

## ITER-CS 用導体の製作準備 Preparation for ITER CS conductor fabrication

濱田 一弥, 布谷 嘉彦, 高橋 良和, 磯野 高明, 名原 啓博, 辺見 努, 松井邦浩, 河野 勝己, 海老澤 昇, 押切 雅幸,  
堤 史明, 宇野康弘, 斎藤 徹, 小泉 徳潔, 中嶋 秀夫, 奥野 清(原子力機構); 宮武 孝之, 村上 幸伸(JASTEC)  
HAMADA Kazuya, NUNOYA Yoshihiko, TAKAHASHI Yoshikazu, ISONO Takaaki, NABARA Yoshihiro, HEMMI Tsutomu,  
MATSUI Kunihiko, KAWANO Katsumi, EBISAWA Noboru, OSHIKIRI Masayuki, TSUTSUMI Fumiaki, UNO Yasuhiro,  
SAITO Toru, KOIZUMI Norikiyo, NAKAJIMA Hideo, OKUNO Kiyoshi (JAEA);  
MIYATAKE Takayuki, MURAKAMI Yukinobu (JASTEC)  
E-mail: hamada.kazuya@jaea.go.jp

### 1. はじめに

日本は、ITER 計画における国内実施機関として、中心ソレノイド(CS)コイル用導体すべての調達を分担し、導体調達に先立ち、実規模導体製作、ジャケット溶接技術開発、及び導体製作手法の確認試験を実施してきた[1]。実規模導体試験に関しては、昨年秋の学会において、サンプル JACS01 の繰返し通電試験で予想を超える超伝導特性の低下を観測したことを報告した。今回第 2 回目として新たに導体サンプルを製作して試験を実施した。導体製作技術に関しては、ジャケット溶接試験を完了し、機械試験を実施中である。

### 2. 実規模導体試験

CS は 3 万回のプラズマ運転において、合計 6 万回の電磁力を受けるため、繰返し通電試験が重要となる。第 1 回目のサンプル JACS01 では 6 千回の繰返し通電試験において、分流開始温度  $T_{cs}$  は初期値より 0.9K 程度低下した[1]。JACS01 は試験後の分解検査の結果、高磁場部の素線が電磁力により動き、撚線が座屈し、一部の素線が破断している様子が観測された[3]。これは、導体の長手方向の急峻な磁場分布により、電磁力が不均一となっていることが原因と考えられる。

第 2 回目では、第 1 回目より臨界電流が 20%程度高い超伝導素線 2 種類 (GMT17 と GM14) を用いて、サンプル (JACS02) を製作し、スイスの超伝導試験装置 (SULTAN) で試験した[2]。Fig.1 に SULTAN 試験の結果を示す。試験条件 45kA, 10.85T は実機 CS での電磁力を模擬した条件である。素線の性能を高めたことにより、初期の  $T_{cs}$  は JACS01 の 6K 程度と比較して、GMT17 と GM14 はそれぞれ 7.16K 及び 6.78K と高い値となり、繰返し試験による  $T_{cs}$  の低下は、それぞれ 0.3K と 0.4K になり低下の度合いは少なくなった。しかしながら、 $T_{cs}$  が一定値となることはなかった。今後、JACS02 の分解検査を行い、素線の状態を調査する。

JACS02 の通電試験の結果、 $T_{cs}$  の低下を 6 万回まで外挿すると要求値 (5.4K) を下回ると判断される。一方、過去の CS インサート試験では、1 万回後の  $T_{cs}$  は 0.4K 低下したのち、ほぼ一定値となっており、 $T_{cs}$  の大きな低下は、SULTAN 試験固有の問題と考えられる[3]。このため、SULTAN サンプルよりも長い (50m) の導体を用いたインサートコイル試験の準備を進めている。

### 3. ジャケット機械特性

開発した溶接技術[4]を用いて、JK2LB ジャケットの溶接サンプルを製作し、試験片を切り出し、4.2K での機械特性試験を行った。CS ジャケットへの耐力、引張り及び破壊靱性値の要求は、850MPa, 1,150MPa 及び 130MPam<sup>0.5</sup> である。CS ジャケットは、コイル通電までの製作工程で、冷間加工及び超伝導生成熱処理が加わるので、これらを模擬したサンプルを製作した。試験の結果、要求特性を満足することを確認した (Table 1)。また、繰返し荷重による疲労亀裂進展特性は重要であり、疲労き裂進展特性を測定した結果、Fig.2 に示す様に、母材、溶接部とも十分に低い値であることを確認した[4]。

Table 1 Mechanical characteristics of JK2LB jacket base and weld metal

JK2LB jacket	YS, MPa	UTS, MPa	KIc(J), MPam <sup>0.5</sup>
Base	1,150	1,474	182
Weld	1,111	1,416	202

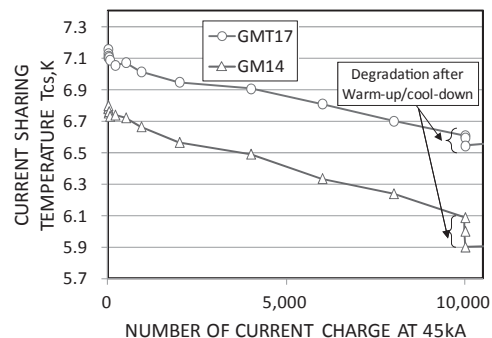


Fig.1  $T_{cs}$  measurement results as function of number of current charge at 45 kA, 10.85T.

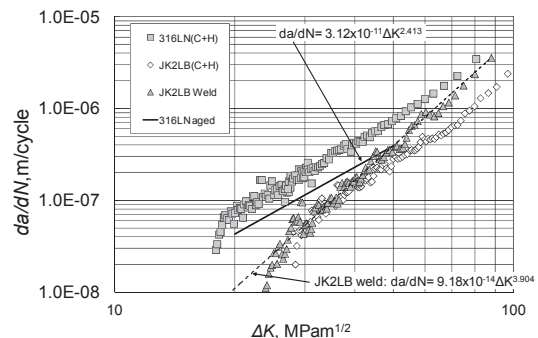


Fig.2 Fatigue crack growth rate of JK2LB base and weld joint at 4.2 K. C+H: cold worked and aged at 650°C x 200hrs

### 4. CS導体の調達

導体製作技術は確認され、ITER機構とJACS02の結果について合意が得られれば、2012年から導体の調達を開始する予定である。

#### 謝辞

CS導体の溶接試験では、新日鉄エンジニアリング(株)殿の御協力を頂いており、厚く御礼申し上げます。

#### 参考文献

1. K. Hamada, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 83 (2010) p.46
2. P. Bruzzone, et al.: IEEE Appl. Supercond., Vol.12 (2002) p. 520
3. T. Hemmi, et al.: Test results and investigation of  $T_{cs}$  degradation in the Japanese ITER CS conductor sample, 2BO-7, presented in 22nd MT-22 (2011)
4. K. Hamada, et al.: Preparation of ITER Central Solenoid conductor manufacturing, 4BP2-8, presented in 22nd MT-22 (2011)

## ITER 超伝導コイル用ケーブルインコンジット導体の性能評価

## Evaluation of performance of CIC conductor for ITER TF coil

梶谷 秀樹, 村上 陽之, 辺見 努, 小泉 徳潔, 中嶋 秀夫(JAEA)

KAJITANI Hideki, MURAKAMI Haruyuki, HEMMI Tsutomu, KOIZUMI Norikiyo, NAKAJIMA Hideo (JAEA)

E-mail: kajitani.hideki@jaea.go.jp

## 1. はじめに

スイスの SULTAN 試験装置を用いて、ITER トロイダル磁場 (TF) コイル及び中心ソレノイド (CS) コイル用 CIC 導体の性能検証試験が行われている。本試験において、導体の超伝導特性が素線単体の性能に基づく予測値に比べて低下する現象が観測された。その要因として、1) 巨大な電磁力による素線の曲げ、あるいは、2) 試験装置特有の電磁力分布による導体内素線の局所的曲げ、が考えられる。

そこで、本研究では、主に 1) の通電電流によって発生する巨大な電磁力による導体内素線の劣化をモデル化し、導体内の電流分布を解析し、劣化要因の究明を試みた。

## 2. 解析方法

上記の劣化を導体性能評価に反映するため、開発した電流分布解析コード[1]中の素線臨界電流値  $I_c$  [A] の計算において、式(1)に示す素線一様曲げで用いられる評価式 (HTRM モデル[2]) を採用した。

$$I_{c,h} = \frac{2S_{sc}}{\pi\epsilon_{bo}^2} \int_0^{\epsilon_{bo}} j_c(B, T, \epsilon_a - \epsilon_b) \epsilon_b d\epsilon_b \quad (1)$$

$S_{sc}$  [m<sup>2</sup>],  $\epsilon_{bo}$ ,  $\epsilon_a$  は、それぞれ超電導部面積、フィラメント部最外周での曲歪 (符号は正とした)、軸方向歪 (熱歪 ( $\epsilon_{th}$ )) と塑性曲げによる引張歪 (和) である。

素線断面内の曲げ歪  $\epsilon_b$  は、安定化材である銅と超電導部内のブロンズの塑性変形を考慮し、式(2)で計算できる[3]。

$$\epsilon_b = \epsilon_{bo} \frac{y}{R_{st}} + \epsilon_a \quad (2)$$

$$\left( \epsilon_{bo} = \frac{R_{st}}{R_b + \eta}, \epsilon_a = \frac{-\eta}{R_b + \eta} + \epsilon_{th} \right)$$

$R_{st}$  [m],  $R_b$  [m],  $\eta$  [m],  $y$  [m] は、それぞれ素線半径、曲率半径、中立軸  $y$  座標、素線断面上の  $y$  座標を示す。 $R_b$ ,  $\eta$  は、素線断面内の力の釣合の式(3)、及びモーメントの式(4)の 2 式を同時に満たすように、繰り返し計算によって求めた。

$$\iint_{S_e} \sigma dS + \iint_{S_p} \sigma dS = 0 \quad (3)$$

$$\iint_{S_e} \sigma y dS + \iint_{S_p} \sigma y dS = M \quad (4)$$

ここに、 $M$  [Nm],  $S_e$ ,  $S_p$  は、それぞれ曲げモーメント、素線断面内弾性、塑性領域を示す。 $M$  は、両端固定梁モデルを仮定し、次式で計算した。

$$M = \alpha \frac{W p_b^2}{8} \quad (5)$$

ここに、 $W$  [N/m],  $p_b$  [m],  $\alpha$  は、それぞれ単位長さの素線が受ける力、素線の支点間距離 (5mm)、及びフィッティング・パラメータを表す。 $W$  は、式(6)に示す静水圧モデル[2]で計算した。

$$W = \frac{2R_{st}}{(1-\nu)} P, \quad \nabla P = \mathbf{B} \times \mathbf{j} \quad (6)$$

ここに、 $\nu$ ,  $P$  [Pa],  $\mathbf{B}$  [T],  $\mathbf{j}$  [A/m<sup>2</sup>] は、それぞれポイド率、圧力、磁束密度、電流密度である。

以上の計算を導体内の各素線要素に実施し、各箇所の  $I_c$  を求め、導体内の電流分布を計算する。さらに、計算した電

流分布値を用いて導体ジャケットの電圧を計算することで、分流開始温度  $T_{cs}$  [K] を算出する[1]。

## 3. 解析結果

本研究に用いた TF コイル用導体サンプルの諸元を Table. 1 に示す。この導体サンプルには、SULTAN 試験装置特有の導体長手方向で変化する外部磁場が印加される[4]。計算では、計算時間短縮のため、本来導体内に 900 本存在する超伝導素線を、150 本の素線束として解析した。

磁場 11.8T、電流値 68kA、熱歪 -0.6% として、導体の  $T_{cs}$  が測定値 6.4 K になるように (5) 式の  $\alpha$  を定め、このときの  $T_{cs}$  到達時の導体内電流分布の計算結果を Fig. 1 に示す。図より、各素線束の電流値は、ほぼ均等になっていることが分かる。これは、全ての素線束がほぼ均等に曲げ歪による劣化を受けるため、及び、ジョイント部で電流転流し易いことが寄与しているためと考えられる[1]。

一方、試験では導体周方向 6 箇所の電圧タップで常電導電圧を測定しており、これらの電圧にバラつきが観測されたことから、導体内に電流偏流が存在すると推察されており、解析結果と矛盾する。

以上より、1 節の 1) では、SULTAN 試験で観測された劣化を説明できないものと考えられ。今後、1 節の 2) の影響を調査する計画である。

Table.1 Major parameters of the CICC sample

Conductor radius	20.25 mm
The number of Nb <sub>3</sub> Sn strand	900
5 <sup>th</sup> twist pitch	420 mm
4 <sup>th</sup> twist pitch	298 mm
3 <sup>rd</sup> twist pitch	186 mm
Strand diameter	0.82 mm
Void fraction	33%

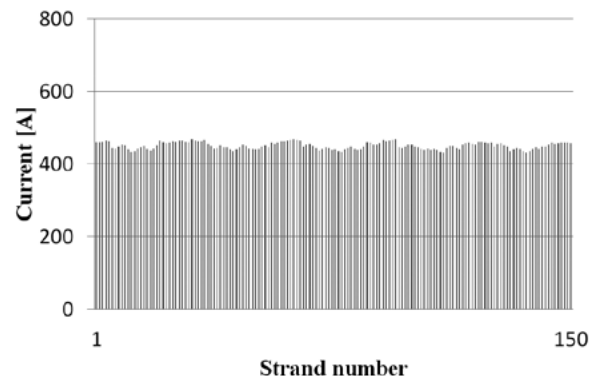


Fig.1 Current distribution of each bundle (1-150) when temperature reaches current sharing temperature.

## 参考文献

1. H. Kajitani, et al.: *IEEE ASC*, Vol.21(2011) p.1964-1968
2. N. Koizumi, et al.: *IEEE ASC*, Vol. 16 (2006) p.831-834
3. N.Koizumi, et al.: *SUST.* 24 (2011) 055009
4. N.Koizumi, et al.: *Cryogenics*, Vol. 50 (2010) p129-138

# LHD ポロイダルコイルの 14 年間にわたる圧力損失特性の変化

## Change in pressure drop characteristics of LHD poloidal coils over a fourteen-year period

高畑 一也, 森内貞智, 大場恒揮, 三戸 利行, 今川信作 (NIFS)

TAKAHATA Kazuya, MORIUCHI Sadatomo, Ooba Kouki, MITO Toshiyuki, IMAGAWA Shinsaku (NIFS)

E-mail: takahata@LHD.nifs.ac.jp

### 1. はじめに

大型ヘリカル装置(LHD)のポロイダルコイルは、サブチャンネルを持たないケーブル・イン・コンジット(CIC) 導体を使用した強制冷却型コイルである。3 対、6 個のコイルから構成され、径の小さなものから IV, IS, OV コイルと呼んでいる。また上下コイルは-U, -L を付記して区別する。CIC 導体を採用するに当たって懸念されたことは、外部からの異物の混入による冷媒流路の閉塞である。異物には、金属粉、圧縮機からの油分・水分、ヘリウムガス中の不純物ガスの固化体などが考えられる。長期間の圧力損失特性の観測を通して、CIC 導体の長期信頼性について議論する。

### 2. 室温における圧力損失特性

LHD は、1 年のうち 3~5 ヶ月間を 1 つのプラズマ実験期間 (Campaign) として運転を行っている。各実験期間の前後には、コイルの冷却・昇温期間が約 1 ヶ月ずつ設けられている。図 1(a)には、この 14 年間の冷却開始直前の室温における圧力損失特性を、代表的な IV-L コイルについて示した。コイルに流れる流量は約 2 g/s である。摩擦係数  $\lambda$  は次式で定義した。

$$\Delta P = \lambda(L / D_h)(\rho V^2 / 2) \tag{1}$$

ここで  $\Delta P$  は入口・出口の圧力差(圧力損失)、 $L$  は流路長、 $D_h$  は水力学的直径、 $\rho$  は冷媒の密度、 $V$  は平均流速である。図中の実線は Katheder の経験式[1]であり、次のように表される。

$$\lambda_{KF} = v^{-0.72} (19.5 Re^{-0.88} + 0.051) \tag{2}$$

ここで  $v$  はボイド率、 $Re$  はレイノルズ数である。14 年間のデータは全て式(2)に 0.7 の係数を掛けた曲線と良く一致した。これは、長期間にわたり、流路形状に変化がなかったことを示している。

### 3. 低温における圧力損失特性

図 1(b)に、この 14 年間の定常運転時の摩擦係数を示す。定常運転時には各コイルに約 60 g/s の超臨界圧ヘリウムが流れる。室温からの流量の増加に伴い、レイノルズ数が 2000 ~3000 まで増加し、ゆるやかに乱流に遷移する。極低温時では、室温時(図 1(a))と異なり、実験期間ごとの圧力損失特性に変化が見られた。そこで、コイル 6 個全ての係数  $\lambda / \lambda_{KF}$  (平均値)の長期変化を図 2 に示した。これまで全体的にゆるやかな減少傾向を示していたが、最新の 2011 年度(第 15 番目)の実験期間では、全てのコイルの圧力損失が増加した。

コイルへの不純物(ガスの固化体など)混入の指標となるのが、入口メッシュフィルターの閉塞である。これまでの運転では、第 2 から第 4 番目までと直近の第 15 番目の初期冷却において、メッシュフィルターの閉塞が観測されている。このことから、フィルターを通り抜けた不純物がコイル圧力損失の増加に関連している可能性がある。CIC 導体の長期信頼性にとって、冷却システム全体の不純物管理[2]が重要であることが示唆された。

### 参考文献

[1] H. Katheder: Cryogenics, Vol.34 (1994) p.595

[2] 森内貞智: 冷凍, Vol.85, No.989 (2010) p.207

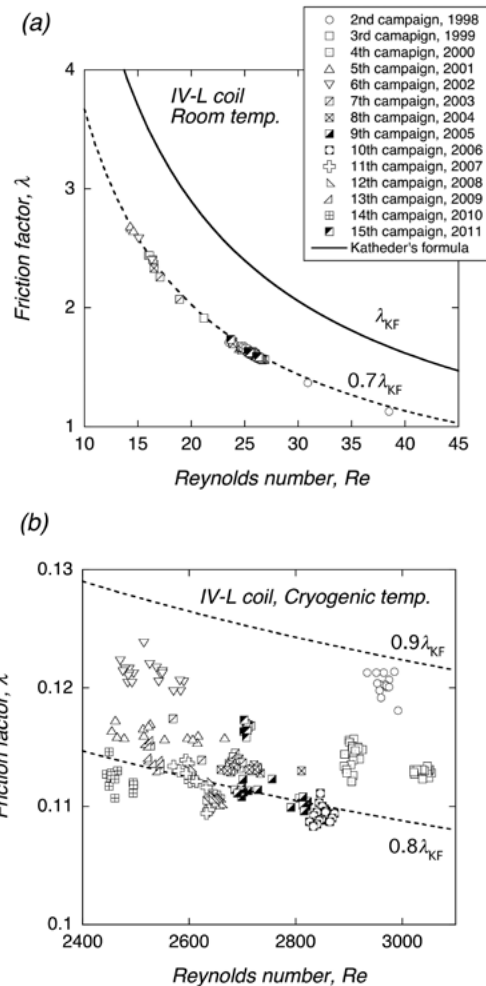


Fig. 1 Friction factor versus Reynolds number at (a) room and (b) cryogenic temperatures in the IV-L coil.

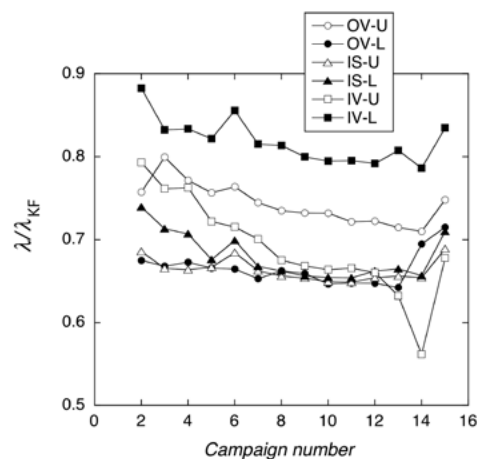


Fig. 2 Long-term changes in friction factors for six coils



# LHD 低温制御システムの高信頼化改造

## Renewal of LHD cryogenic control system for high reliability

三戸利行, 岩本晃史, 今川信作, 高畑一也, 山田修一, 柳長門, 力石浩孝, 濱口真司, 尾花哲浩, 田村仁, 森内貞智, 大場恒揮, 鷹見重幸, 飯間理史, 山田弘司, 竹入康彦, LHD グループ (NIFS)

MITO Toshiyuki, IWAMOTO Akifumi, IMAGAWA Shinsaku, TAKAHATA Kazuya, YAMADA Shuichi, YANAGI Nagato, CHIKARAISHI Hiroataka, HAMAGUCHI Shingi, OBANA Tetsuhiro, TAMURA Hitoshi, MORIUCHI Sadatomo, OBA Koki, TAKAMI Shigeyuki, IIMA Masashi, YAMADA Hiroshi, TAKEIRI Yasuhiko, LHD Group (NIFS)  
e-mail: mito@nifs.ac.jp

### 1. はじめに

大型ヘリカル装置(LHD)は、高密度・高温の無電流・定常プラズマの閉じ込めを特徴としたヘリカル型の核融合プラズマ実験装置である。LHD 超伝導システムは磁場閉じ込めの超伝導コイル、超伝導バスライン、システム全体を低温に維持する低温システム等で構成され、1998年3月のファーストプラズマ生成から13年間に渡って、稼働率99%を超える高い信頼性の運転実績を達成している。LHD 低温制御システムは、当時の最新の制御機器を最大限に活用したオープンシステムとして開発された。しかし、システム構築開始から既に17年以上を経過し、使用している機器の世代交代も進んでおり、その構成を含めて見直す時期に来ている。更なる信頼性向上のための低温制御システムの改造計画について報告する。

### 2. LHD 低温制御システムの特徴

LHD 低温制御システムは、超伝導システムの安定な長期連続運転に必要な不可欠な重要な装置であり、システムの予冷、定常運転、加温までの各運転モードの変更、超伝導コイルが通電可能状態にあることの判定、停電や機器故障時の非常処理対応など、様々な操作を自動化すると共に、システムの状態及び異常の有無を常時監視している。一例として、超伝導コイルに通電を開始するために、ヘリウム液面や各点の温度、流量等が基準値を満たしていることを判断する通電可能条件、及び通電を継続できる通電継続条件の監視点数を表1に示す。通電可能条件を満たさなければコイルの通電は行えないし、通電中に通電継続条件が満たされなくなると自動的に減磁される。

表1. 超伝導コイルの通電条件

判定条件数	ヘリカルコイル	ポロイダルコイル	バスライン	支持構造物	合計
通電可能条件	46	54	112	26	238
通電継続条件	34	34	67	3	138

既存の低温制御システムの構成を Fig.1 に示す。システムはVMEコントローラと操作端末、プログラム構築用PC、それらを接続するネットワーク(LAN)等で構成される。制御を担当するVMEコントローラは、ヘリウム液化冷凍機用、ヘリカルコイル用、ポロイダルコイル用、超伝導バスライン用、全体統括用、運転操作用に分散されており、制御点数は、アナログ入力1045点、アナログ出力216点、デジタル入力896点、デジタル出力768点に達する。更にそれぞれのVMEは常用系と待機系で冗長化されており、合計12台のVMEコントローラがデータを共有するためのリフレクティブメモリで接続されている。システムは汎用の制御機器を用いたオープンシステムとして開発され、ハードウェアの進展に伴って機器の更新が容易に行えることを特徴とした。しかし、制御機器のダウンサイジングの流れから、VMEコントローラのオープンシステムとしての優位性が失われてきている。特に常用系と待機系とのVMEコントローラを故障時に自動で切り替えるためのデータ共有として導入したリフレクティブメモリが、システムの信頼性を左右するキーパーツとなっており、その世代交代が進まないことが信頼性向上のネックとなっている。

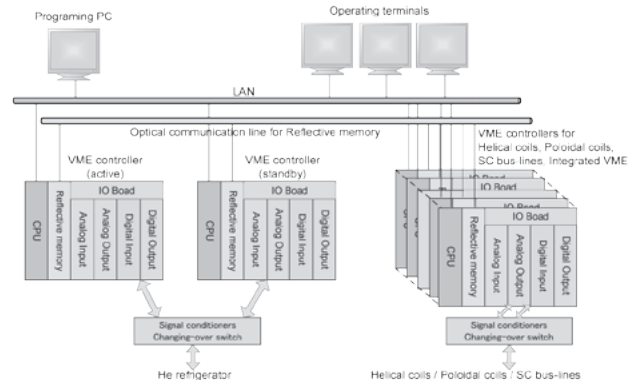


Fig. 1. Existing LHD cryogenic control system.

### 3. 改造計画

改造後の新制御システムの構成を Fig.2 に示す。制御機器部分はVMEコントローラからコンパクトPCIコントローラに変更し、複雑になりすぎたシステムを単純化すると共に、機器の世代交代に迅速に対応できるようにした。CPU性能の向上に伴い各冷却負荷毎に分散していたコントローラを集中して一つのコントローラで総ての制御を行う方式とし、リフレクティブメモリによるデータ共有を不要とした。多数の入出力点を取り扱うため、入出力カードをCPCIラックに直接設置するのではなく、リモートI/Oを用いて各冷却負荷毎に分散して設置し、リモートI/OとCPCIコントローラとは産業用イーサネットのオープン規格であるEtherNet/IPで接続した。システムの冗長化は、CPCIのCPU部、LAN部、リモートI/O部をそれぞれ二重化することで対応している。ソフトウェアは、これまでのソフトウェア開発環境及び構築した各種の自動化プログラムを継承し、移植ができるように互換性を保っている。新制御システムの開発は平成23年度に実施し、平成24年度からのフィールドテスト、平成25年度に新制御システムへの完全移行を予定している。

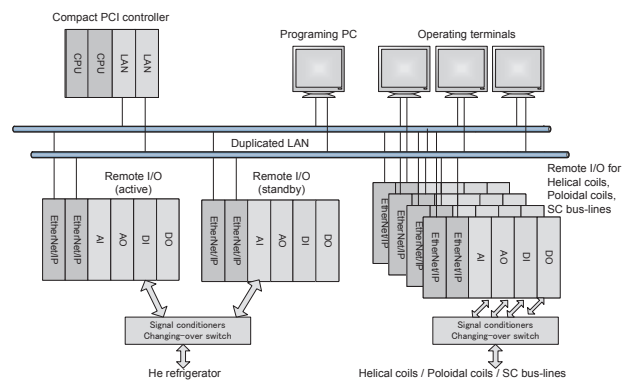


Fig. 2. Renewal LHD cryogenic control system.

### 参考文献

[1] 三戸利行他, 「LHD超伝導システムの高信頼化運転と改良履歴」, 2011年度春季低温工学・超伝導学会講演概要集, p. 156.

# LHDヘリカルコイルの常伝導伝播速度の考察その3 Study on the propagation velocity of the LHD helical coil: part 3.

今川 信作

IMAGAWA Shinsaku (NIFS)  
E-mail: imagawa@LHD.nifs.ac.jp

## 1. はじめに

大型ヘリカル装置(LHD)ヘリカルコイルの冷却安定性を総合的に理解するため、ヘリカルコイルおよびモデルコイルにおいて実測された常伝導伝播速度およびその最小値を再現できるような解析モデルの構築を進めている。これまで、電圧タップの実測値から求めた導体発熱量を用いて解析を進めてきたが、実験結果と整合する解析結果を得るためには、大きな接触熱抵抗の導入が必要となる問題があった。そこで、ノイズ低減のための30 Hzのローパスフィルタによって、常伝導転移直後の急な電圧変化が平滑化されて計測されていることを考慮し、各部の発熱を解析式から求める方式に変更した。また、非対称断面導体に特有の伝播速度異方性について、その発生原理の仮説を立て、仕事としてこの熱解析モデルに導入した。

## 2. 解析モデルと解析手法

導体は、図1に示すように、超伝導燃線、Al安定化材、銅シースから構成される。各部材の導体断面内の熱拡散は早いので、超伝導燃線とAl安定化材は1要素ずつとし、銅シースは超伝導燃線側と反対側の2要素とした。各々の境界面の熱抵抗は変数とした。飽和ヘリウム中の熱伝達は、長さ30 mmの導体試料を45度傾けて実測した平均熱伝達率に係数を掛けた値を用いた。要素長さを1 mmとして、ヒータ中央部に対して電流の上流側に540 mm、下流側に1080 mmの長さのモデルとし、時間ステップは0.2 msとした。ヒータと銅シースの接触熱抵抗およびヒータのリード線からの伝熱は変数として最適値を探した。

一次元の電流拡散の解析式を用いて導体の各要素の抵抗変化を求め、その平行回路として各部の発熱を求めた結果を図2に示す。常伝導転移直後の短時間には、全発熱率が高いだけでなく、超伝導燃線での発熱割合が高いことが分かる。

非対称断面導体に特有の伝播速度異方性については、輸送電流が磁場を横切って超伝導燃線と安定化材の間を転流する際に生じるホール電位と輸送電流の積が仕事(同方向は発熱、逆方向は吸熱)となることを仮定した。その原理を図3に示す。ホール電位は銅とアルミニウムとで逆方向であるため、その差を用いて仕事量を求め、超伝導燃線とAl安定化材に等分して与えた。

## 3. 解析結果

要素間の熱コンダクタンス $k_1, k_2, k_3$ (図1参照)を変数として実験値を再現できる組み合わせを探した。各々を理想値の半分相当である200, 50, 50 W/m/K at 4.2 Kとした場合の伝播速度の計算結果を図4に示す。ここでは、ヒータと銅シースの接触熱抵抗を0.01 mm厚さのエポキシ相当とし、ヒータのリード線の熱コンダクタンスを0.05 W/K at 4.2 Kとした。熱伝達係数を試料での実測値の75%と90%とした場合に、各々、サブクール前と後の飽和ヘリウム中の実験値と比較的良好一致の結果が得られた。伝播速度の最小値が冷却が良くなるほど早くなる傾向も再現できている。高電流域において計算値と実測値の差が拡大する理由については、今後の検討が必要である。

コイルでの擾乱による常伝導転移を模擬するため、外部からの入熱を銅シースに直接与えると、ヒータ加熱の場合の最小伝播電流よりもわずかに低い電流値では、入熱量に応じて伝播距離が拡大し、大きな入熱の場合に10ピッチ(~0.5 m)を超えて伝播する結果が得られている。実機ヘリカルコイルとの比較は今後の課題である。

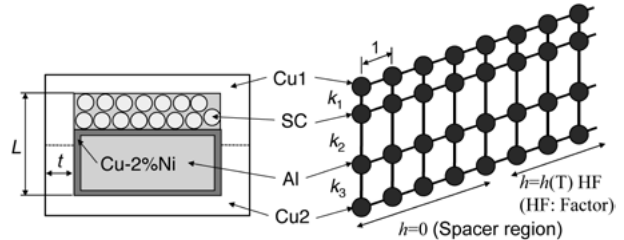


Fig. 1. A calculation model of the helical coil conductor, where  $k_1, k_2,$  and  $k_3$  are transverse thermal conductivities.

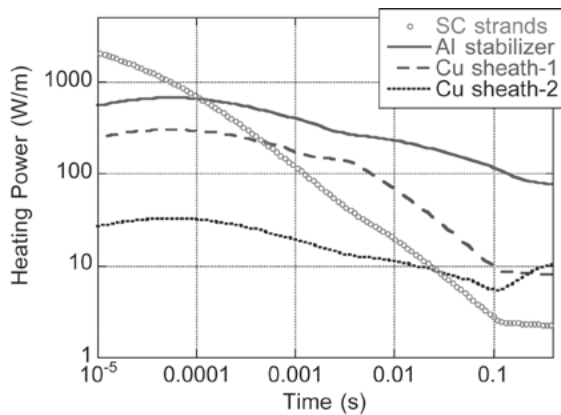
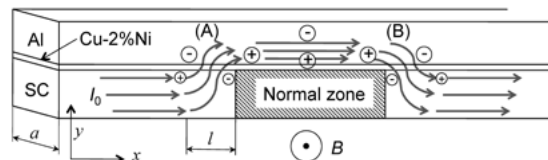


Fig. 2. Calculated heat generation in each component of the conductor at 12.0 kA, 4.4 K.



$$\text{Hall electric field: } E_x = R_H j_y B_z = (R_H^{\text{Al}} - R_H^{\text{Cu}}) B_z I_0 / 2a$$

$$\text{Work by Hall effect: } W^{\text{Al}} = \int_0^l \vec{E}_x^{\text{Al}} \cdot \vec{I}_x^{\text{Al}}(x) dx = \pm (R_H^{\text{Al}} - R_H^{\text{Cu}}) B_z I_0^2 / 2a = W^{\text{SC}}$$

Fig. 3. Hall effect of transfer current in the conductor during a normal-zone propagation.  $R_H$  is Hall coefficient.

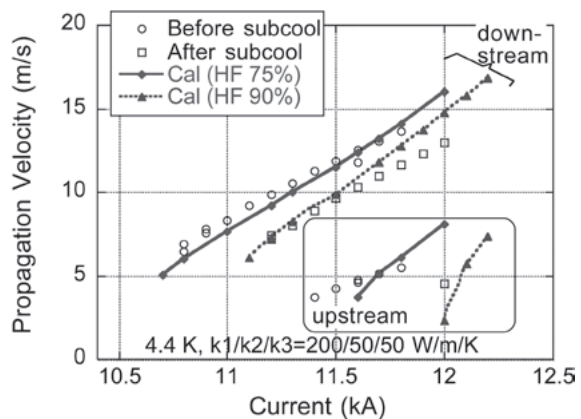


Fig. 4. The measured and calculated propagation velocity at 4.4 K. HF is the ratio of heat transfer to the measured value with a short conductor sample.

## 超伝導材料の中性子照射効果 — 15.5T 超伝導マグネットシステムの管理区域への導入 —

Neutron irradiation effect on superconducting materials  
— Installation of 15.5 T superconducting magnet system into radiation control area —

西村 新(核融合研); 竹内 孝夫(NIMS); 西島 元(NIMS); 渡辺 和雄(東北大);  
山崎 正徳(東北大); 四竈 樹男(東北大); 広瀬 量一(JASTEC); 三木 孝史(KOBELCO)  
NISHIMURA Arata (NIFS); TAKEUCHI Takao (NIMS); NISHIJIMA Gen (NIMS);  
WATANABE Kazuo (Tohoku Univ.); YAMASAKI Masanori (Tohoku Univ.); SHIKAMA Tatsuo (Tohoku Univ.);  
HIROSE Ryoichi (JASTEC); MIKI Takashi (KOBELCO)  
E-mail: nishi-a@nifs.ac.jp

### 1. はじめに

核融合炉では、重水素と三重水素の原子核が融合し、3.5 MeV の  $\alpha$  粒子と 14 MeV の中性子が生成される。この 14 MeV 中性子の一部は超伝導マグネットに到達し、超伝導特性を変化させる。その変化を実験的に明らかにするために、中性子照射によって放射化した試料の超伝導特性を評価する 15.5 T 超伝導マグネットが、温度可変インサートとともに東北大学大洗センターの管理区域に導入された。

本研究では、そのマグネットシステムや計測システムについて報告する。

### 2. 15.5T 超伝導マグネットと温度可変インサート

導入した超伝導マグネットは、最大磁場 15.5 T の無冷媒超伝導マグネットである。管理区域内での液体窒素や液体ヘリウムの使用を避けるために、伝導冷却マグネットが採用された。室温のボア径は 52 mm である。クライオスタット内を真空に引き、約 4 日で励磁できる状態になる。このマグネットのボア径に挿入できる温度可変インサートを同時に導入した。温度可変インサートの冷却も 2 台の GM 冷凍機で行い、最大試料電流 500A、試料温度は 4.2K ~ 20K 以上の仕様となっている。15.5T マグネットと温度可変インサートを Fig. 1 に示す。温度可変インサートは 15.5T マグネットの天板に固定されている。15.5T マグネットと温度可変インサートは鋼製の磁気シールド構造の中に設置され、磁気シールド外側表面で約 5 ガウス以下になるように設計されている。

試料取り付け部を Fig. 2 に示す。試料長は 35mm であり、試料両端が試料ホルダーに半田付けされる。中央部には 4 つの電圧タップがあり、中央の二つの電圧タップは試料電圧測定用、その外の二つのタップはインターロック用である。このインターロック用の信号は直接 500A 電源に接続され、一定の電圧が出ると無条件で試料電源を停止させる構造となっている。

### 3. 超伝導特性測定

Nb<sub>3</sub>Sn 線材の自己磁場測定結果を Fig. 3 に示す。試料直径が 0.7mm で、ブロンズルートの超伝導線材である。中性子照射を行った素線は  $1.0 \times 10^{22}$  の 14 MeV 中性子をあてている。試料温度と臨界磁場の関係を Fig. 3 に示す。なお、縦軸、横軸のプロットは、未照射材の臨界温度 (17.8 K) と臨界磁場 25.2 T である。

未照射材では、5T から 15.5T までの臨界磁場が実験的に得られている。また、 $1.0 \times 10^{22}$  の 14 MeV 中性子を当てた試料でも、臨界磁場が計測されている。

実験点はほぼ線形関係上にプロットされ、照射試料の方が臨界温度が高くなる。これは、照射によって化粧内に照射欠陥が形成され、その照射欠陥が結晶内を走る量子化された磁束のピン止め力を向上させるためと考えられる。



Fig. 1 15.5 T Superconducting magnet and variable temperature insert.

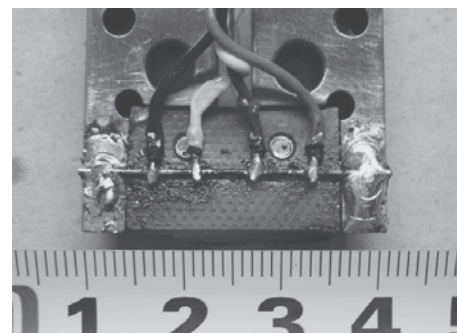


Fig. 2 Sample on sample holder.

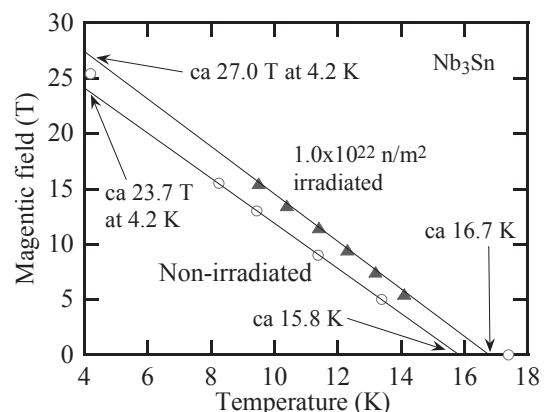


Fig. 3 Reaction between Magnetic field and temperature.



## JT-60SA サーマルシールドの設計と試作

### Design and trial manufacturing of JT-60SA thermal shield

神谷 宏治、大西 祥広、市毛 寿一、村上 陽之、吉田 清（原子力機構）、水牧 祥一（東芝）  
 KAMIYA Koji, ONISHI Yoshihiro, ICHIGE Toshikatsu, MURAKAMI Haruyuki, YOSHIDA Kiyoshi (JAEA),  
 MIZUMAKI Shoichi (Toshiba)  
 E-mail: kamiya.koji@jaea.go.jp

#### 1. はじめに

JT-60 のプラズマ閉じ込め用コイルを全て超伝導に置き換える JT-60SA は、超伝導コイルなど 4K 設備への室温からの放射を低減するため、80K に冷却したサーマルシールドで超伝導マグネットを包囲する[1-3]。本講演では、サーマルシールドの構造解析から、サーマルシールドパネル間の継ぎ手にかかる力の算出と機械試験方法について報告する。また 10 度分の外側真空容器用サーマルシールド (VVTS) の試作、及び内側 VVTS との組立試験による製作と組立公差についても報告する。

#### 2. サーマルシールドの構造解析

Fig. 1 に示すサーマルシールドは、超伝導コイルに対し、プラズマ真空容器との間に真空容器サーマルシールド (VVTS)、クライオスタットとの間に位置するクライオスタットサーマルシールド (CTS)、そして VVTS と CTS を接続する PTS で構成される。これらはトロイダル方向に 36 分割されており、各パネル間は 10 度交互に機械継ぎ手 (Coupler) と絶縁継ぎ手で接続されている。このため継ぎ手にかかる最大応力を解析により算出し、荷重試験により強度確認を行う必要がある。本講演では、最大応力を呈する地震時の解析を行い、サーマルシールド内の応力分布を算出した。その結果を元に、実施する荷重試験は Fig. 2 に示すように継ぎ手 2 つを用いて均等荷重できる構造とした。また Fig. 1 のモデルで算出された応力から Fig. 2 での荷重方向成分を算出し、せん断力 14.3kN であることを決定した。

#### 3. 外側 VVTS 試作

VVTS の試作は Fig. 3 右図のようにトロイダル方向 10 度分の外側 VVTS を試作し、目標製作公差を 5mm とした。その結果、外側 VVTS の製作公差は 7.7mm となり、5mm を超えることがわかった。このため実機では溶接方法として FCW (Flux Core Weld) を導入し、溶接変形量を抑制することを検討する。また外側 VVTS を Fig. 4 に示すように、2009 年に試作した内側 VVTS [1] と接続し、組立公差を含む合計公差を測定した。その結果、合計公差は 5.2mm となり、目標の 10mm を達成した。

#### 4. まとめ

サーマルシールドの耐震解析により、継ぎ手にかかる最大応力を求め、荷重試験条件を決定した。また 10 度分の外側 VVTS の試作を行い、内側 VVTS との組立試験を行った結果、合計公差が、目標である 10mm を満足する 5.2mm を達成した。

#### 参考文献

1. Kamiya K., et al.: Design and trial manufacturing of the thermal shield for JT-60SA, ICEC23 (2010) p.797
2. K. Yoshida, et al.: Design and Construction of JT-60SA Superconducting Magnet System, APFA, P27 (2009) p.2
3. Koji Kamiya, et al.: Abstract of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p. 57

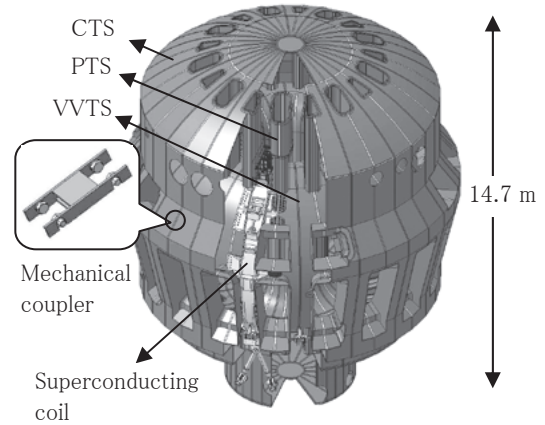


Fig.1 Thermal Shield and mechanical coupler

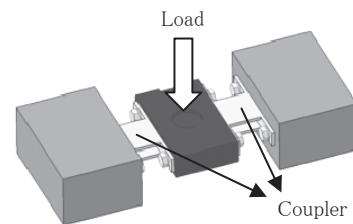


Fig. 2 Schematic of coupler load test

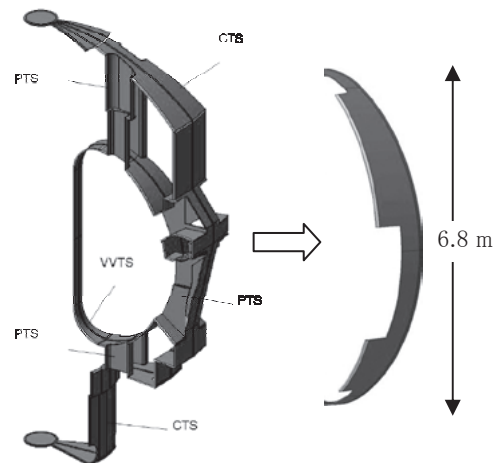


Fig. 3 Overall 20 degree thermal shield (left) and 10 degree outboard VVTS (right)

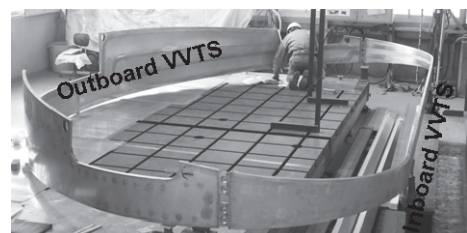


Fig. 4 Assembled inboard and outboard VVTS

# JT-60SA 中心ソレノイド導体の繰り返し励磁による分流開始温度の経時変化

## Time-dependent Change of Current Sharing Temperature by Repetition Excitation of Central Solenoid Conductor for JT-60SA

村上 陽之, 木津 要, 土屋 勝彦, 吉田 清(原子力機構);

尾花 哲浩, 高畑 一也, 濱口 真司, 柳 長門, 今川 信作, 三戸 利行(NIFS)

MURAKAMI Haruyuki, KIZU Kaname, TSUCHIYA Katsuhiko, YOSHIDA Kiyoshi (JAEA);

OBANA Tetsuhiro, TAKAHATA Kazuya, HAMAGUCHI Shinji, YANAGI Nagato, IMAGAWA Shinsaku, MITO Toshiyuki (NIFS)

E-mail: murakami.haruyuki@jaea.go.jp

### 1. はじめに

JT-60SA 装置の中心ソレノイド(CS)導体は、最大 9 T の磁場を受けるため、Nb<sub>3</sub>Sn 素線を用いたケーブル・イン・コンジット導体により製作される[1]。量産に先立ち、CS 導体の性能確認を目的に、日本原子力研究開発機構(JAEA)と核融合科学研究所(NIFS)が共同で、図 1 に示すサンプルを用いて分流開始温度(Tcs)測定試験を実施した。

一方、Nb<sub>3</sub>Sn 導体はコイル励磁時に発生する電磁力により、通電を繰り返すうちに特性が低下する恐れがある。そこで、4000 回までの繰り返し通電を実施し、Tcs の経時変化の測定を行った。本講演では、Tcs 測定試験および繰り返し通電試験の結果について報告する。

### 2. 分流開始温度測定試験

試験サンプルは図 1 に示すように全長約 3m の導体をヘアピン状に加工しており、直線部にスプリットコイルにより磁場を印加し Tcs を測定した。電圧タップは磁場中心からほぼ対象の位置に取付け、サンプルに流す超臨界圧ヘリウムの温度を徐々に上昇させ、測定部に 10μV/m の電圧が生じた温度を Tcs とした。

試験は、最大磁場 7.0~9.0 T、通電電流 18.7~26.0 kA の条件で実施した。Tcs 測定試験の結果を図 2 に示す。CS 導体の要求性能は、最大磁場 9.0T、通電電流 18.7kA の条件で 6.54K 以上の Tcs を持つことであり、実機導体は十分な超伝導性能を持つことが確認できた。

### 3. 繰り返し通電試験

繰り返し通電試験は、スプリットコイルによる外部磁場を固定しサンプルの通電電流を変化させ、導体に繰り返しの電磁力を印加した。実機運転時と同等の電磁力が導体に加わる条件(最大磁場 8.0 T、通電電流 22.6 kA)で試験を実施した。今回の試験では、1 時間あたり約 100 回の通電を行った。3、10、50、200、1000、2000、3000、4000 回通電後に Tcs を測定し超伝導特性劣化の有無を調べた。また、2000 回通電後に、昇温および再冷却のプロセスを実施し、その影響を調べた。

繰り返し通電試験の結果、図 3 に示すように繰り返し通電および昇温・再冷却プロセスによる Tcs の劣化は確認されなかった。試験を通して Tcs のわずかな変化は見られるが、±0.1K 程度の測定誤差の範囲内であった。

### 4. まとめ

今回実施した Tcs 試験および繰り返し通電試験より、CS 導体は十分な超伝導特性を持つこと、繰り返し励磁・昇温冷却プロセスに対して超伝導特性の劣化を示さないことがわかった。以上の結果より、CS 導体の設計および製造プロセスに問題がないことが確認できた。

### 参考文献

1. K. Yoshida, et al.: Physica C, 470 (2010) pp. 1727-1733

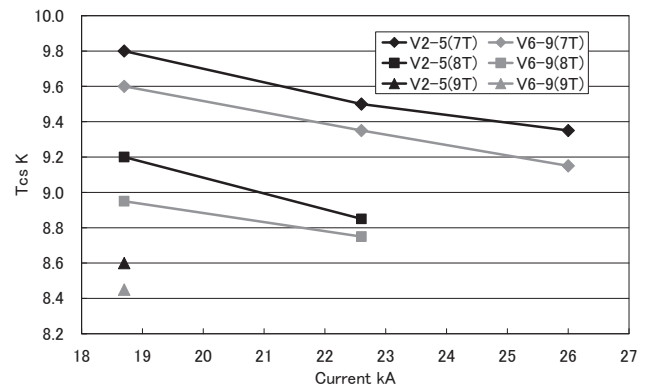


Fig.2 Results of Tcs measurement

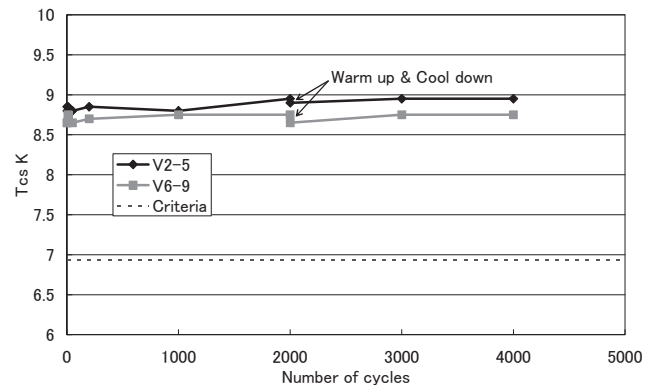


Fig.3 Results of repetition excitation test

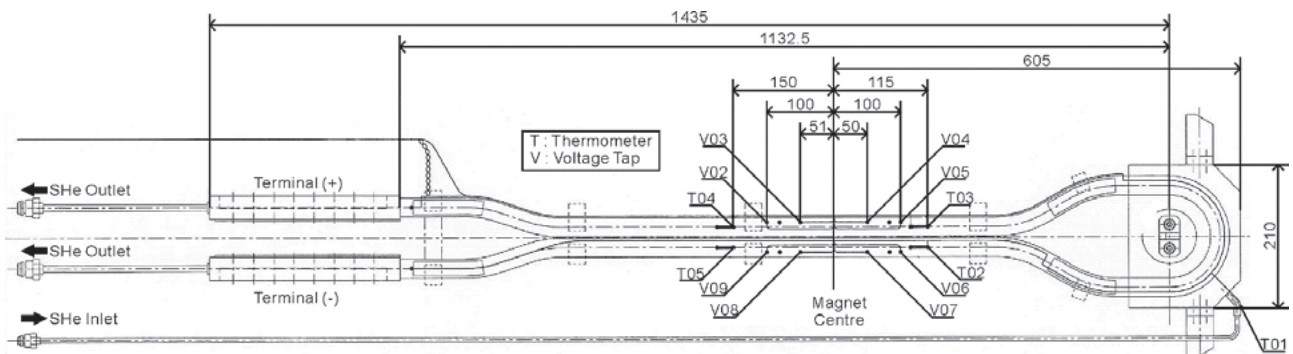


Fig.1 Test sample of CS conductor



# JT-60SA CS 導体の製作と EF 導体の東日本大震災による被災状況 Fabrication of CS conductors for JT-60SA and EF conductors affected by Great East Japan Earthquake

木津 要, 土屋 勝彦, 柏 好敏, 村上 陽之, 市毛 寿一, 浅川 修二, 吉田 清(JAEA)

KIZU Kaname, TSUCHIYA Katsuhiko, KASHIWA Yoshitoshi, MURAKAMI Haruyuki, ICHIGE Toshikatsu, ASAKAWA Syuji, YOSHIDA Kiyoshi (JAEA)

E-mail: kizu.kaname@jaea.go.jp

## 1. はじめに

日本原子力研究開発機構では、メーカーより納入された超伝導燃線とジャケットを研究所内の導体複合化設備で複合化し [1,2]、コイル製作メーカーに導体を支給している。2010 年より EF コイル実機導体の製作が開始され、2011 年 9 月 9 日までに 26 本の導体が製作されている。しかしながら、2011 年 3 月 11 日の大震災により保管していた 22 個の導体がほぐれてしまった。一方、実機用 CS 導体製作は、2011 年 7 月より開始されている。本報告では、CS 導体の製作と EF 導体の震災による被災状況について報告する。

## 2. CS 導体構造と製作方法

CS の運転シナリオにおける導体の最大経験磁場は 9.0T であるため、CS 導体は Nb<sub>3</sub>Sn 素線を用いる。Nb<sub>3</sub>Sn 素線は、ITER TF 導体と同一の素線で、クロムメッキを施されている。導体は除熱特性を向上させるために導体中心にスパイラルで作られる冷却チャンネルを追加した CIC 型の強制冷却導体である。ジャケットと呼ばれる角型丸穴パイプに燃線を挿入した後、圧縮・成型する方法により製作される。Fig. 1 に CS 導体の断面写真を示す。

導体複合化設備では、まず、ジャケット(単長 7m)を芋継ぎ溶接することで最長で 466m の長尺ジャケットを製作する。その後、ウインチで超伝導燃線を長尺ジャケット内に引き込んだ後に、コンパクション装置と呼ばれる装置で最終断面形状に成型しながら、直径 3m のドラムに巻き取る。

## 3. CS 導体の製作状況

CS 用ジャケットは角型丸穴形状で捻れと偏芯が大きいこと、ジャケットの単位長が 7m で 13m の EF 用に比べ短く、さらに角部は自動溶接できないため、溶接作業時間が長くなること、燃線をジャケットに引込む際に燃線とジャケットとのギャップが最小で 0.55mm しかなく引込みに大きな力が必要になる可能性があることなどが課題であった。

Table 1 に CS 用ジャケットの要求仕様を示す。内径寸法は EF 用ジャケットでは、平均値に対して±0.05mm 程度のばらつきであったが、CS 用は仕様の公差の範囲全体に渡り寸法がばらついていた。さらに、偏芯率も公差の上限の 10%までばらついていた。そこで、EF ジャケットと異なり、あらかじめすべての CS ジャケットの寸法を測定し、溶接するジャケット同士の段差が 0.1mm 以下になるように順番を決めて溶接する必要があった。また、試作として 38.5m の長尺ジャケットを製作したところ、長手方向に 6.42° 振れていることがわかった。これは、ジャケット自体のねじりに起因するものであった。しかしながら、ジャケット溶接時のねじれは、最終的な導体のねじれに影響しないことが明らかとなった。ジャケット内への燃線の引込み力は、ギャップがより大きい EF 燃線より小さな値となった。以上より、CS 導体の量産に着手できる見通しを得た。

## 4. EF 導体の被災状況

2011 年 3 月 11 日の大震災により、那珂核融合研究所内に保管されていた 22 本の超伝導導体のうち 21 本が 1 層レイヤ巻きに巻かれた状態からほぐれた(Fig.2)。導体の補修のため

には木製の巻枠を横倒しする必要があった。導体の木枠の転倒による変形を解析し、鉄製パイプによる仮の補強位置を検討した。検討に基づきすべての導体を補修し、利用可能な状態であることを確認した。

## 5. まとめ

CS 導体の製作を開始し現在、238m の導体を 2 本、466m の導体を 3 本製作している。震災により保管していた EF 導体がほぐれたが、使用可能であることを確認した。コイル製作メーカーの要求に基づき EF 導体の支給を継続している。

## 参考文献

1. K. Kizu, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 80 (2009) p.128
2. K. Kizu, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 82 (2010) p.121

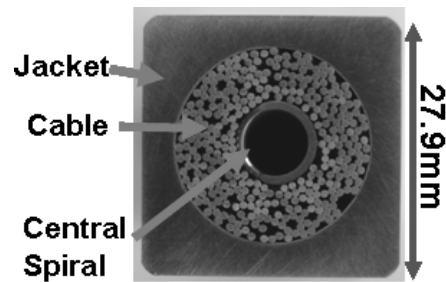


Fig. 1 Cross Section of CS Conductor.

Table 1 Parameters of CS jacket before compaction

item	values
Outer size(mm)	29.2 ±0.2
Inner diameter (mm)	22.8 ±0.2
Unit length (m)†	≥7
Bore eccentricity [Ecc]	≤10 %
Straightness (mm/m)	≤1.0
Twist about the longitudinal axis (mm/m)	≤1.0



Fig. 2 Conductor after the earthquake.

# Y系高温超電導モータの開発

## Development of Y-based Superconducting Motor

山田 穰, 植田 浩史\*, 和泉 輝郎, 齊藤 隆, 塩原 融 (超電導組合); 岩熊 成卓 (九大); 石山 敦士 (早大)

YAMADA Yutaka, UEDA Hiroshi\*, IZUMI Teruo, SAITO Takashi, SHIOHARA Yuh (ISTERA);

IWAKUMA Masataka (Kyushu Univ.); ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.)

E-mail: htscrc01na@istec.or.jp \*現 阪大

### 1. はじめに:

Y系線材の長尺、量産化の進展が著しい。また、臨界電流  $I_c$  の向上も依然として続いている。今回、高特性かつ量産化線材により、モデルコイルおよび冷却について要素試験を行い、さらに 500kW(1800rpm)、5MW(200rpm)級のモータの設計を行ったので、その結果を報告する。従来、Simens、AMSC、川崎重工、Doosan 社(韓国)によりBi系線材でモータが検討されてきたが、今回、初めて具体的にY系線材によるモータの設計検討ができた。

### 2. 実験内容:

最新の長尺量産Y系線材により、回転機に適した形状の界磁コイルモデルを作製した (Fig.1)。産業用としての1800rpmの高速回転に耐えるように、4極突極型の傘型形状とした。次に本コイルの励磁試験をGM冷凍機により40-50Kに伝導冷却し、通電試験を行った。その結果を用いて、産業用(1800rpm)の500kWモータ、また、船用(200rpm)の5MWモータを設計した。



Fig.1 Y-model coil for motor application (left). Assumed half cross-section in the 4-pole 500kW Y-motor (right).

### 3. 実験結果と考察:

Fig.1のコイルの励磁試験結果をFig.2に示す。50Kでは180A/5mm幅を通電できた。これは図中に示す線材の  $I_c$ -B特性と一致しており、線材特性の100%をコイルとして引き出すことができた。すなわち、エッジワイズ歪などを含む傘型形状のオーストラック型コイルの巻線、含浸工程で劣化は生じなかった。さらに、このコイルを40Kまで冷却すると、通電電流は220A以上流せることがわかった。

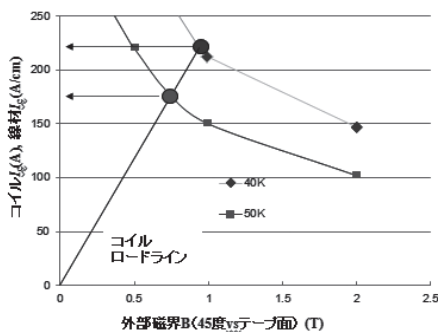


Fig.2 Load line of the coil in Fig.1 and the  $I_c$  - B characteristic of the Y-wire.

以上の結果を使い 500kW-1800rpm、5MW-200rpmのモータの設計を行った。40K運転でコイル運転電流は最大で線材  $I_c$ まで使うこととした。Table 1に500kWモータの例を示す。Y系線材を使うと40Kで3Tの磁場を出せるため、界磁-電機子間ギャップ磁場は1.2Tと高くできた。他方、線材量は1極当たり1.2kmと少量で済み、このためモータの体格も小さくな

Table.1 Specifications of the Y-500kW motor

仕様	出力	500kW
	電圧	440V
	回転数	1800rpm
	極数	4
固定子	外径	490mm
	鉄心相当長	330mm
	内径	370mm
	エアギャップ	5mm
回転子 (40K)	界磁電流*	230A
	ターン数	1050
	起磁力	241.5kAT
	線材量(極)	1.2km
	界磁コイル磁束密度	3.0T
	ギャップ磁束密度	1.2T

\*600A/cm幅 (77K,自己励磁) 巻体での設計

った。臨界電流が600A/cmとかなり向上しており、その効果が得られた。Fig.3にモータの全体を示す。外径、長さは500mm、2000mm程度と従来の誘導機と比べるとかなり小さくなり、また、永久磁石機と比べても遜色ない大きさになった。また、永久磁石機と比較し、それぞれに使用している希土類元素(Nd, DyとY)の量を比較すると、超電導機では大幅な削減効果が見られた。5MW機についても、大きさ、重量、効率などを検討し、大幅な改善効果が見られた。詳細は当日紹介する。

### 4. まとめ:

量産Y系線材を用いたコイル試験と回転機用冷却試験を行い、500kW、5MWモータを設計した。効率、体格、重量など常電導機をしのぐ特性が得られ、産業化に有望な結果が得られた。また、最近導入が進む永久磁石機とも比較し、希土類元素使用量削減効果を検討し、大幅な使用量削減が得られる見通しを得た。

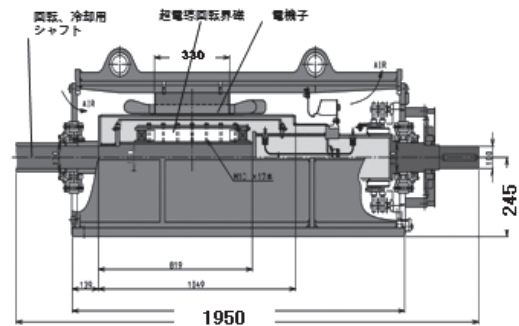


Fig.3 Cross-section of the designed Y-500kW Motor in Table 1.

謝辞 本研究遂行には富士電機システムズ(株)の長谷氏、今野氏、富岡氏ほか、大陽日酸(株)の鈴木氏、相良氏、山中氏ほかにも多大なご協力を頂き、ここに謝意を表します。本研究は、「希少金属代替材料開発プロジェクト-超軽量高性能モータ等向けイットリウム系複合材料の開発」の一部としてNEDOの委託により実施したものである。

# 風力用 HTS 発電機の出力容量と固定子体格が発電機性能に及ぼす影響

## Influence of Output Power and Stator Size on Generator Performance of HTS Generators for Wind Power Systems

牧 直樹, 篠原 信行, 和泉 充 (東京海洋大学)  
 MAKI Naoki, SHINOHARA Nobuyuki, IZUMI Mitsuru (TUMSAT)  
 E-mail: naokmaki@tuba.ocn.ne.jp

### 1. はじめに

風力発電の大容量超低速機には高温超電導(HTS)同期発電機が適しており、5MW HTS 機は現用型機に比べて重量が約1/3に低減し効率が約5%向上するなどメリットの大きいことを明らかにした[1], [2]。今回、出力容量2~15MWのHTS同期発電機を対象に適正な電気設計を行い、固定子体格が発電機性能に及ぼす影響について検討したので報告する。

### 2. HTS 発電機の電気設計検討

電気設計プログラム[1]を用いて突極型 HTS 同期発電機の電気設計を行い、出力容量と固定子外径が発電機性能に及ぼす影響について検討した。設計に当たり次項を設定した。

- HTS 線材には運転温度 77K で使用可能な YBCO を選び、現状性能として 77K, 自己磁場下で 300 A/mm<sup>2</sup>を用いた。
- 回転子鉄心部磁束密度は小型軽量化のため 1.9T を選ぶ。
- 電機子電流密度は現用機並みの 3A/mm<sup>2</sup>とする。
- 電気装荷は、空冷強化により 1.5 倍の 1200A/cm とする。

Fig.1~3 に発電機出力容量と固定子外径が発電機の重量と効率並びに所要 HTS 長に及ぼす影響を示す。

Fig.1 から、出力容量の増大とともに回転数が減少するために発電機の出力容量当たりの重量が増加すること、固定子外径を大きくするとその増加量を低減できることが分かる。

Fig.2 から、発電機効率は5MW 以下では固定子外径4~6mの場合が8~12mよりも良好となり、5MW 以上では固定子外径を4→8mと大きくするにつれて良好になることが分かる。

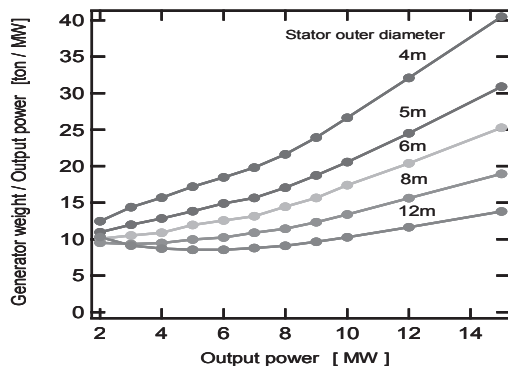


Fig.1 Influence of generator output power and stator outer diameter on generator weight

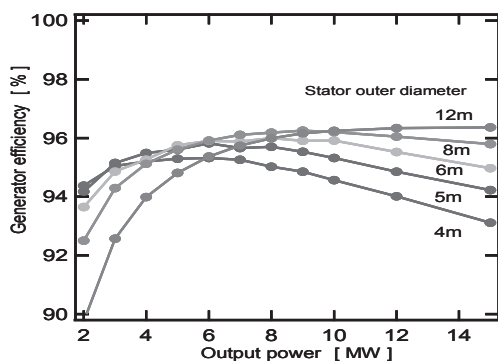


Fig.2 Influence of generator output power and stator outer diameter on generator efficiency

Fig.3 から、出力容量当たりの所要 HTS 長は出力容量5MW 以下では固定子外径4~8mに対してそれほど差はないが、5MW 以上では固定子外径の影響が大きいことが分かる。

以上の検討結果から、固定子外径は5MW 以下では陸上輸送制限内の4m程度でよいが、10MW 程度の大容量機になると発電機性能上から固定子外径は2倍の8m程度にするのが望ましいと言える。この場合には、発電機の分割輸送とか現地組立などの対策が必要となる。

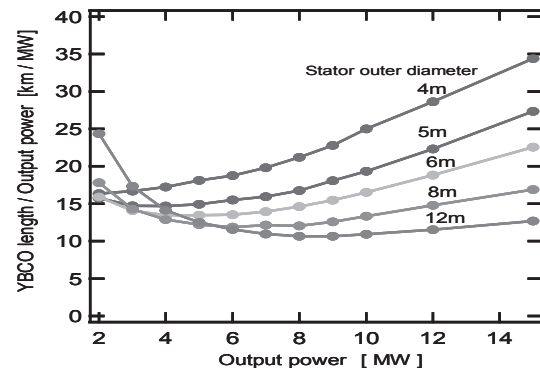


Fig.3 Influence of generator output power and stator outer diameter on required HTS length

### 3. 大容量 HTS 発電機の電気設計結果

Table 1 に出力容量5MWで固定子外径4mのA機、出力容量10MWで固定子外径4mのB機と固定子外径8mのC機の諸元と性能を比較して示す。B機はA機に比べて発電機重量が3.1倍、所要HTS長が2.8倍と発電容量比の2倍よりも大きく、効率も0.7%低下する。一方、C機はA機に比べて発電機重量が1.6倍、所要HTS長が1.5倍と発電容量比の2倍よりも相当に小さく、効率も0.9%向上するなど、スケールメリットが大きいことが分かる。

Table 1 Main design results of 5-10MW HTS generators

Generator	A	B	C
Generator output power [MW]	5	10	10
Rotating speed	15	10	10
Number of poles	32	32	64
Stator outer diameter [m]	4.0	4.0	8.0
Stator length [m]	1.86	5.53	1.15
Rotor outer diameter [m]	3.3	3.3	7.3
Flux /pole [Wb]	0.53	1.59	0.36
Magnetic flux density in air gap [T]	1.15	1.16	1.14
Magnetomotive force of field winding [kA/極]	37.3	38.2	40.4
Current density of HTS coils [A/mm <sup>2</sup> ]	60	60	60
Rated current of HTS coils [A]	60	60	60
Number of HTS coils [turns]	650	670	710
Total length of HTS wires [km]	91	250	134
Generator weight [ton]	86	266	134
Efficiency [%]	95.3	94.6	96.2

### 参考文献

- N. Maki: Abstracts of CSJ Conf., Vol. 83 (2010) p.21
- N. Maki: Abstracts of CSJ Conf., Vol. 84 (2011) p.90



# 高温超電導誘導同期機における自律安定性の実証

## Evidence of Autonomous Stability in HTS-ISM

北野 紘生, 中村 武恒, 関口 大輔, 雨宮 尚之(京都大学); 伊藤 佳孝(イムラ材研)  
 KITANO Hiroki, NAKAMURA Taketsune, SEKIGUCHI Daisuke, AMEMIYA Naoyuki (Kyoto University);  
 ITOH Yoshitaka (IMRA)  
 E-mail: tk\_naka@kuee.kyoto-u.ac.jp

### 1. まえがき

我々は, NEDO の委託のもとで輸送機器用高温超電導誘導同期回転機(High Temperature Superconductor Induction-Synchronous Machine: HTS-ISM)の研究開発を実施した[1]。本回転機は, かが形誘導機の2次巻線を超電導化することによって, 駆動原理として同期回転可能など, 既存回転機に無い新機能を実現することができるが, その特性を最大限に生かした可変速制御法の確立が望まれている。しかし, HTS-ISM はかが形誘導機と同様の基本構造を有することから, 2次巻線が Ohm の法則に従う一定の低抵抗であれば回転不安定となり, 制御不能になると危惧されている。

それに対し, 本研究では HTS 巻線の起磁力依存非線形抵抗を利用することによって回転安定性が保証されること(自律安定性)を当初より主張しており, これまで理論解析によって明確化[2]するとともに特許出願を完了している[3]。本講演では, さらに 20 kW 級機を試作し, 上記自律安定性を明確に実証したので, その結果を報告する。

### 2. 実験方法

図 1 には, 試験システムの外観写真を示す。20 kW 級 HTS-ISM (写真奥) の励磁には汎用 PWM インバータを用いており,  $V/f$  一定制御のもとで加速試験を実施した。まず, モータ単独の回転安定性を実証するため, 無負荷状態において 5 Hz (75 rpm) で同期引き入れ後, 入力周波数が 120 Hz (1800 rpm) に到達するまでの加速時間を 1~5 sec の間で変化させて始動特性を測定した。また, ゼロ速発進特性を想定して, PM モータ(写真手前)によってさまざまな負荷を印加し, 同様の実験を実施した。

### 3. 結果と検討

無負荷状態での加速試験では, 4 sec 程度で同期回転が確立し, つまり回転安定性を明確に実証した。このことは, 2次巻線鎖交磁束の時定数が図 2 に示す起磁力依存非線形抵抗(b)の発現で十分小さくなっており, 機械系の時定数が支配的になっていることを示している。なお, もしかが形巻線抵抗が線形(図 2(a)ならば, 容易に想像されるように回転不安定となる。さらに, 負荷状態においても, 図 3 に示す通り, 要求負荷によらず, 3 sec 程度で同期回転が確立し, その後も安定的に回転数を上昇させることができた。以上の結果より, 上記自律安定性が明確に実証された。自律安定性の考え方や具体的実験方法など, 詳細は講演当日に報告する。

### 謝辞

本研究は, 新エネルギー・産業技術総合開発機構(NEDO)の委託事業「H21年度省エネルギー革新技术開発事業(第二次公募)」の一環として実施したものである。

### 参考文献

1. T. Nakamura: Superconductivity Web21, vol. 3 (2011) pp.13-14
2. 中村武恒 他: 2011 年度春季低温工学・超電導学会, 2A-a07
3. 特願 2011-190510

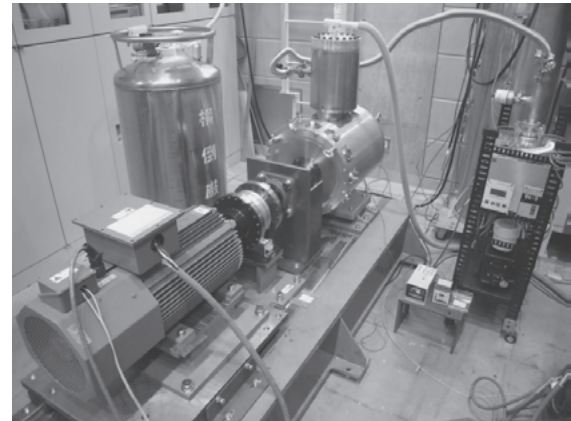


Fig.1 Photograph of Experimental System

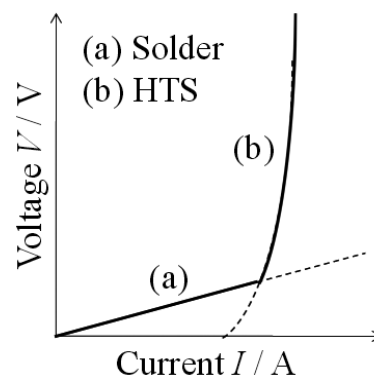


Fig. 2 Schematic Diagram of Voltage vs. Current Curves in HTS Squirrel-Cage Windings

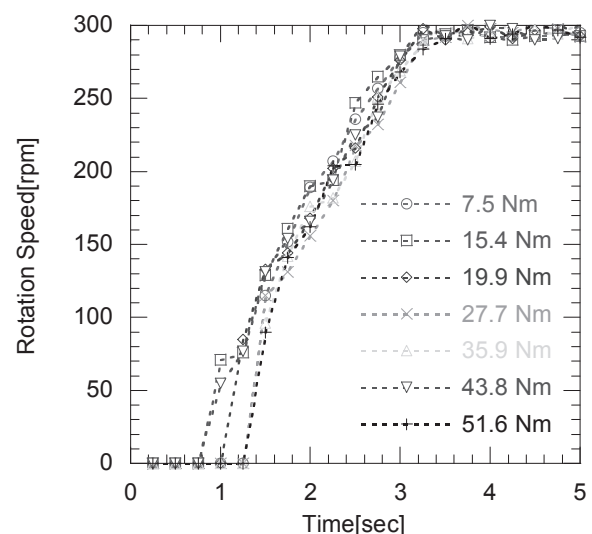


Fig. 3 Acceleration Test Results for Different Load Values

## 高抵抗率の金銀合金層を分流保護層とする超電導薄膜限流素子 (9) —素子の直並列接続による限流器の構成

### Superconducting thin-film fault-current limiting elements using high-resistivity Au-Ag alloy shunt layers (9)—Architecture of a fault current limiter with serial and parallel connections of elements

山崎裕文, 古瀬充穂, 海保勝之(産総研)

YAMASAKI Hirofumi, FURUSE Mitsuhito, KAIHO Katsuyuki (AIST) E-mail: h.yamasaki@aist.go.jp

#### 1. はじめに

我々は、高抵抗率の金銀合金層を分流保護層とする高電界設計 ( $\geq 30 \text{ V}_{\text{rms}}/\text{cm}$ ) の超電導薄膜限流素子の大容量化を進めており、 $500 \text{ V}_{\text{rms}}/200 \text{ A}_{\text{rms}}$  級素子モジュールを製作して、優れた限流特性を確認した [1, 2]。今回、実用的な限流器を構成するための素子の直並列接続について考察した。直列した素子群を適当なインダクタンス  $L$  を介して電源に並列接続すれば、素子に流れる超電導電流の均流化がもたらされるとともに、素子の並列に伴うホットスポット問題の深刻化が回避されることが予想される。それを支持する結果を報告する。

#### 2. 素子の直並列による限流器の構成

電力系統用の限流器では配電系統に用いるものでも  $6.6 \text{ kV}_{\text{rms}}$  以上の定格電圧が要求され、高電界設計を用いても、必要な薄膜の全長は1相当り  $1 \text{ m}$  以上となる。我々は、長さ  $20 \text{ cm}$  程度の矩形サファイア基板上 YBCO 薄膜を用いており、最低でも素子の8直列が必要である。また、 $200 \text{ A}_{\text{rms}}$  以上の定格電流を達成するためには、幅  $2\text{--}3 \text{ cm}$  で  $I_c \geq 141 \text{ A}$  (定格電流  $100 \text{ A}_{\text{rms}}$  のピーク値) の薄膜を用いた素子の2並列以上が必要である。ここで、定格電流  $400 \text{ A}_{\text{rms}}$  の限流器を素子の直並列で構成することについて考察する。並列接続した素子(超電導薄膜)間の偏流を防ぐ観点から、図1、2に示す2つの方式が考えられる。なお、図には示されていないが、ホットスポット対策、及び、同時クエンチ誘導策として、適当な無誘導巻抵抗が各薄膜に並列接続されている [1, 3]。

図1は、4枚の薄膜を超電導テープによって並列接続し、さらにそれらの素子群を直列接続したものである。この方式の長所は、各薄膜の  $I_c$  が異なっても並列した4枚の薄膜の  $I_c$  の和が  $566 \text{ A}$  以上であればよいことである [1]。ただ、高電界(高抵抗)設計の場合、並列数が増えて  $I_c$  が大きくなるに従ってホットスポット問題が深刻になる [1, 2]。これに対し、図2は、1枚の薄膜から成る素子を必要だけ直列接続し、それら素子群を適当なインダクタンス  $L$  を介して4つ並列接続したものである。この方法で素子の均流化をもたらす概念は、既に Hyun らが報告しているが [3]、我々の高抵抗素子の場合、さらにホットスポット問題の回避という大きなメリットがある。

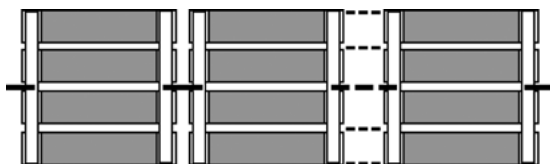


Fig. 1 Circuit diagram for the series connection of fault-current limiting (FCL) elements that are parallel-connected with superconducting tapes.



Fig. 2 Circuit diagram for the parallel connection of series-connected FCL elements, with using appropriate inductors.

#### 3. $L$ を介して並列することによるホットスポット問題の回避

我々は、これまで、フッ素フリー MOD 法を用いて作製した  $2.7 \text{ cm}$  幅 YBCO 薄膜を用い、その2並列で  $283 \text{ A}$  以上の  $I_c$  を確保して定格電流  $200 \text{ A}_{\text{rms}}$  の限流素子を実現した [1, 2]。共蒸着法で作製した市販 THEVA 薄膜では、より高い臨界面電流(単位幅当たりの  $I_c$ ) が得られるので、 $2 \text{ cm}$  幅、有効長さ  $5 \text{ cm}$  の薄膜 ( $240 \text{ nm}$  厚、 $I_c \geq 141 \text{ A}$ 、金銀合金分流保護層  $60 \text{ nm}$  蒸着) を Bi-2223 銀シーステップを用いて2枚並列にした限流素子(図1の方式)について試験を行った。まず、定格通電試験に対応する5サイクル通電試験を行ったところ、 $391\text{--}412 \text{ A}_{\text{peak}}$  の通電電流でクエンチせず、定格電流  $200 \text{ A}_{\text{rms}}$  の通電が可能であることが分かった。しかし、限流試験では、 $0.35 \Omega$  の並列抵抗、 $200 \mu\text{F}$  のコンデンサの並列接続にもかかわらず、 $60\text{--}70 \text{ V}_{\text{peak}}$  程度の低い電圧の印加で薄膜の1つが破損した。この薄膜を用いた場合、図1の方式では定格電流  $200 \text{ A}_{\text{rms}}$  の素子を実現できなかった。

超電導薄膜がクエンチした後の薄膜電流の減少は非常に急激であり、並列した1枚の薄膜が先にクエンチした直後の、もう1枚の薄膜への急激な転流が薄膜の破損(ホットスポット)をもたらしたと考えた。このため、図2のような  $L$  を介した並列を行えば、1枚の薄膜がクエンチした直後の(他の)並列薄膜への急激な転流が抑制され、ホットスポットを回避できると予想される。上記の並列限流試験を行ったのと同仕様の THEVA 薄膜2枚の各々に  $0.7 \Omega$  の並列抵抗を接続し、さらに、 $L \approx 0.16 \text{ mH}$  のコイル ( $50 \text{ Hz}$  の  $\omega L \approx 50 \text{ m}\Omega$ ) を用いて図2のように接続して試験を行った。5サイクル通電試験では  $330\text{--}346 \text{ A}_{\text{peak}}$  の通電電流でクエンチしなかったが、 $335\text{--}355 \text{ A}_{\text{peak}}$  で5サイクル目にクエンチした。長期間の保管で薄膜が少し劣化したようであるが、限流試験では  $235 \text{ V}$  という高電圧の印加で薄膜が破損せず、優れた限流特性を示した(図3)。

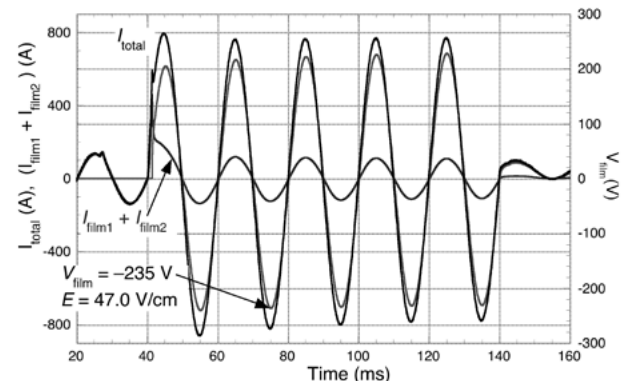


Fig. 3 Short-circuit test result for FCL elements parallel-connected with using inductors.

#### 参考文献

1. K. Arai, H. Yamasaki, et al: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 19 (2009) p. 1863.
2. H. Yamasaki, et al: Supercond. Sci. Tech., Vol. 22 (2009) p. 125007
3. O.-B. Hyun, et al: IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 15 (2005) p. 2027.

## 超電導限流器のループ配電システムへの導入方法

### Proposal of introduction of superconducting fault current limiter into looped distribution system

田 秀之(低温工学・超電導学会), 上村 敏(非会員), 一瀬 中(低温工学・超電導学会)  
 KAMEDA Hideyuki(CSJ), UEMURA Satoshi (Non-Member), ICHINOSE Ataru(CSJ)  
 E-mail: kameda@criepi.denken.or.jp

#### 1. はじめに

超電導限流器(FCL: Fault Current Limiter)の適用先の1つとして、配電システムをループ運用した場合の短絡容量の低減が考えられる。当所では、常時損失が小さく受動型である SN 転移型超電導 FCL が有望として、既存システムを対象に導入方法やパラメータの設定方法については検討してきたが[1], ループシステムについては検討していない。

そこで本論文では、SN 転移型超電導 FCL を対象に、ループ配電システムでの最適配置およびパラメータ設定方法を提案する[2]。

#### 2. ループ配電システムにおける超電導限流器の最適配置

FCL の配置については、図 1 に示すモデルループ配電システムを対象に基本として考えられる 3 つのケース(フィーダ出口設置(FCL1~3), 主変圧器低圧側設置(FCLa~c)およびループ開閉器近傍設置(FCL4~6))について、主に導入効果、パラメータの設定の容易性などの観点から検討した。

その結果、表 1 に示すように、ループ開閉器近傍への設置が、短絡事故発生時に全停させずに事故除去ができ、停電範囲の局限化が可能となることから最も適切である。

#### 3. パラメータの設定方法

FCL 設置の際に必要なパラメータ(限流抵抗  $R_{Lf}$  と動作開始電流  $I_{LS}$ )である。ループ開閉器近傍への設置では、限流抵抗はリレーの動作感度へ影響しないため、ループ開閉器の定格以下に限流できる範囲で設定する。動作開始電流は、突入電流に対して動作しないように設定する。この条件で、限流動作時の消費エネルギーから推定される温度上昇(図 2)が FCL の許容範囲以内であれば、パラメータの設定は完了する。

#### 参考文献

1. H.Kameda, et al.: CRIEP Report, R06022 (2006)
2. H.Kameda, et al.: CRIEPI Report, R10008 (2010)

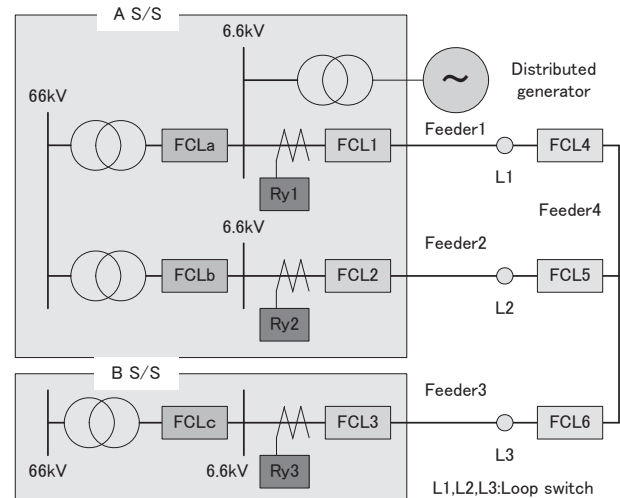


Figure 1 Model looped distribution system

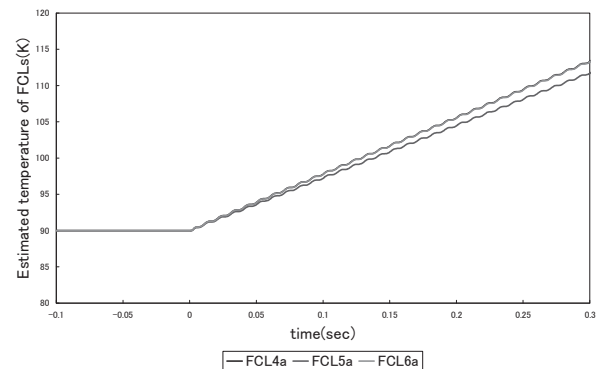


Figure 2 Estimated temperature of FCLs

Table 1 Estimation of arrangement of FCLs in looped distribution system

	Arrangement3 (FCL4 ~ FCL6)	Arrangement 1 (FCL1 ~ FCL3)	Arrangement 2 (FCLa ~ FCLc)
Effect of introduction	1) <u>Fault clearance by loop switch</u> 2) Flexibility of power system configuration 3) <u>Localization of blackout area</u>	1) Reduction of breaking capacity of CB 2) Reduction of equipment damage	1) Reduction of breaking capacity of CB 2) Reduction of equipment damage
Setting of parameters	1) $I_{LS}$ can be set from the non-operate duty. 2) $R_{Lf}$ can be set independent of coordination with the protection relays even if the characteristics of FCL is depend on temperature.	1) $I_{LS}$ can be set from the non-operate duty and the setting values of the relays. 2) $R_{Lf}$ having no dependence on temperature should be set not to interfere with the response of the relay.	Fault current may not be reduced less than the rated current of the loop switch according to the system or fault conditions
Evaluation of introduction into looped system	<u>best arrangement</u>  FCLs can be applied without an additional installation of FCLs if the short-circuit capacity doesn't exceed the breaking capacity.	better arrangement with the condition  FCLs can be restrictively applied due to the upper limit of $R_{Lf}$ not to affect the response of protection relays.	not desirable