁させることにした。

### 3. 試運転結果

61L の液体水素の充填に約 20 分、予冷用液体窒素の追い出しと 175L の液体ヘリウムの充填に 2 時間かかった。液体水素の蒸発量から侵入熱は、18.5W であった (4.8 時間で 10L)。Fig.33 に 6.4 T までの励磁・減磁試験結果を示す。まず、2T および 4T でホールドリ、磁場分布を測定した。その後、160A まで連続通電し、6.4T まで約 50 分で励磁できることを確認した。その後、励磁時と同様の速度で減磁した。液体ヘリウムの蒸発量から侵入熱は 15.5W となり、設計値とほぼ一致し、設計どおり、1 回の液体ヘリウムの充填で 3 時間の試験時間を確保できることを確認できた。

#### 参考文献

1.H.Nakagawa, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 62(2000) p.162

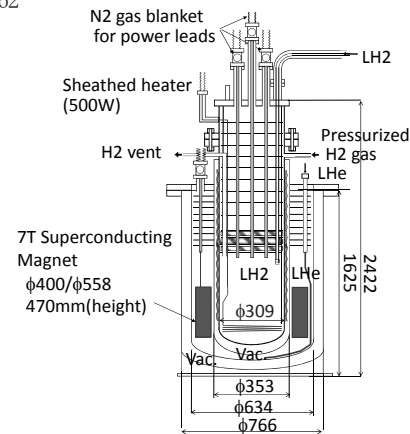


Fig.1 Schematic of a cryostat.

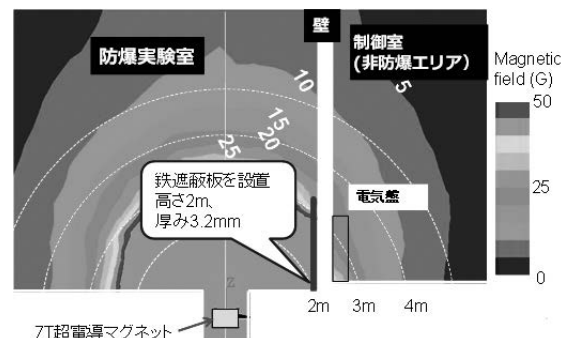


Fig.2 Magnetic field distribution

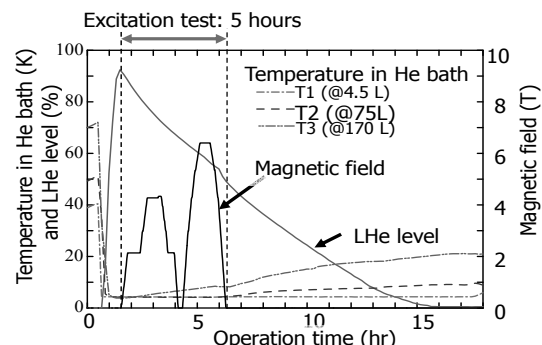


Fig.3 Commissioning result

## 高温超電導ケーブル用冷却システム試験

### Experimental results of cooling system for high-temperature super conducting cable

大野 隆介, 下田 将大, 駒込 敏弘, 仲村 直子, 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) ;

市川 裕士, 三村 智男, 本庄 昇一(東京電力) ; 原 築志(東電記念財団)

ONO Ryusuke, SHIMODA Masahiro, KOMAGOME Toshihiro, NAKAMURA Naoko, IKEUCHI Masamitsu,  
YAGUCHI Hiroharu, MACHIDA Akito (Mayekawa Mfg.) ;

WATANABE Michihiko, MASUDA Takato (Sumitomo Electric Industries) ; ICHIKAWA Hiroshi,  
MIMURA Tomoo, HONJO Shoichi (Tokyo Electric Power Company) ; HARA Tsukushi (TEPCO Memorial Foundation)  
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。日本においては 2007 年度より「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。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。前川製作所守谷工場ですべての事前検証を行い[1]、昨年より旭変電所で実運用を想定した冷却システムの運転を行っている。本報では、変電所内における超電導ケーブル用冷却システムの試験を行い、本年秋の実電力系統接続へ向け評価結果を得たので報告する。

#### 2. 冷却システム概要

超電導ケーブル用冷却システムのフロー図を fig.1 に示す。冷却システムを構成する主な機器は、冷凍機、循環ポンプ(2台)、リザーバタンクからなる。冷却システム単体では、超電導ケーブルに替わる熱負荷として模擬負荷ヒータを用い、リザーバタンクに貯液した液体窒素(LN<sub>2</sub>)を循環ポンプで圧送し、冷凍機で冷却した後、模擬負荷ヒータを経てリザーバタンクに戻る。冷凍機は、ケーブルを含む全熱負荷に対し、冷凍能力 1kW@77K のスターリング冷凍機 6 台(1 台予備機)を採用している。

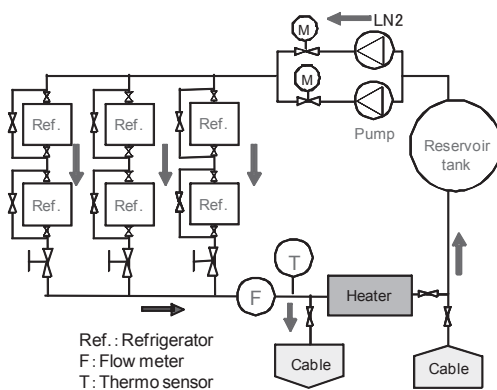


fig1. Schematic of cooling system

#### 3. 冷却試験

超電導ケーブルへ供給する温度を  $69 \pm 1\text{K}$  としている。系内の熱負荷変動に対して、冷凍機の運転台数を増減させることで、循環温度を制御可能であることを確認した。fig.2 では、強制的に冷凍機 3.5 台分相当の負荷を与えた場合の温度制御特性を示す。冷凍機の運転台数を自動で増減させることで、循環温度(模擬負荷ヒータ入口温度)を一定範囲( $69 \pm 1\text{K}$ )で制御できることを確認した。

次に、連続運転の制御の安定性を確認するため、約 20 日間の連続運転を行い、温度、流量、圧力が一定範囲内で運

転できることを確認した。定常負荷時(冷凍機3⇄4台運転)運転中に夏季日負荷変動を想定し、1900W(0:00~9:00)、2100W(9:00~18:00)、2000W(18:00~24:00)と模擬負荷ヒータ出力を変動させた。fig.3 に示すように循環温度(模擬負荷ヒータ入口温度)は、 $69 \pm 1\text{K}$ の範囲で運転することができ、また、長時間連続運転においても流量、圧力を、ほぼ一定に保つことができ、冷却システムの健全性を確認した。

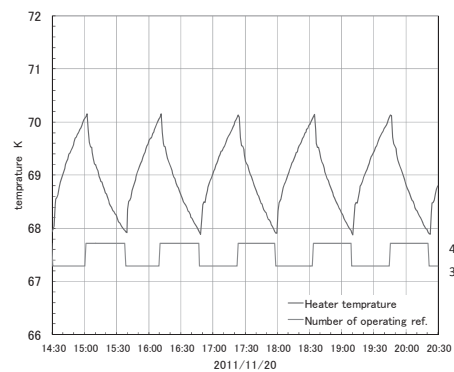


fig.2 Temperature control results

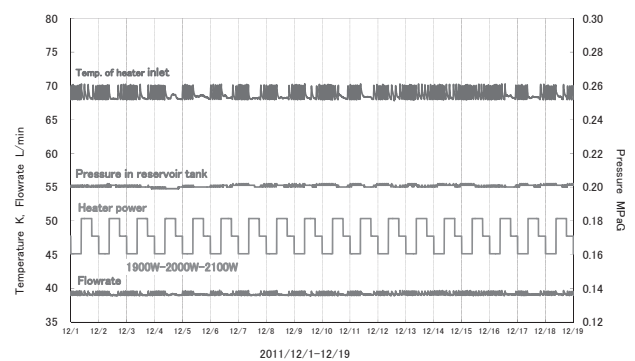


fig.3 Long term operation

#### 4. おわりに

冷却システム単体で長時間連続運転を行い、制御による安定性を検証し、超電導ケーブルとの接続前の評価を行った。本年4月より、冷却システムと超電導ケーブルとの接続を行い、超電導ケーブルの冷却試験を実施している。また、本年秋には実系統に接続して、連続運転に入る予定である。

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

- R. Ono, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 83 (2010) p.72

# 液体窒素冷却特性への冷却フィンの効果の基礎検討

## Basic Test for Heat Transfer Property of Superconducting Wire with Cooling Fins in Liquid Nitrogen

藤坂 拓道、白井 康之、塩津 正博(京大); 長谷川 勝哉、磯嶋 茂樹(住友電工); 野口 浩二、松原 克夫(日新電機)  
 FUJISAKA Hiromichi, SHIRAI Yasuyuki, SHIOTSU Masahiro (Kyoto University); HASEGAWA Katsuya, ISOJIMA Shigeki  
 (Sumitomo Electric Industries, LTD.); NOGUUCHI Koji, MATSUBARA Katsuo (Nisshin Electric Co., Ltd.)  
 Email: fujisaka@pe.energy.kyoto-u.ac.jp

### 1. 序論

液体窒素浸漬冷却した超電導線を用いた限流器などにおいて、過電流通電による常電導転移からの復帰特性は重要である。以前の研究[1]で円筒状の SUS 管にフィンを取り付けた場合の過渡沸騰熱伝達特性を調べた結果、冷却特性の改善効果を確認した。今回、テープ線材の冷却性能を想定し、これを模した SUS テープにフィンを取り付け通電加熱し、加熱・冷却時の熱伝達特性の変化を調べた。

### 2. 試験体

130mm×4mm×0.5mm の SUS テープに 0.8mm×4mm×高さ 2mm の SUS フィンを取り付けている。試験体は 3 種類存在し、試験体1:フィンなし、試験体2:フィン数13、試験体3:フィン数25となっている(Fig.1)。SUS テープの背面は FRP ブロックをスタイキャストで接着し断熱している。この試験体を四端子法で測定する。

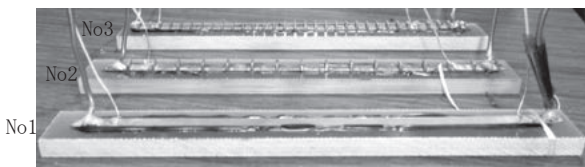


Fig.1 The heaters used in the experiment

### 3. 試験方法

試験体を液体窒素に浸漬した状態で通電加熱する。直流加熱電流はパワーアンプ(1.2kW-600A)から供給する。試験体の平均温度は、ダブルブリッジ回路で抵抗値を測定し、あらかじめ校正された抵抗-温度の関係から計算して求めた。入熱は指数関数状で  $Q=Q_0 \exp(t/\tau)$  で加熱し、ある地点  $t=t_m$  で熱量が  $Q_m$  になるまで加熱、その後  $Q=Q_m \exp((t_m-t)/\tau)$  で入熱量を減らしている。ここで  $\tau$  は時定数であり、 $\tau$  が小さいほど速い上昇・下降となる。

熱流束  $q$  はフィンがない場合との比較の意味から、次式で求めた。

$$q = \left( Q - \rho C_p \frac{dT}{dt} \times V \right) / S$$

ここで  $V$  と  $S$  はそれぞれ SUS テープのフィン無しでの体積と表面積である。

### 4. 試験結果

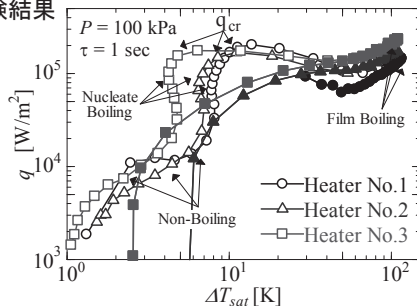


Fig.2 Heat transfer curve ( $\tau=1$ sec)

Fig.2 は各ヒータにおける  $\tau=1$ sec の結果を熱流束  $q$  とヒータ温度の飽和温度からの上昇分  $\Delta T_{sat}$  のグラフで示す。入

熱値の最大値をとる時間  $t=t_m$  後の冷却時の結果はマークを塗りつぶしてある。

初めは非沸騰で直線状に温度と熱流束が上昇し、次に核沸騰状態になり熱流束が一気に上昇し熱伝達が良くなる。臨界熱流束( $q_{cr}$ )後は熱流束が減少する一方で温度が一気に上昇する。このまま加熱すれば温度と熱流束は膜沸騰曲線に沿ってさらに上昇すると考えられる。

フィンの付いた試験体 2 と試験体 3 は試験体 1 に比べて非沸騰時の熱伝達率が高く、核沸騰時の温度が下がっている。

臨界熱流束後の熱流束はフィンの数が多いほど減少量が小さくなっており、試験体 3 では熱流束がほとんど変わらない。これはフィンによって温度分布に勾配ができ、部分的に核沸騰と膜沸騰が混在しているためだと考えられる。

冷却時にはフィンが多く付いているものほど高い熱流束を維持しながら冷却されていることが分かる。さらに入熱量を減らし始めてから温度ピークまでの時間も短くなった。

$\tau=1$ sec での温度と時間の関係を Fig.3 に示す。フィンの多い SUS テープほど冷却スピードが速くなっていることが分かる。フィンのない試験体 1 では時間内に温度が元に戻れないほどである。

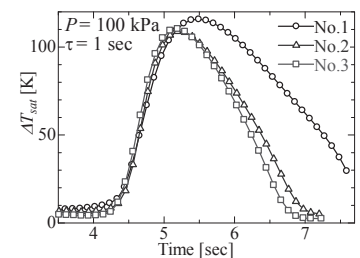


Fig.3 Effect of fins with  $\tau = 1$ s

次に  $\tau=10$ sec での温度と時間の関係を Fig.4 に示す。これも  $\tau=1$ sec と同様、フィンを取り付けることで高い冷却効果を得ることが分かる。しかし、試験体 2 と試験体 3 を比較すると、試験体 3 のほうがフィン数は多いにもかかわらず、試験体 2 よりも冷却速度が遅くなっている。 $\tau$  が 1sec 以下のときにはこのような結果にならない。これは試験体 3 ではフィン間隔が狭く、液体窒素が気泡に阻まれ対流し難くなっていることが原因ではないかと考えている。

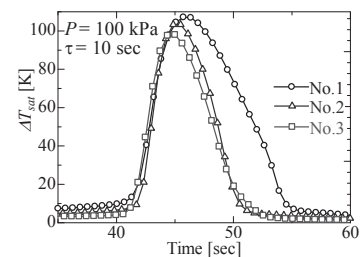


Fig.4 Effect of fins with  $\tau = 10$ s

### 5. まとめ

- i) フィンによって非沸騰、核沸騰での熱伝達が影響を受ける。
- ii) フィンが多いほど臨界熱流束後の熱流束の減少と温度の急激な上昇を防ぐことができる。
- iii) フィンを取り付けることで冷却性能が飛躍的に向上する。

### 参考文献

1. A. Sakurai, et al.: Boiling Heat Transfer from a Horizontal Cylinder in Liquid Nitrogen, The American Society of Mechanical Engineers, Vol 211 (1992), 7-182.

# 水平正方形管を流れる液体窒素沸騰流のボイド率測定と圧力損失特性

Void fraction measurement and pressure drop of boiling nitrogen flow in a horizontal square pipe

大平 勝秀、中山 忠、宮田 一司、高橋 幸一(東北大 流体研)  
小林 弘明、田口 秀之(JAXA)

OHIRA Katsuhide, NAKAYAMA Tadashi, MIYATA Kazushi, TAKAHASHI Koichi (IFS, Tohoku University)  
KOBAYASHI Hiroaki, TAGUCHI Hideyuki (JAXA)  
E-mail: ohira@luna.ifs.tohoku.ac.jp

## 1. はじめに

JAXA では、液体水素を燃料とする極超音速予冷ターボジェットエンジン技術の開発を進めている。エンジン始動時、配管系は常温であるため液体水素は気液二相流動状態となる。また、高速飛行時の空気予冷器では高温空気と液体水素が熱交換を行うので強制対流沸騰熱伝達状態となり、圧力損失と伝熱性能の関係を把握することが重要となる。本研究では、水平正方形熱管(一辺 12 mm)を流動する液体窒素沸騰気液二相流の流動パターンの可視化観察(高速度カメラ)と共に、試作した静電容量型ボイド率計でボイド率を測定し、流動パターンと圧力損失の関係を明らかにする。また、既報の伝熱円管(直径 15 mm)との違いも明らかにする。

## 2. 実験装置および実験方法

流動試験装置を図 1 に示す。テストセクションは本講演会の別前刷(熱伝達特性)を参照されたい。圧力損失は加熱開始点下流 200 mm の個所から 550 mm の区間で計測した。下流の可視化部に 2 種類の静電容量型ボイド率計、即ち、鉛直対向平板極板タイプ(V)と水平対向平板極板タイプ(H)を 4 辺に取り付け、LCR メータにて測定した。試験時の流速 0.08 ~ 2.5 m/s、質量流束 70 ~ 2000 kg/(m<sup>2</sup>s)、熱流束 5、10、20 kW/m<sup>2</sup>である。

## 3. 実験結果および考察

実験では、気泡流、プラグ流、スラグ流、スラグ・環状流、波状・環状流、波状流の流動パターンが観察され、ボイド率を測定した(図 2)。円管の場合、低クオリティでは発生した気泡が管頂部で合体して大気泡になるが、正方形管では気泡が分散して流れる傾向が見られた。ボイド率計で測定したボイド率と実クオリティを図 3 に示す。Saha-Zuber の手法を用いて熱平衡クオリティを実クオリティに補正している。図には、均質流モデル(スリップ比  $s = 1$ )と従来提案されているクオリティとボイド率の関係式(Winterton, Butterworth, Khalil, Levy の式)を示している。鉛直対向(V)、水平対向(H)のボイド率計では、電極を水平に取り付けた場合の方が実際のボイド率を精度良く測定していると考えられ、円管の場合においても水平対向の場合が精度良く測定できるとの解析結果が報告されている。

水平管の圧力損失は加速損失と摩擦損失から成り、 $s = 1$  の場合の均質流モデルと、図 3 のボイド率測定結果から測定したボイド率を良く再現している Winterton の式、Butterworth の式、Khalil の式を用いて圧力損失の計算を行った。図 4 に

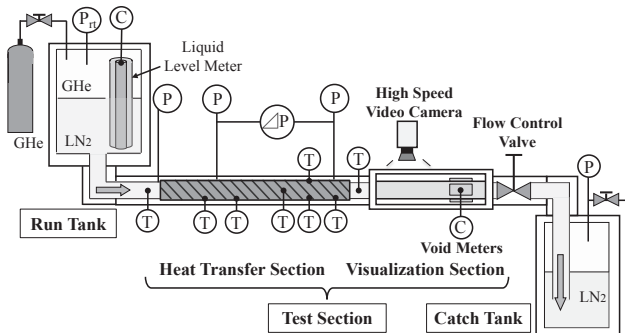


Fig. 1 Schematic illustration of the test apparatus.

熱流束 5、10、20 kW/m<sup>2</sup> で得られた圧力損失と Butterworth の式で得られた計算結果を示す。全ての流動様相において実験値を+30%~-30%で評価できる。均質流モデルでは全般に計算値は実験値よりも大きくなり、圧力損失が大きい場合(2 kPa/m 以上)では+30%以上となる。Winterton, Khalil の式を用いた場合も実験値を+30%~-30%で評価でき同様な傾向を示しており、分離流モデルが実験結果を良く評価している。

## 謝辞

本研究は、流体研による公募共同研究および流体研-JAXA の共同研究により実施した。

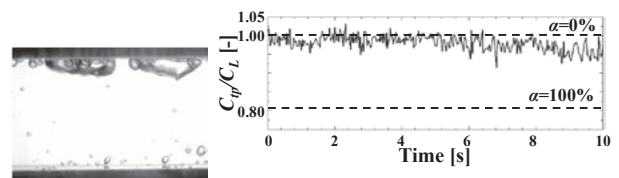


Fig. 2 Plug flow image and void fraction measurement.

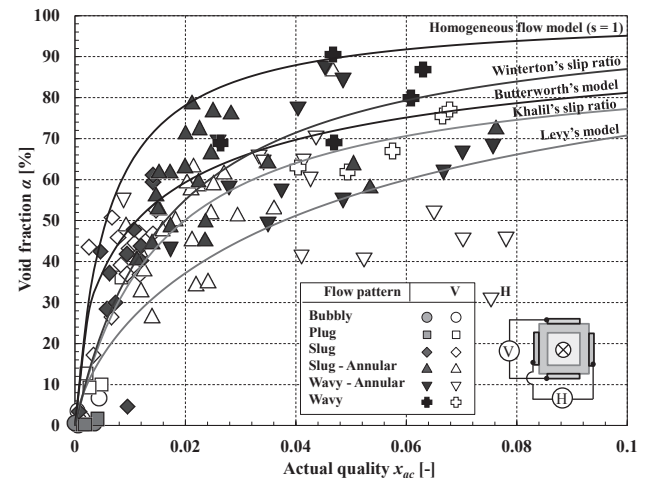


Fig. 3 Actual quality versus void fraction.

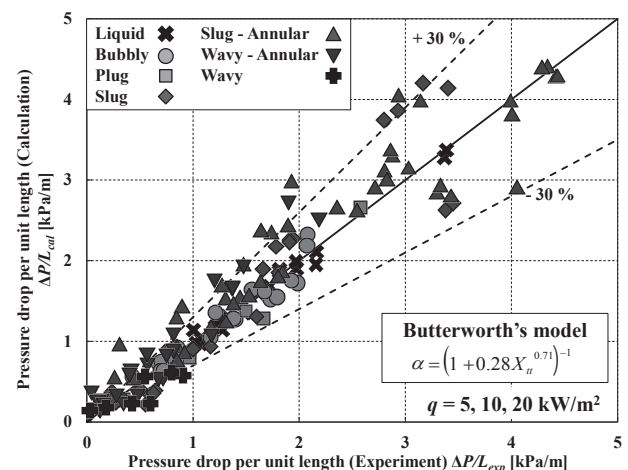


Fig. 4 Measured versus calculated pressure drops.

# 水平正方形管を流れる液体窒素沸騰流の熱伝達特性

## Heat transfer characteristics of boiling nitrogen flow in a horizontal square pipe

大平 勝秀、中山 忠、宮田 一司、高橋 幸一（東北大 流体研）  
 小林 弘明、田口 秀之（JAXA）

OHIRA Katsuhide, NAKAYAMA Tadashi, MIYATA Kazushi, TAKAHASHI Koichi (IFS, Tohoku University)  
 KOBAYASHI Hiroaki, TAGUCHI Hideyuki (JAXA)  
 E-mail: ohira@luna.ifs.tohoku.ac.jp

### 1. はじめに

JAXA では、液体水素を燃料とする極超音速予冷ターボジェットエンジン技術の開発を進めている。エンジン始動時、配管系は常温であるため液体水素は気液二相流動状態となる。また、高速飛行時の空気予冷器では高温空気と液体水素が熱交換を行うので強制対流沸騰熱伝達状態となり、圧力損失と伝熱性能の関係を把握することが重要となる。本研究では、水平正方形熱管（一辺 12 mm）を流動する液体窒素沸騰二相流の流動パターンの可視化観察（高速度カメラ）と熱伝達特性の関係を明らかにする。

### 2. 実験装置および実験方法

テストセクションを図 1 に示す。流動試験装置は本講演会の別前刷（圧力損失特性）を参照されたい。正方形熱管の外壁にニクロム線ヒータをスタイクキャストで固着し、加熱した。管内壁温度は外壁で測定した温度から算出した。本発表では管側面部(T3)、頂部(T4)、底部(T5)で測定した局所熱伝達率を評価した。試験時の流速 0.08~2.5 m/s、質量流束 70~2000 kg/(m<sup>2</sup>·s)、熱流束 5、10、20 kW/m<sup>2</sup>である。

### 3. 実験結果および考察

実験では、気泡流、プラグ流、スラグ流、スラグ・環状流、波状・環状流、波状流の流動パターンが観察された。図 2 に熱流束の違いによる管側面部の熱伝達率を示す。質量流束が大きい領域では液相強制対流熱伝達が支配的であり、熱伝達率は熱流束に依存せず、質量流束の大きさに依存する。この高質量流束域では側面部、頂部、底部で熱伝達率の差は殆ど認められなかった。質量流束が小さい領域では、質量流束が低下すると沸騰が開始し熱伝達率が増加する。さらに質量流束が低下すると核沸騰熱伝達がある一定値まで増加する。沸騰が開始する質量流束点は熱流束が小さいほど小さくなり、熱伝達率の増加量は熱流束が大きいほど大きくなる。図 2 には熱流束 20 kW/m<sup>2</sup> 時の側面部の核沸騰熱伝達率を実線で、頂部、底部を破線で示している。底部では質量流束の低下に伴い熱伝達率は増加して一定値まで達した後、低質量流束域まで維持される。核沸騰熱伝達が支配的となり、質量流束の大きさに依存せず、熱流束の大きさに依存して熱伝達率が一定となっている。頂部では質量流束の低下に伴い側面部や底部よりも熱伝達率は増加するが、さらに低質量流束になると減少する。沸騰により発生した気泡は頂部に集中して流れるため熱伝達が促進され上昇する。さらに質量流束が低下すると壁面がドライアウトして熱伝達が劣化する。側面部では底部と同様な挙動を示すが、ドライアウトが発生すると熱伝達率が劣化し始める。頂部に比べ低質量流束域でも液相が存在し、核沸騰熱伝達が維持されるため、劣化が起り始める質量流束点が小さく、劣化割合も緩やかである。

管側面部、頂部、底部の熱伝達率を水等の常温流体で提案されている熱伝達式で評価した。液単相流、気泡流、プラグ流については測定部の周方向位置によらず Dittus-Boelter 式で±20%で評価可能である。スラグ流、環状流、波状流については以下の結果が得られた。図 3 に Gungor-Winterton 式との比較を示す。熱平衡クオリティ 0.01 以上で測定部の周方向位置によらず+30%~-20%で評価可能である。Liu-Winterton 式では管側面部で+20%~-30%で評価可能であるが、頂部、

底部ではばらつきが大きく、最大-40%程度小さく見積もる。Stephan-Abdelsalam 式はプール核沸騰熱伝達式であるが、係数 4.82 を 3.856 (0.8 倍) に修正すると±30%で評価可能である。

### 謝辞

本研究は、流体研による公募共同研究および流体研-JAXAの共同研究により実施した。

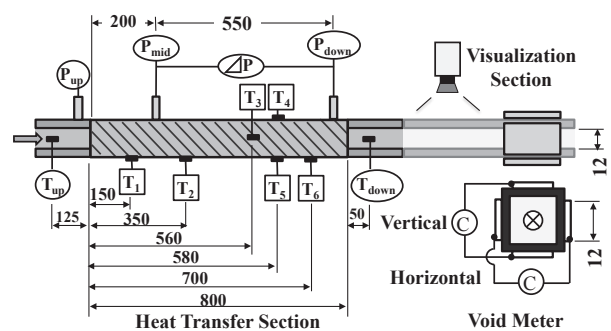


Fig. 1 Schematic illustration of the test section.

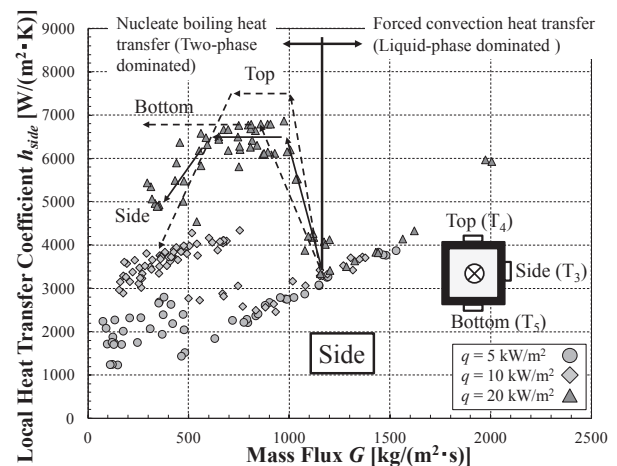


Fig. 2 Heat transfer coefficient versus mass flux.

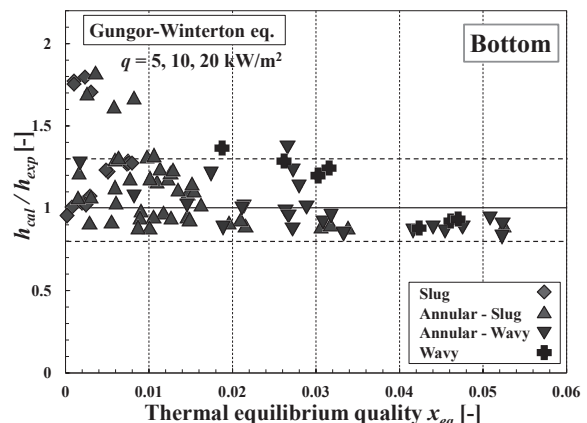


Fig. 3 Measured versus calculated heat transfer coefficients.

# 正方形管内を流動するスラッシュ窒素の圧力損失低減、伝熱劣化特性 Pressure-drop reduction and heat-transfer deterioration of slush nitrogen in square pipe flow

奥山 惇, 中込 圭, 高橋 幸一, 大平 勝秀 (東北大)

OKUYAMA Jun, NAKAGOMI Kei, TAKAHASHI Koichi, OHIRA Katsuhide (Tohoku University)

E-mail: okuyama@luna.ifs.tohoku.ac.jp

## 1. 緒言

極低温液体中に液体と同成分の固体粒子が混在する固液二相スラッシュ流体は、高密度流体、融解熱を利用する機能性熱流体として優れた特性を持っており、実用化に向け様々な断面形状をもつ管内の流動特性を把握することは重要である。Fig.1 に示すスラッシュ水素を利用した高効率水素エネルギーシステムを提案している。本発表では、固液二相スラッシュ窒素が正方形管内を流動する際の圧力損失低減、伝熱劣化特性、および可視化実験で得られた結果について報告する。

## 2. 実験装置および実験方法

流動試験装置の概略図を Fig. 2 に示す。本装置は主として、ランタンク、テストセクション(伝熱試験部と可視化部)、キャッチタンクから構成されている。次に、Fig. 3 に伝熱試験部の詳細を示す。伝熱試験部は12×12 mmの銅製正方形管であり、管外壁800 mmに渡って巻かれたニクロム線により一定の熱流束を印加する。管上部の軸方向に圧力取出し口を設け、中一下流間の550 mmの区間において圧力損失を計測する。また、熱伝達率およびバルク温度計測のため、温度センサが7個取り付けられている。実験時の平均流速は0.5~4.9 m/s、固相率6~26 wt.%、熱流束は10, 20 kW/m<sup>2</sup>である。

## 3. 実験結果および考察

Fig. 4 に、非加熱時の平均流速と単位長さ当たりの圧力損失の関係を示す。流速2.5 m/s以上の領域、また計測したほぼ全ての固相率において圧力損失低減が発生していることがわかる。圧力損失が低減する理由として、流速が増加し擬均質流になるほど、固体粒子が管中央部に移動し、固体粒子と管壁面との干渉が減少する。更に、管中央部に移動した固体粒子群が、管壁面からの乱流の発達を抑制することで、低減が発生すると考えられる[1]。

次に、加熱時( $q = 10 \text{ kW/m}^2$ )における流速と単位長さ当たりの圧力損失および局所熱伝達率の関係を Fig. 5 に示す。今回は温度センサ5番の局所熱伝達率  $h_5$  を掲載しており、熱流束  $q$ 、壁面温度  $T_{wall}$ 、バルク温度  $T_{bulk}$  から次式で求められる。

$$h = q / (T_{wall} - T_{bulk}) \quad (1)$$

まず圧力損失については、流速2.5 m/s以上の流速域で低減が発生している。従って、加熱量は圧力損失低減が発生し始める流速には影響しないことがわかる。また、低減は計測したほぼ全ての固相率について発生しており、この傾向も非加熱時と同様である。次に、熱伝達特性については、全ての流速および固相率において、スラッシュ窒素の熱伝達率がサブクール液体窒素の熱伝達率よりも劣化している。これは5番の温度センサだけでなく、他の温度センサにおける  $h_3, h_4$  でも同様の結果が得られた。つまり、流速2.5 m/s以上の高流速域では、圧力損失低減および熱伝達率劣化がどちらも発生するのに対し、流速2.5 m/s以下の低流速域では、熱伝達率劣化のみが発生することとなる。

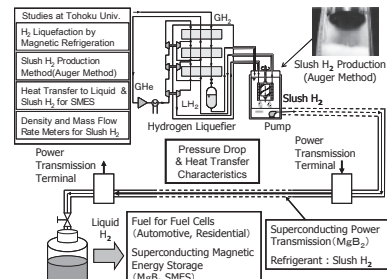


Fig.1 Synergetic effect of a combination of slush hydrogen and superconducting equipment.

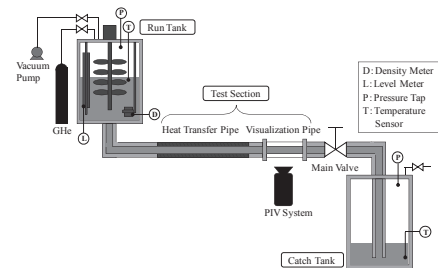


Fig. 2 Experimental apparatus for slush N<sub>2</sub> flow test.

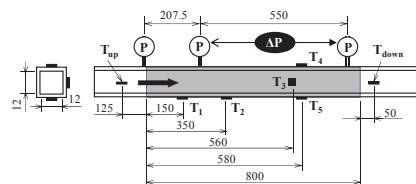


Fig. 3 Details of the heat transfer pipe.

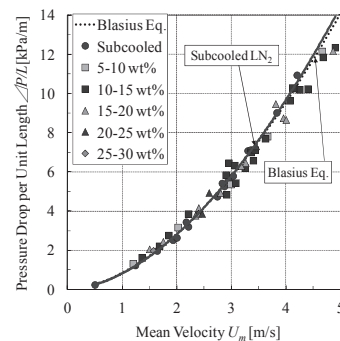


Fig. 4 Pressure drop and mean velocity of slush N<sub>2</sub>.

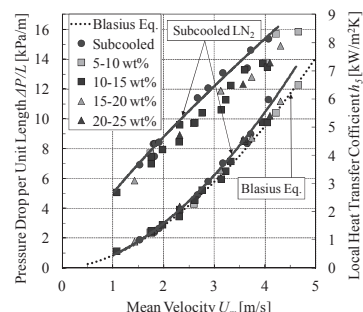


Fig. 5 Pressure drop and local heat transfer coefficient of slush N<sub>2</sub>. ( $q = 10 \text{ kW/m}^2$ )



# 三角形管内を流動する極低温スラッシュ流体の数値解析(SLUSH-3D) Numerical study of cryogenic slush flow in a triangular pipe(SLUSH-3D)

細野 琢巳, 中 大輔, 大平 勝秀 (東北大 流体研)

HOSONO Takumi, NAKA Daisuke, OHIRA Katsuhide (Institute of Fluid Science, Tohoku University)

E-mail: hosono@luna.ifs.tohoku.ac.jp

## 1. はじめに

液体中に同成分の固体粒子を含む極低温固液二相流体であるスラッシュ流体は、液単相と比べ密度および寒冷エンタルピーが増加する利点を持つ。また、管内流動時に圧力損失低減現象が発生することが報告されている。このような特徴から現在スラッシュ水素を用いた高効率水素エネルギーシステム (Fig.1) を提案し、研究を行っている[1,2,3]。本研究では、伝熱面積と集積性に優れることから熱交換器等に用いられる三角形管内を流動するスラッシュ流体の数値解析を行い、その流動特性について報告する。

## 2. 解析方法および解析条件

解析モデル(一辺  $D = 20$  および  $26\text{mm}$ 、管路長  $L = 1500\text{mm}$ )を Fig.2 に示す。本研究では固相および液相を非圧縮性の連続体とした二流体モデルを用いて解析を行った。解析条件は作動流体にスラッシュ窒素とスラッシュ水素、入口流速  $U_{in} = 1.5 \sim 5.0\text{ m/s}$ 、体積固相率  $\alpha_s = 5 \sim 25\text{ vol.}\%$ 、粒子径  $d_s = 1.3\text{ mm}$  とした。スラッシュ流体の圧力損失低減現象については考慮していない。

## 3. 実験結果および考察

Fig.3 は一辺が  $20\text{ mm}$  の正三角形管内を流動するスラッシュ窒素の圧力損失特性を示す。液単相の圧力損失は Blasius の式と一致していることから計算結果の妥当性を確認することができる。また、スラッシュ窒素の圧力損失は初期固相率の増加とともに増加していることがわかるが、これは固相率の増加とともに固液相間の干渉が増加したためと考えられる。

Fig.4 はスラッシュ窒素およびスラッシュ水素の断面固相率分布を示している。低流速では固相は管底部に集中しているのに対し、高流速では断面全体に均一に分布している。これは慣性力の増加とともに重力の影響が相対的に小さくなったことを示している。また、スラッシュ水素の固相率はスラッシュ窒素よりも低流速の方がわずかに均一な分布となっている。これは固液密度比と粘性係数が水素のほうが窒素よりも小さいためであると考えられる。一方、高流速においてスラッシュ水素とスラッシュ窒素の固相率分布に違いはほとんどみられず、三角形管においてはスラッシュ窒素、スラッシュ水素の流動特性の違いは小さいことがわかった。

Fig.5 は非線形  $k-\epsilon$  モデルによって解析を行った三角形管の二次流れを示している。液体窒素単相の二次流れの解析結果は Nikuradse らの三角形管内の単相流(水)の実験結果と同様の傾向が得られており、十分な精度で二次流れを計算できると考えられる。液単相では角部に向かう同じ大きさの 6 つの渦が形成されたのに対して、スラッシュ窒素では液単相の場合とは異なる傾向の二次流れがみられた。スラッシュ窒素の場合では固体粒子が重力の影響を受け、液単相時に二次流れの小さな管中心部において下方向の速度を持ちやすくなったため、渦の大きさに違いがみられたと考えられる。

## 参考文献

- [1] 大平勝秀, 低温工学, Vol. 41(2006) pp.61-72.
- [2] 大平勝秀, 低温工学, Vol. 46(2011) pp.149-161.
- [3] 大平勝秀ほか, 低温工学, Vol. 46(2011) pp.575-587.

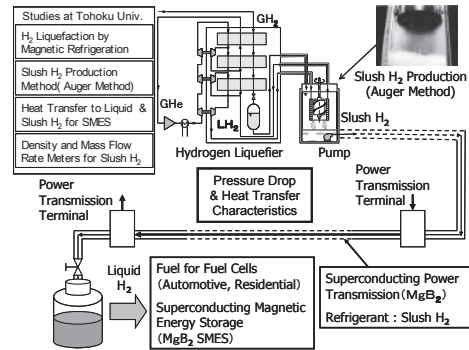


Fig.1 Synergetic effect of a combination of slush hydrogen and superconducting equipment.

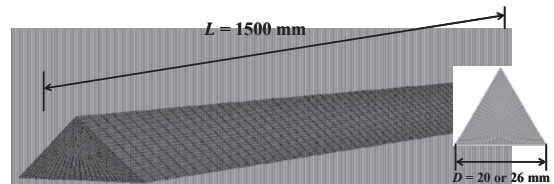


Fig.2 Computational model for numerical analysis

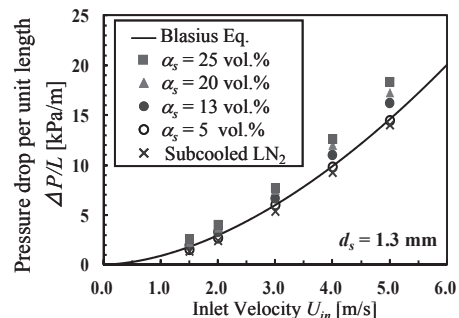


Fig.3 Pressure drop of slush nitrogen

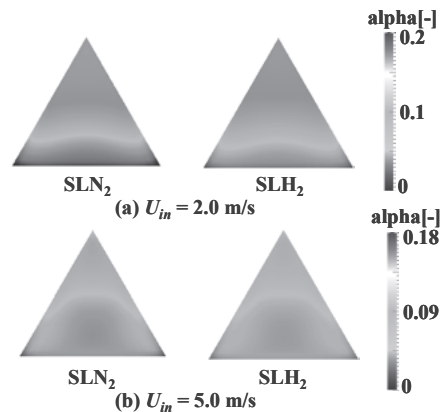


Fig.4 solid fraction profiles ( $\alpha_s = 13\text{ vol.}\%$ )

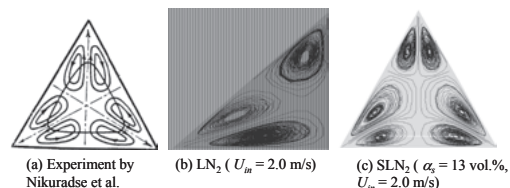


Fig.5 Secondary flow of water, liquid  $N_2$  and slush  $N_2$

# RHQT 法 Nb<sub>3</sub>Al の超伝導特性に及ぼす通電加熱電極間距離の影響

## Effects of Joule-heating electrode-spacing on superconducting properties of RHQT-Nb<sub>3</sub>Al wire

飯嶋 安男, 菊池 章弘, 伴野 信哉, 竹内 孝夫(物材機構)  
 IIJIMA Yasuo, KIKUCHI Akihiro, BANNO Nobuya and TAKEUCHI Takao (NIMS)  
 E-mail: IIJIMA.Yasuo@nims.go.jp

### 1. はじめに

RHQT 法 Nb<sub>3</sub>Al 線材は、高磁場での臨界電流密度  $J_c$  特性が優れており、また、歪に対する超伝導特性の劣化が少ないことから、大空間に高磁場が必要な核融合炉用マグネットや高解像度 NMR マグネット等の候補材料として研究が進められている。我々は、これまで RHQ 処理線材の線径、線材移動速度、通電電圧または通電電流等を制御して変態後の A15 相の超伝導特性の最適化を試みてきた。従来は通電加熱時間(線材の電極間通過時間)を制御パラメータに選ぶとすると、電極間距離が固定されていたので線材移動速度を変えて実施せざるをえなかった。しかし、この場合、線材移動速度に比例する急冷速度も一緒に変わってしまう、通電加熱時間を独立に制御することができなかった。本研究では、通電加熱時間を独立パラメータとするため、電極間距離を 100 mm から長い 300, 470 mm の場合について RHQ 処理を実施し、超伝導特性への影響を調査した。また、RHQT-Nb<sub>3</sub>Al 線材は RHQ 処理後に減面加工を施すと超伝導特性が改善されることが知られており、本研究でも電極間距離を長くした試料についても減面加工の効果の有効性を調査し、その結果を報告する。

### 2. 実験方法

前駆体線材は、Al のマトリクスへの拡散による過飽和固溶体の化学量論組成からのずれを防止するため、マトリクス材を高温まで反応しにくい Ta にしたジェリーロール法 Nb/Al 単芯線材を用いた。線径:0.53 mm, Ta マトリクス比:0.6, Al 層厚は従来の前駆体多芯線と比べて 3~6 倍厚い 600 nm を用い、その影響も同時に検討した。

電極間距離  $L_{electrode}$ : 100, 300, 470 mm, 線材移動速度  $v_{wire}$  を 0.33~1.00 m/s の範囲で 3~5 条件選択し、その電極間距離と線材移動速度が異なる組み合わせの 11 条件 (Table 1) において、それぞれ定電圧電源により 8.5~34 V (通電電流で 22~80 A に対応) の範囲で加熱電圧を階段状に変化させて一定時間通電加熱した。電極間通過時間 ( $\tau$ : 回転電極から離れてガリウム浴に達するまでに線材の注目する一点が継続して通電加熱された時間) は 0.1~1.17 s であった。急冷速度は  $10^4 \sim 10^5$  °C/s の程度であると思われる。

一部の試料については RHQ 処理後に減面加工を施した。加工度の小さいものは、単芯線を通常の引抜きダイスを用いて外径 0.3 mm まで途中サンプリングしながら伸線加工(減面率 68%)した。また、加工度の大きいものは、外径 5.0 mm, 内径 2.7 mm の Ta 管に 18 本(中心は銅線で合計 19 芯)挿入し、一種の急冷後複合多芯線を作製し、これをカセットローラード

Table 1. RHQ conditions in the present study.

$L_{electrode}$ (mm)	100	300	470
$v_{wire}$ (m/s)		$\tau$ (s)	
0.33	-	0.90	-
0.40	0.25	0.75	1.17
0.50	-	0.60	-
0.60	-	-	0.78
0.67	0.15	0.45	-
0.80	-	-	0.59
1.00	0.10	0.30	-

イスを用いて外径 0.54 mm まで伸線加工(減面率 98.8%)した。変態熱処理は真空中で 800°C-10 時間の追加熱処理を施した。臨界電流密度  $J_c$  は  $I_c$  をジェリーロール部の面積で除した値と定義した。試料の組織観察は線材断面を研磨し、陽極酸化を施し光学顕微鏡を用いて行った。

### 3. 実験結果

RHQ 処理直後の横断面組織を陽極酸化して光学顕微鏡で観察したものを比較すると、通電加熱時間を 0.1, 0.45, 1.17 s と長くしていくと、Nb と Al の相互の拡散距離が長くなり、bcc 相過飽和固溶体の割合が増加する。過飽和固溶体の面積比は、43%, 59%, 79% となり、この過飽和固溶体の面積比は 16T での  $J_c$  にほぼ比例した。

Fig. 1 のように  $T_c$  および  $J_c$  値を電力 (RHQ 電流と電圧の積) を電極間距離で除して求めた単位長さ当りの電力の関数としてプロットすると、各 11 条件で最適化した  $T_c$  および  $J_c$  値はほぼ比例して低下する。したがって、小さな電力でゆっくりと時間を掛けて加熱すると、超伝導特性の最適値はより高くなることが判る。 $J_c$  は  $T_c$  と比較して直線性に優れ、データのばらつきがより少なかった。本報告での  $T_c$  は 4 端子抵抗法を用いて測定しているため線材断面の局所的に一部特性の良いところが線材の長手方向に繋がっていれば高い  $T_c$  が得られることに対し、 $J_c$  の場合は線材全体の平均特性が反映されるためと考えられる。さらに単位長さ当りの電力を短く出来れば更なる超伝導特性改善の可能性がある。また、電極間距離の超伝導特性への影響は、100 mm から 300 mm へ長くすることで RHQ 処理の供給エネルギー変動が小さくなり、 $J_c$  のばらつき(長尺線材の長手方向の変動)が半分以下に改善された。

減面加工による超伝導特性は、Al の厚さを 600nm と厚くしても、通電加熱時間を 0.75s に長くしても向上した。

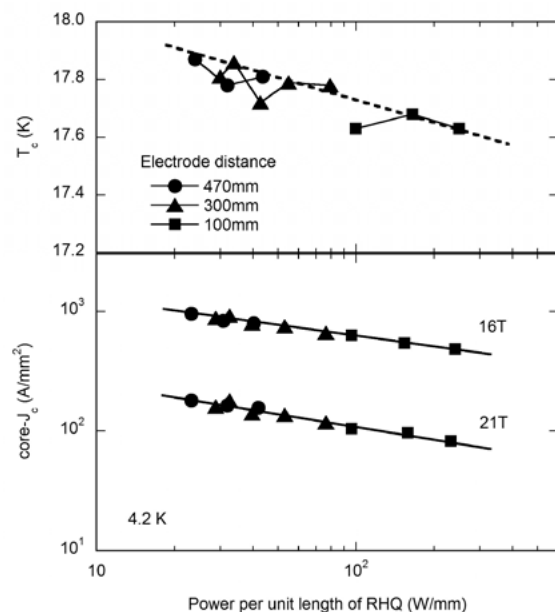


Fig. 1  $T_c$  and  $J_c$  versus RHQ power per unit length of wire.

RHQ-Nb<sub>3</sub>Al 線材の A15 相熱処理での中性子回折測定Neutron diffraction measurements for RHQ-Nb<sub>3</sub>Al wire in A15 phase heat treatment

金 新哲、中本 建志、土屋 清澄、山本 明、荻津 透(KEK);  
 ハルヨ ステファヌス、辺見 努(JAEA);伊藤 崇芳(CROSS);菊池 章弘、竹内 孝夫(NIMS);  
 Xinzhe Jin, Tatsushi Nakamoto, Kiyosumi Tsuchiya, Akira Yamamoto, Toru Ogitsu (KEK);  
 Stefanus Harjo, Tsutomu Hemmi (JAEA); Takayoshi Ito (CROSS); Akihiro Kikuthi, Takao Takeuchi (NIMS)  
 E-mail: shintetsu.kin@kek.jp

## 1. はじめに

急熱急冷法(RHQ)で作製された Nb<sub>3</sub>Al 線材は、拡散法よりも高い臨界電流が得られていることが知られている。RHQ 処理によって線材内部の Nb と Al は固溶体 NbAl<sub>3</sub>を形成し、その後再度高温で焼成することで A15 相が得られている[1]。本研究は、RHQ 処理の効果についてさらなる理解を得ることを目的とし、RHQ 処理後の素線を高温で加熱しながら連続的に中性子回折測定を行い、A15 相の成長、残留ひずみ生成について調べた[2]。

## 2. 試料測定

試料は Ta と Nb の複合マトリクス線材で、具体的な仕様を Table 1 に示す。

Table 1 Specification of sample

Wire diameter (mm)	1
Matrix materials	Ta, Nb
Cu/non-Cu	1
Filaments number	294

中性子回折測定は、波長分散法を利用している J-PARC「匠」の回折計で、素線8本を束ねて線材の長手方向(軸方向)と半径方向(横方向)で同時に2つの検出器からパターンを得た[2]。温度プロファイルは、まず 800°C に昇温する過程と 11 時間保温過程で連続的に測定を行い、温度降下過程では 100°C 間隔で 30 分間測定を行った。

残留歪みの計算に用いる無歪み状態の格子定数  $a_0$  を求めるため、素線の Cu メッキを除去し、粒径が 20  $\mu$ m 以下の粉末にした中性子回折測定結果を利用した[3]。

## 3. 測定結果及び解析

Fig. 1 に、試料の横方向での昇温過程における中性子回折測定パターンを示す。パターンはそれぞれ 5 分の統計データをプロットしている。

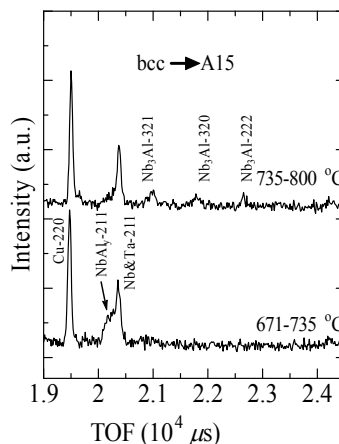


Fig. 1. Neutron diffraction patterns at temperature increasing process in transverse direction.

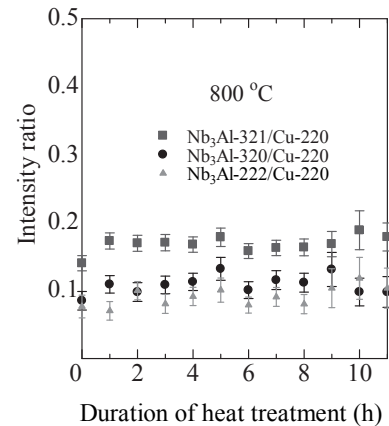


Fig. 2. Peak intensity ratios of Nb<sub>3</sub>Al-321/Cu-220, Nb<sub>3</sub>Al-320/Cu-220 and Nb<sub>3</sub>Al-222/Cu-220 with duration in the holding process at 800 °C in transverse directions. They are obtained by single-peak fitting to the Gaussian function.

図に示したように、671°Cから 735°Cまでの温度では明確な Nb<sub>3</sub>Al 相が観察されなかった。一方、735°Cから 800°Cまでの温度では、Nb と Al の固溶体である NbAl<sub>3</sub> (bcc 構造) の 211 ピーク強度が減少し、A15 相が成長していることが観察された。

Fig. 2 には 800°C 11 時間の保温過程における Nb<sub>3</sub>Al ピークの強度比を示す。ビーム強度の時間変動を考慮するため、Cu-220 ピークを用いて規格化している。解析の結果、保温過程におけるピーク強度の変化は殆ど見られなかった。これは A15 相の成長については、すでに相転移の初期段階でほぼ飽和されたことを示している。

その他の結果については学会当日に報告する。

## 4. まとめ

A15相転移の熱処理において、Nb<sub>3</sub>Alピーク強度は800°C に達してほぼ成長が完了していた。

## 5. 今後の予定

様々な温度プロファイルによる高温での中性子回折測定を行う予定である。

## 参考文献

- [1] A. Kikuchi, *et al.*: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 15 (2005) p.3372.
- [2] X. Jin, T. Nakamoto, *et al.*: J. Alloys Compds., Vol. 535 (2012) p.124.
- [3] X. Jin, T. Nakamoto, *et al.*: Supercond. Sci. Technol., Vol. 25 (2012) p.065021.

# Nb/Ag/Nb 三層フィラメント間バリア構造の RHQT 法 Nb<sub>3</sub>Al 線材

## A RHQT Nb<sub>3</sub>Al wire with a Nb/Ag/Nb three-layer filament-barrier structure

竹内 孝夫 (NIMS); 中川 和彦 (日立電線); 伴野 信哉, 二森 茂樹, 飯嶋 安男, 菊池 章弘 (NIMS); 土屋 清澄, 中本 建志 (KEK)

TAKEUCHI T. (NIMS); NAKAGAWA K. (Hitachi Cable); BANNO N., NIMORI S., IJIMA Y., KIKUCHI A. (NIMS); TUSCHIYA K., NAKAMOTO T. (KEK); E-mail: TAKEUCHI.Takao@nims.go.jp

### 1. はじめに

低磁界不安定性を解消するために Ta バリア構造の Nb/Al 前駆体線の開発が進められている。しかし、Nb と比べて Ta の伸線加工性が劣ることに由来して Ta バリア部を起点とした断線が頻発するという問題が生じている。そのため、低磁界不安定性の抑制を担保しつつ前駆体線の伸線加工性を改善する新しいバリア構造が提案された。常伝導金属で柔らかな Cu 層を挟んだ Ta バリア構造である。Cu 層が Ta バリアにおける応力ひずみを緩和し、前駆体線は無断線で伸線加工できるようになった。また、急熱急冷変態処理後もクラックの伝播を抑制するなど耐曲げひずみ性を改善する副次的効果も見いだされた。しかし、従来の Ta だけのバリア構造と比べるとバリア部全体の割合が大きくなり non-Cu Jc が低下する欠点があった。約 1950°C まで加熱すると溶融した Cu に Ta が一部融け出すので、それを見越して厚い Ta バリアが必要だったからである。一方、Nb 被覆 Ag フィラメントを断面内に配置する内部安定化線材を急熱急冷処理した実験から、溶融した Ag は Nb と全く反応しないことが知られている。本研究では、バリア部の割合を小さくすることを目標に、Cu 層を挟んだ Ta バリア構造に替えて、Ag 層を挟んだ Nb バリア構造を導入する。

### 2. バリア構造の比較

表 1 に今回試作した Ag 層を挟んだ Nb バリア構造(#5)と従来の Cu 層を挟んだ Ta バリア構造(#4)の前駆体線の断面パラメータを比較して示す。Ag 層を挟む Nb バリア構造が原理的に問題ないか調査するのが主目的なので、Nb バリア厚さは限界まで薄くしていない。Ag 層を挟んだ Nb バリア構造の場合、フィラメント数が約半分で中心ダミーフィラメント数も 7 本と少ない。そのためフィラメントに対するフィラメント以外の体積比が 1.93 で Cu 層を挟んだ Ta バリア構造の場合の 2.32 より小さいにもかかわらず、Nb バリアの厚さ (6.9 μm) は Ta バリアの厚さ (6.0 μm) よりむしろ厚い。Ag の材料コストを勘案し、#5 では外皮も Nb に変更し、材料コストの高い Ta を全く含まない断面構成となっているのが特徴である。

### 3. 急冷後の組織と特性

急熱急冷処理は短尺試料で処理が可能なシミュレータを利用した。すなわち、真空雰囲気中で 1.09 秒の間、定電流モードにより通電して加熱した後、液体 Ga 浴に試料を突入させて急冷した。Fig. 1 に、bcc 相過飽和固溶体が生成した通電電流値が 184 A のときの急冷後の断面写真を示す。また、Fig. 2 に急冷したままの状態 で測定した臨界温度  $T_c$  を通電電流値  $I_{RHQ}$  の関数として示す。Nb バリアに挟まれた Ag 層は Nb 外皮の内側でお互いに繋がっているため、加熱時に Ag 層が融解すると、各フィラメントは加熱前の位置から加熱中に若干移動する。Cu 層を挟んだ Ta バリア構造の場合には、bcc 相過飽和固溶体が生成する通電条件でも Ta が溶融 Cu 中に融けだし、急冷後には Ta がデンドライトとして析出する。それに対して、Ag 層を挟んだ Nb バリア構造では、Nb バリアが溶融 Ag と反応した痕跡はいつい認められていない。 $I_{RHQ}$  が 189 A を越えると bcc 相過飽和固溶体が部分溶融して Al に富む bcc 相と Al が不足した bcc 相に二層分離する。Cu 層を挟んだ Ta バリア構造の場合には、部分溶融が生じる温度まで加熱すると Ta バリアが一部破れて Cu がフィラメント内部に拡散し、A15 相を

生成させて脆くなる。これに対して Ag 層を挟んだ Nb バリア構造では、部分溶融が生じて急冷した線材は延性を保持している。

Table 1 Specifications of precursors with Ta/Cu/Ta and Nb/Ag/Nb filament-barrier structures.

Sample ID	#4 (ME550)	#5
Wire diameter, $D_w$ (mm)	1.35	1.35
Skin species	Ta	Nb
Thickness of skin	50	46
JR filament diameter, $D_{JR}$ (μm)	58	83
No. of filaments	222	114
Filament core	Nb	Nb
Filament barrier	JR/Ta/Cu/Ta/JR	JR/Nb/Ag/Nb/JR
Thickness of filament barrier (μm)	6.0/6.4/6.0	6.9/8.7/6.9
Central dummy filament	Ta jacketed with Cu (as-worked)	Nb jacketed with Ag (as-worked)
No. of dummy filament	19	7
Location of Cu (Ag) stabilizer	filament barrier dummy filament	filament barrier dummy filament
Ratio of Cu (Ag) to non-Cu (Ag)	0.14	0.13
Ratio of Nb&Ta to JR	1.89	1.59
Ratio of non-JR to JR	2.32	1.93
Extrusion machine (ton)	400	100
Number of wire breakages	0	0

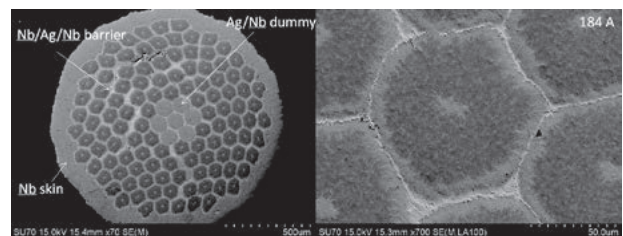


Fig. 1 Cross-sectional images of as-quenched wire with a Nb/Ag/Nb three-layer barrier.

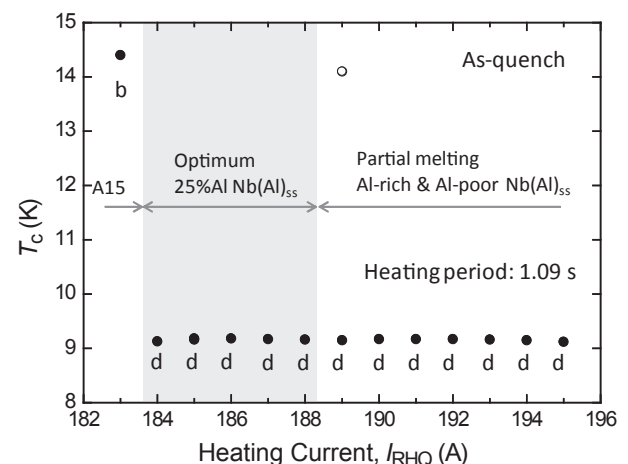


Fig. 2 Variation of  $T_c$  of as-quenched wire as a function of heating current  $I_{RHQ}$ . The letters 'd' and 'b' next to the as-quenched  $T_c$  symbols indicate that the as-quenched wire is ductile and brittle at room temperature, respectively.

## 分散バリア型 Nb<sub>3</sub>Al 超伝導線材の開発 Development of Nb<sub>3</sub>Al Superconductor with Mixed-Barrier Configuration

伴野信哉, 竹内孝夫 (物材機構); 中川和彦, 櫻井義博 (日立電線); 土屋清澄 (KEK)  
Banno N, Takeuchi T (NIMS); Nakagawa K, Sakurai Y (Hitachi Cable); Tsuchiya K (KEK)  
E-mail: banno.nobuya@nims.go.jp

### 1. はじめに

急熱急冷・変態法 Nb<sub>3</sub>Al 超伝導線材では、Nb-Al 過飽和固溶体相を生成するために約 2000°C の温度を経験することになるため、線材を構成するマトリクスに安定化材となる Cu をあらかじめ付与することができない。そこで従来、マトリクスには高融点金属の Nb が使用されてきたが、最近では低磁界不安定性を抑制する目的で Ta が主として使用されるようになってきている。しかしながら Ta は Nb に比べて加工性が劣り、今度は断線が頻発するようになった。

本研究はその解決策の一つとして、Nb ならびに Ta の特徴を生かし、Nb バリアフィラメントと Ta バリアフィラメントを効果的に分散配置した新しい断面構成を提案する。

### 2. 概念設計

一般にダイス伸線においては、線材の中心付近が起点となって、カップアンドコーン破断することが多い。Fig. 1 に示すように従来の典型的な Ta マトリクス線材の伸線においてもこうしたセンターバーストが断線の主要因となっていた。新しい設計ではまず中心コアの周りに加工性の良い Nb バリアフィラメントを配置することとした。さらにその外側のフィラメント領域において個々のもしくは複数の Nb バリアフィラメントを Ta バリアフィラメントで囲うようにして分散配置し、磁氣的フィラメント結合を抑制する。

Fig. 2 に概念設計例を示す。最初の試作は A を採用したが、後述するようにフィラメント領域の Ta バリアが起点となって破断を生じた。そこで B を新たに考案したところ、加工性の改善は見られたものの、依然断線を防げなかった。そこで B を基にして、Ta バリア厚のみ 1.5 倍にしたデザインをあらたに提案した。この設計を B' とする。

### 3. 試作結果と磁化特性

断線リスクを象徴する指標として、目標線径に対する初断線径の比 ( $R_{f/t}$ ) を定義する。 $R_{f/t}=1$  は目標線径まで無断線であることを意味する。これまでに行った Nb マトリクスならびに Ta マトリクス線材の試作データを整理すると、 $R_{f/t}$  はそれぞれ平均値で 1.03、2.22 となり、Ta マトリクスの断線リスクが圧倒的に高いことがわかる。

これに対し伸線加工性の向上を図った分散バリア型線材 A の  $R_{f/t}$  は 1.59 であり、一定の効果は見られたが断線は避けられなかった。Fig. 3 の A は、破断面とその近傍の研磨断面の写真であるが、Ta バリアの異常変形が見られており、それが破断の起点となっている様子がうかがえる。次に、できるだけ Ta 部を低減した設計 B の線材に対する試作試験を行ったところ、 $R_{f/t}$  は 1.47 となり若干の改善は見られたが、なおも断線は避けられなかった。

そこで設計 B において Ta バリア厚のみ 1.5 倍にした設計 B' を提案し 300m のフルビレット試作試験を行った。その結果、設計 B' において目標線径まで無断線での伸線に成功した。Fig. 4 (a) に作製した線材の断面を、(b) に磁化曲線

の例を示す。磁化特性においてもフラックスジャンプの抑制が確認でき、設計の有効性が示された。

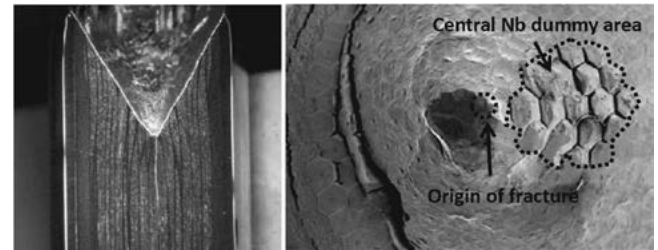


Fig. 1. Longitudinal and transverse fracture cross-sections for Ta matrix Nb-Al multifilamentary precursor wire.

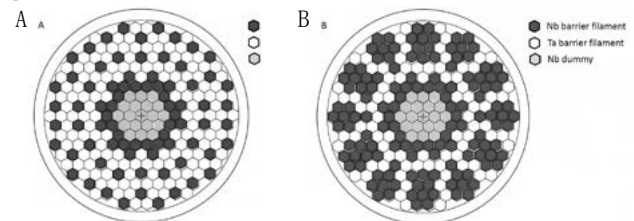


Fig. 2. Conceptual designs. Dark gray parts indicate Nb barrier filaments, white Ta barrier filaments and light gray Nb dummy, respectively.

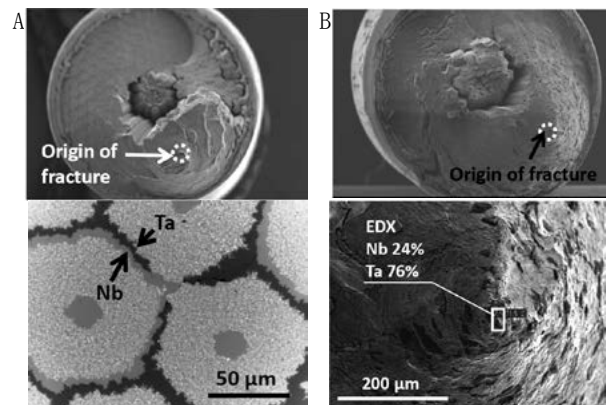


Fig. 3. Fracture cross-sections of design A and B samples.

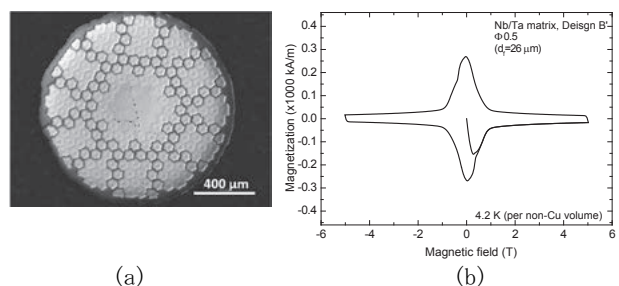


Fig. 4. Cross-section of design B' and an example of hysteresis curve.

なお本研究の一部は平成 21 年度産業技術研究助成事業ならびに科研費補助金 (基盤研究(C), 23560379) により実施された。

## 新しい高 Sn 濃度ブロンズ合金の開発 -高温における機械的特性-

Development of new high tin content bronze alloy - Mechanical properties at elevated temperatures -

谷口 博康 (大阪合金); 菊池 章弘 (NIMS); 水田 泰次, 水田 泰成, 佐伯 伸二, 文珠 義之 (大阪合金)  
 TANIGUCHI Hiroyasu (OAW); KIKUCHI Akihiro (NIMS); MIZUTA Taiji, MIZUTA Yasunari, SAEKI Shinji, MONJYU Yoshiyuki (OAW)  
 E-mail: taniguchi@osakagokin.co.jp

### 1. はじめに

ブロンズ法 Nb<sub>3</sub>Sn 線材の高性能化は、ブロンズ原料の高 Sn 濃度化により達成されてきた。我々は、ブロンズ法 Nb<sub>3</sub>Sn 線材の一層の特性向上を図るために、新しい超高 Sn 濃度ブロンズ合金の開発を精力的に推進している。α相の Sn 固溶限をはるかに超えた過去最高の Sn 濃度となる Cu-18.5mass%Sn ブロンズでも、Ti 添加量を調整することで優れた冷間加工性が発現する[1]。一方、ブロンズと Nb の線材複合加工の初期には、一般的に熱間押出が行われる。この工程でブロンズと Nb は一体化され、その後の極細多芯線加工が可能となる。正常な押出材を得るには、押出温度、押出比、押出圧力等々の重要なパラメータを最適化する必要がある、それらはブロンズの高温における機械的性質の影響を大きく受ける。今回、従来の量産型実用ブロンズ (≦16mass%Sn) 及び研究段階の新しい高 Sn 濃度ブロンズ (≧18.5mass%Sn) の高温における機械的性質を調査した。

### 2. 実験方法

各種組成のブロンズ合金は、黒鉛坩堝を直接水冷しながら一方向凝固させる「水田式溶製法」により溶製した。溶製塊は、量産サイズ(φ220)よりも小さいφ80の実験サイズで、溶製後は組織の均質化のために600℃で200hの均質化熱処理を大気中で実施した。高温における機械的性質の評価として、ビッカース硬度測定と引張試験を実施した。ビッカース硬度は(株)ニコン製の高温顕微鏡硬度計(QM-2)を使用して、300℃~700℃の間の一定温度のもと真空中で計測した。試験片のサイズは、高さ及び幅が約5mm、長さが約10mmの直方体で、硬度測定面は鏡面研磨を行った。引張試験は、東京衝機製造所製の縦型引張試験機(RUE-TK18, 最大負荷容量300kN)を使用して任意の一定温度で行った。試験片は、JIS規格14号比例(平行部直径;7mm, 平行部長さ;35.1mm)に切削加工し用意した。試験片を縦型環状炉中に設置し、目的温度に加熱保持して大気中で試験を実施した。

### 3. 実験結果

Fig. 1 は任意の高温におけるビッカース硬度であり、量産ブロンズと超高 Sn 濃度ブロンズを比較した。それぞれの組成は Cu-14mass%Sn-0.3mass%Ti 及び Cu-20mass%Sn-0.3mass%Ti である。また Cu-Ga ブロンズの文献値[2]も参考としてプロットした。Cu-Ga ブロンズが 100℃~300℃で著しい軟化が見られるに対し、Cu-Sn ブロンズでは 300℃~500℃と約 200℃ほど軟化温度が高温側にシフトしている。14Sn ブロンズは室温でほぼ α 単相であるが、20Sn ブロンズは脆い δ 相が粗大に析出している。室温でのマクロ硬度の差はほぼ倍で、20Sn ブロンズは極端に硬い。しかし、500℃を過ぎてそれ以降の高温では両者の硬度差はほとんどなくなる。

Fig. 2 は量産されている Cu-13.5mass%Sn 及び Cu-16mass%Sn ブロンズの高温における伸びをまとめたもので、さらにそれぞれのブロンズへの Ti 添加の有無を比較した。Ti を含まない二元系のブロンズは、13.5Sn 及び 16Sn のいずれの場合も、400℃以上の高温で著しい伸びの低下が認められる。これは、所謂、融点の約半分の温度域で脆化する「中間温度脆性」によるものと考えられる。一方、Ti 添加を行うと中間温度脆性は顕著に改善され、高温域で大きな伸びが得られている。多量 Ti 添加で組織制御した高 Sn 濃度ブロンズの結果については当日報告する。

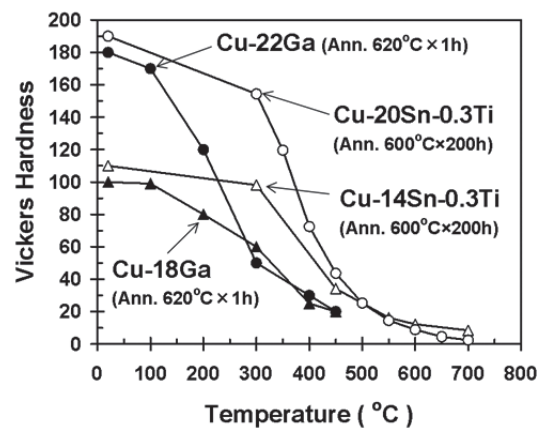


Fig. 1 Vickers hardness at elevated temperatures of Cu-14%Sn and Cu-20%Sn bronze alloys.

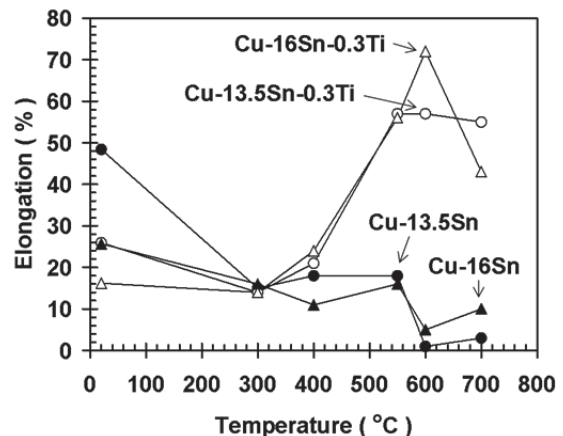


Fig. 2 Elongation at elevated temperatures of Cu-13.5%Sn and Cu-16%Sn bronze alloys.

### 参考文献

1. A. Kikuchi and H. Taniguchi: Proc. of ICEC24-ICMC 2012 (2012) in press.
2. Y. Tanaka and K. Tachikawa: J. Japan Inst. Metals, Vol. 40 (1976) p. 502.

### 謝辞

本研究の一部は、日本学術振興会科学研究費補助金(基盤研究(C), 23560854)の助成により実施された。

新しい Nb<sub>3</sub>Sn 線材用ブロンズの研究Studies on a novel bronze for new Nb<sub>3</sub>Sn wires

太刀川恭治, 谷口博康, 文珠義之(大阪合金); 菊池章弘, 竹内孝夫(NIMS); 菱沼良光, 三戸利行(NIFS); 杉本昌弘, 高木亮(古河電工)

TACHIKAWA Kyoji, TANIGUCHI Hiroyasu, MONJU Yosiyuki (OAW); KIKUCHI Akihiro, TAKEUCHI Takao (NIMS); HISINUMA Yosimitsu, MITO Toshiyuki (NIFS); SUGIMOTO Masahiro, TAKAGI Akira (Furukawa Elec.)

E-mail:tacsuper@keyaki.cc.u-tokai.ac.jp

## 1. はじめに

Cu-Sn に Zn を加えた3元ブロンズでは、広い組成範囲で Nb<sub>3</sub>Sn の拡散生成が促進されることが報告されている[1]。Zn は Nb<sub>3</sub>Sn に固溶しないが、Nb<sub>3</sub>Sn 生成後のマトリックスの機械的特性の改善や線材の交流損失低減の可能性がある。そこで本研究ではまず Cu-Sn-Zn3元合金の組織や加工性を検討した。

## 2. 実験方法

本研究では直径と長さがそれぞれ約80mmの鋳塊を黒鉛用つぼを用いた水田式溶製法で作製した。Ti を 0.3mass%添加したものを含む 10 種類の組成の試料を溶製した。試料横断面について EPMA 組織観察、ICP 組成分析、XRD 分析を行った。また鋳塊から切出した小片を溝ロールと線引きにより加工し、その硬さの変化を従来のブロンズと比較した。さらに150mm長の鋳塊を溶製し、19芯素線の作製を試みた。

## 3. 実験結果

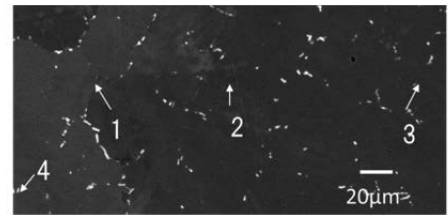
Cu-Sn-Zn 3元合金の溶製には支障がなく、各元素の組成のずれも少ない。鋳塊組織では Zn は α相に均一に含まれ、Zn-Ti 等の Zn 基化合物の存在は認められなかった。鋳造後は α相内に Sn の濃度勾配があるが、熱処理により均質化される。添加 Ti は脱酸効果もあり、網目状の Sn-Cu-Ti 化合物が形成されて α相には含まれない。

Fig.1に 10Sn-10Zn-0.3Ti 試料の BSE 組織と各相の組成を示した。この組成では δ相は存在しないが、Fig. 2の 13Sn-7Zn-0.3Ti 試料では δ相が現れる。Sn に富む δ相や Sn-Cu-Ti 相が生成されると α相の Sn 量がやや低下する。δ相には少量の Zn も含まれるが、Ti は含まれない。Zn の Sn 当量を 0.5 とすると、Sn 当量が 16.0 に近づく δ相が現れる。

Fig.3 に試料の加工による硬さの変化を示した。3元ブロンズの Sn 当量はいずれも2元の 14Sn-0Zn-0.3Ti 試料より大きい硬さは小さい。とくに加工の初期(低加工度)で両者の差が顕著である。なお 0.3Ti を添加するとブロンズの硬さがやや増加する。今回の3元ブロンズを用いた線材は、従来の2元ブロンズ線材より加工が容易になることが期待される。

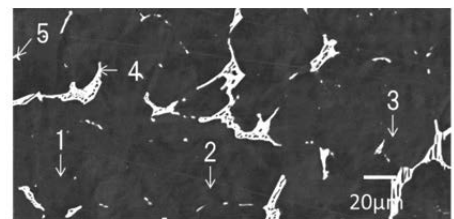
## 4. 結論

本研究によって Cu-Sn-Zn 合金は取扱い易いブロンズであることが明らかにされた。今後本ブロンズを用いた時の Nb<sub>3</sub>Sn 層生成の研究のほか、極細多芯線の開発とその超電導特性や機械的特性等の研究が進むことを期待したい。



	Cu	Sn	Zn	Ti	Total	Phase
1	81.1	9.4	9.5	0.0	100.0	α
2	80.7	9.5	9.8	0.0	100.0	α
3	81.4	9.3	9.2	0.1	100.0	α
4	31.1	48.3	0.1	20.5	100.0	SnCuTi

Fig.1 BSE image and EPMA composition on the cross-section of 10Sn-10Zn-0.3Ti specimen.



	Cu	Sn	Zn	Ti	Total	Phase
1	81.9	11.2	6.9	0.0	100.0	α
2	81.9	11.2	6.8	0.1	100.0	α
3	81.7	11.3	7.0	0.0	100.0	α
4	68.0	30.5	1.5	0.0	100.0	δ
5	30.8	48.8	0.0	20.4	100.0	SnCuTi

Fig.2 BSE image and EPMA composition on the cross-section of 13Sn-7Zn-0.3Ti specimen.

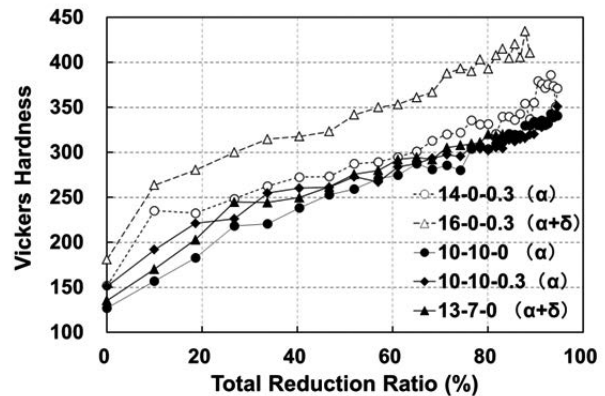


Fig.3 Vickers hardness versus total reduction ratio for quoted Cu-Sn and Cu-Sn-Zn bronze.

## 参考文献

1. H. Wada, et al.: J. Materials Sci., Vol 13 (1978) p.1943

# Nb rod 法により作製した CuNb による補強 Nb<sub>3</sub>Sn 線材の機械特性と超伝導特性 Mechanical and superconducting properties of Nb-rod-processed CuNb reinforced Nb<sub>3</sub>Sn wires

小黒 英俊, 淡路 智, 渡辺 和雄(東北大); 杉本 昌弘, 坪内 宏和(古河電工)  
OGURO Hidetoshi, AWAJI Satoshi, WATANABE Kazuo (Tohoku Univ.);  
SUGIMOTO Masahiro, TSUBOUCHI Hirokazu (Furukawa Electric)  
E-mail: h-oguro@imr.tohoku.ac.jp

## 1. はじめに

日本の強磁場グループは、その総力を結集して次世代の強磁場マグネット開発を進めることを計画している[1]。その中で、東北大では超伝導マグネット開発を担当することになっており、50T ハイブリッドマグネット用 20T 大口径超伝導マグネット、30T オール超伝導マグネット、そして、25T 無冷媒超伝導マグネットを開発することを計画中である。これらのマグネット開発には、高温超伝導線材が必須であるが、それと同時に、低温超伝導線材をこれまで以上に有効利用することが求められている。

Nb<sub>3</sub>Sn 線材はその超伝導特性がひずみに弱いことがよく知られており、強力な電磁力下で使用するためには補強を施す必要がある。我々はこれまでに様々な内部補強線材を開発してきた[2]。今回はその中の CuNb 補強 Nb<sub>3</sub>Sn 超伝導線材に注目し、補強材である CuNb を、Nb rod 法という新しい手法で作製した。この Nb rod 法 CuNb 合金による、補強 Nb<sub>3</sub>Sn 線材の機械特性と超伝導特性を評価したので、報告する。

## 2. 試料と実験方法

Nb rod 法 CuNb を用いた補強 CuNb/Nb<sub>3</sub>Sn 線材は、古河電工により作製された。CuNb 合金は、Cu 母材の中に Nb ロッドを多数本埋め込み作製されている[3, 4]。このとき、Nb は Cu に対して 18vol%とした。この方法により、CuNb 製作のコストダウンが見込まれる。線材は 0.8 mm 径で、670°C×96h の Nb<sub>3</sub>Sn 生成熱処理を施した。

低温における引張り試験は、カムを用いた装置を用いた[5]。線材長 40 mm 電圧端子間距離を 10 mm とし、磁場中測定では 18T-SM を用いて、16 T までの磁場で 200 A までの電流範囲で、引張り応力下での臨界電流測定を行った。ひずみはひずみゲージを用いて測定した。

## 3. 実験結果

Fig. 1 に、Nb rod 法 CuNb/Nb<sub>3</sub>Sn 線材の臨界電流のひずみ依存性を示した。比較のため、従来型の in-situ 法 CuNb/Nb<sub>3</sub>Sn の結果を、縦軸を臨界電流の最大値で規格化してプロットした。この結果から、Nb rod 法線材はこれまでの in-situ 法線材より臨界電流のひずみ依存性が大きい結果となった。さらに、残留ひずみの値も 0.35%と小さくなることが分かった。

Fig. 2 には横軸を引張り応力としたときの、臨界電流のひずみ依存性を示した。この図より、Nb rod 法線材に対する臨界電流のピーク位置が、高応力側にあることが分かる。これは、従来線の in-situ 法線材より Nb rod 法線材の方が大きな電磁力に耐えられることを意味している。つまり、強磁場超伝導マグネットの作製に適した線材といえる。

## 4. まとめ

強磁場超伝導マグネット用の新しい高強度線材として、Nb rod 法を用いた CuNb/Nb<sub>3</sub>Sn 線材を作製し、その機械特性と超伝導特性を評価した。その結果、ひずみに対して超伝導特性が変化しやすいことが分かった。また、特に高応力下での超伝導特性が優れていることが分かった。

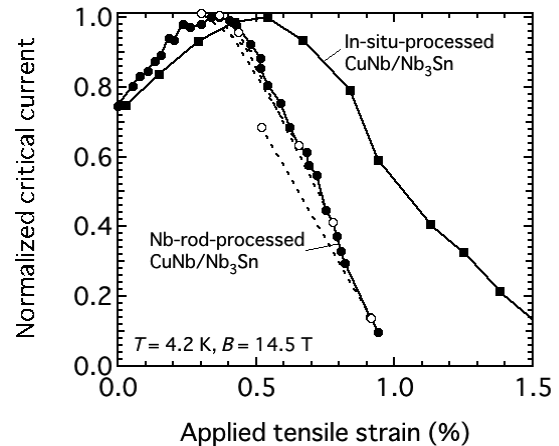


Fig.1 Normalized critical current as a function of applied tensile strain for CuNb/Nb<sub>3</sub>Sn wires.

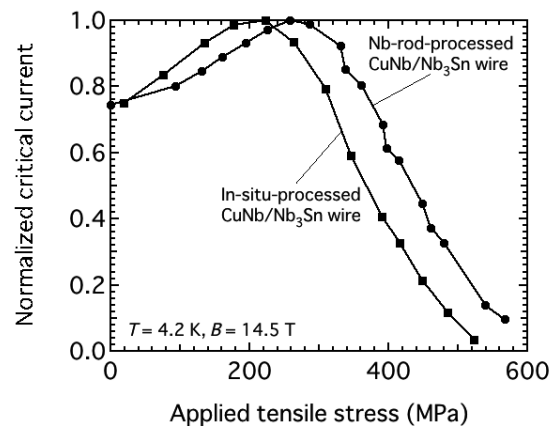


Fig.2 Normalized critical current as a function of applied tensile stress for CuNb/Nb<sub>3</sub>Sn wires.

## 謝辞

本研究は独立行政法人科学技術振興機構(JST)研究成果展開事業A-STEP本格研究開発ハイリスク挑戦タイプの支援を受けて行われました。

## 参考文献

1. K. Watanabe et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 22 (2012) 4300804
2. H. Sakamoto et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 12 (2002) p. 1067
3. M. Filgueira et al.: Materials Research, vol. 4., No. 2 (2001) p. 127
4. M. Liang et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., vol. 20 (2010) p. 1619
5. G. Nishijima et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., vol. 20, No. 3 (2010) p. 1391



# 大型 CIC 導体における素線座屈現象の理論解析

## Theoretical analysis of the strand compression buckling phenomenon in a large-sized CIC conductor

濱野 慧, 吉田 一貴, 谷貝 剛(上智大)

Hamano Kei(Sophia University), Yoshida Kazuki (Sophia University), Yagai Tsuyoshi (Sophia University)  
E-mail: ike\_no\_ha@sophia.ac.jp

### 1. はじめに

ITER の中心ソレノイドコイル(CS)及びトロイダル(TF)用の Cable-In-Conduit (CIC)導体では、通電中に印加される電磁力が導体をコンジット内で片側に押しつけることによって、その反対側に大きな空隙が生じる。一方、素線にはコンジットとの熱収縮係数の違いにより、軸方向に圧縮力が働いている。導体位置の変位により、素線とコンジット間に働いていた摩擦力がなくなり、熱収縮応力によって素線は縮もうとする。SULTAN における導体の繰り返し通電及び分流開始温度(Tes)測定後に行われた導体観察において、電磁力と垂直方向に素線が大きく曲がり、クラックが生じる現象が観測された[1]。開放される熱収縮応力が主な原因と考えられているが、理論的検証は行われていない。そこで本研究では、構造力学モデルに準じた理論解析を行うことによって、熱収縮応力による素線の動きを解析する。

### 2. 理論解析モデル

図1は、素線の初期状態および解析のためのモデル化の説明図である。

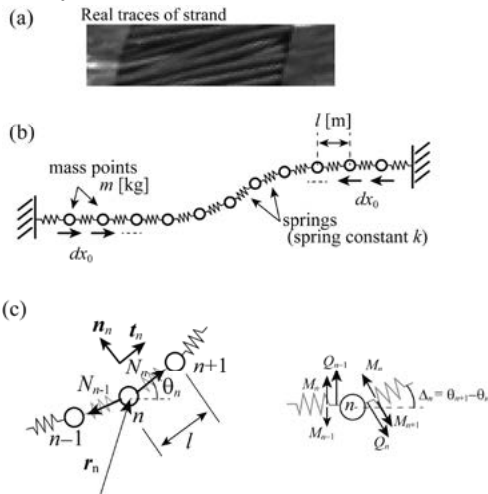


Fig.1 (a) is picture of real traces, (b) is schematic of simulation mode for compressive force, and (c) is the force balance around n<sup>th</sup> mass point.

素線は撚り線加工によって、熱処理前に曲げられており(図 1(a))、(b)は解析のためのモデルを示している。弾性論の範囲では、素線は離散的に配列した質点と、それを繋ぐバネで表される[2]。同図(c)は、n 番目の質点まわりにおける、座標系と力のバランスを示している。傾いたバネに沿った座標系を導入すると、

$$\begin{pmatrix} \mathbf{t}_{n+1} \\ \mathbf{n}_{n+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \cos \Delta_n & -\sin \Delta_n \\ \sin \Delta_n & \cos \Delta_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \mathbf{t}_n \\ \mathbf{n}_n \end{pmatrix} \quad (1)$$

となる。これは、離散化されたフレネ・セレの公式である。このとき力の平衡を記述する方程式は、

$$\rho \frac{d^2 \mathbf{r}_i}{dt^2} = (N_i - N_{i-1} \cos \Delta_{i-1} + Q_{i-1} \sin \Delta_{i-1}) \frac{\mathbf{t}_i}{l} + (N_{i-1} \sin \Delta_{i-1} - (Q_i - Q_{i-1} \cos \Delta_{i-1})) \frac{\mathbf{n}_i}{l} \quad (2)$$

ここで、 $\rho$ は質点の質量密度、 $\mathbf{r}_n$ は n 番目の質点の位置を示すベクトルである。N は軸力、Q はせん断力、M は曲げモーメントを各々表している。離散的な非線形偏微分方程式であり、適切な初期条件の下でルンゲクッタ法で解くことができる。素線の初期形状は、図 1 (b)の形状を表現できるクロソイド曲線を導入し、曲率の最大値を 0.25%-3%(典型的には 1%)の範囲で変化させ、各々計算を行った。

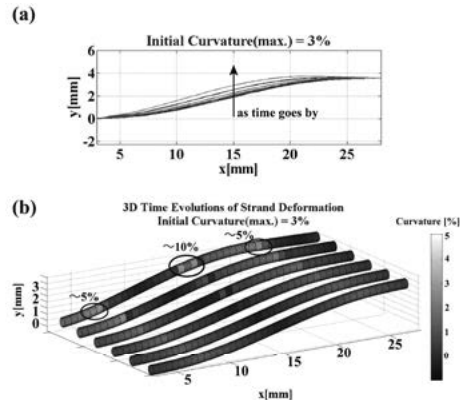


Fig.2 Simulation results. (a) is time evolution of the trace with 3% initial curvature. (b) represents the trace in 3-D view with local curvature indicator.

### 3. 計算結果

図2は、シミュレーションの結果を示している。図 2(a)では、時間経過とともに、素線の曲げ変形が進行している様子がわかる。図 2(b)では、局所的な曲率も併せて 3D 表示してある。端部に近い部位で曲げによる変形が(~5%)、中心付近で応力集中と思われる大きな局所曲げ変形が見られる。変位の大きさは約 1.8mm であり、コンジットを開いて中を観測した結果とよく一致している。詳細は講演にて発表する。

### 謝辞

この研究は、文部科学省科学研究費補助金 若手研究(B)の助成を受けて行われた。

### 参考文献

1. T. Hemmi et.al, IEEE Trans. Appl. Supercond, vol.22,no.3, (2012) p. 4803305.
2. K. Nishinari, Journal of Appl. Mechanics, vol.65,(1998) p. 737.