研究論文

ITER-CS インサート・コイルの
常伝導伝播とホットスポット温度の解析諏訪 友音^{*1,†}, 尾関 秀将^{*1}, 名原 啓博^{*1}, 齊藤 徹^{*1}, 河野 勝己^{*1},
高橋 良和^{*1}, 磯野 高明^{*1}, 布谷 嘉彦^{*1}Analysis of Normal Zone Propagation and Hot Spot Temperature
on ITER CS Insert CoilTomone SUWA^{*1,†}, Hidemasa OZEKI^{*1}, Yoshihiro NABARA^{*1}, Toru SAITO^{*1}, Katsumi KAWANO^{*1},
Yoshikazu TAKAHASHI^{*1}, Takaaki ISONO^{*1} and Yoshihiko NUNOYA^{*1}

Synopsis: The Central Solenoid (CS) insert coil consists of a 42-m-long CS conductor, of which the specifications are the same as that of the ITER CS. In order to investigate normal zone propagation and hot spot temperature, a quench test was carried out on the CS insert under End-of-Burn condition at 12.5 T and 45.1 kA of after 16,000 cycles. External heat was applied at nearly the center of the CS insert using an inductive heater, and quench was induced. A current of 45.1 kA was dumped 9.5 s (7 s) after voltage generation (Quench detection, QD). The Normal zone propagation length reached 23.4 m, and the maxim propagation velocity was 3.1 m/s just before dumping. Considering the distribution of temperature, which is calculated by GANDALF, hot spot temperature was expected to reach 227 K. As the result, it was found that the hot spot temperature exceeded the criteria of 150 K which is designed on ITER. However, heating the CS insert to 227 K did not influence conductor performance, because the current sharing temperature was maintained after the quench test. Therefore, the quench detection has a margin of approximately 9.5 s (7 s) after voltage generation (QD) in view of the conductor performance under the conditions applied in this quench test. If the hot spot temperature is kept to less than 150 K, the current should be dumped 7.5 s (5 s) before voltage generation (QD). These results are very useful for designing quench protection of the ITER CS.

Keywords: ITER, central solenoid normal, cable-in-conduit conductor, normal zone propagation, hot spot temperature
(Some figures in this article may appear in colour only in the electronic version)

1. はじめに

中心ソレノイド (CS) インサート¹⁾はフランスのカダラッシュに建設中の ITER CS に用いられる実機 CS 導体と同じ仕様で製作された導体を使用して製作された試験用コイルである¹⁾。CS 導体は強制冷却型のケーブルインコンジット導体である。**Fig. 1** に示すように、CS インサートは

直径約 1.5 m 約 9 ターンの単層ソレノイドで、長さ約 42 m の導体を使用して製作された。試験は、日本原子力研究開発機構 (JAEA) 那珂研にある CS モデル・コイルを用いて 2 種類の定格条件で試験が行われた。それぞれ、プラズマ燃焼開始 (IM) 条件では 13 T, 40 kA 通電, プラズマ燃焼終了 (EOB) 条件では 12.5 T, 45.1 kA 通電に成功した。

本報告では、EOB 条件における CS インサートのクエンチ試験について述べる。クエンチ後の導体の挙動を調べることは、コイル保護や安定性の観点から重要である。導体の性能試験は主にスイスの SULTAN 試験装置を用いて行われているが²⁾、実機 ITER CS の導体長は 918 m に対して、SULTAN 試験では有効磁場長が 0.45 m なので、常伝導伝搬や安定性を評価するのが難しい。CS インサートは導体長手方向に多数の温度計、電圧端子が取り付けられており、クエンチ後の挙動を詳細に測定することができた。また、

Received March 18, 2016

^{*1} 国立研究開発法人 日本原子力研究開発機構
(2016.4.1 より 国立研究開発法人 量子科学技術研究開発機構)
〒311-0193 茨城県那珂市向山 801-1

Japan Atomic Energy Agency
(National Institutes for Quantum and Radiological Science and
Technology, from April 1, 2016)

801-1 Mukoyama, Naka, Ibaraki 311-0193, Japan

† E-mail: suwa.tomone@qst.go.jp

DOI: 10.2221/jcsj.51.122

1 次元クエンチ解析プログラムを用いて、解析を行ったのでその結果も報告する。

2. 実験

CS インサートの導体諸元を **Table 1** に示す。CS インサート導体は実機に使われる CS 導体と同じ設計で、576 本の Nb₃Sn 素線と 288 本の Cu 素線、中心スパイラル、ステンレス鋼ラップから成る撚線と、高マンガンステンレス鋼製のジャケットで構成される導体である。He は CS インサート下部から上部に向かって供給され、導体は冷却される。電圧端子と温度計の取り付け位置を **Fig. 2** に示す。各素子の番号は、He 出口側から昇順で付けられている。導体中央部には電圧端子が約 1/4 ターンずつ取り付けられており、VT06 から VT16 が該当する。温度計 TS3 から TS7 までは、750 mm 間隔で導体中央部に取り付けられている。Fig. 1 のような長さ 109 mm の誘導ヒーターは導体のほぼ中央部、電圧端子 VT11-VT12 間、温度計 TS4-TS5 間に取り付けられている。クエンチ試験時には、誘導ヒーターによって導体を誘導加熱し、CS インサートにクエン

Fig. 1 Schematic view of the CS insert and the inductive heater.

チを発生させた。そのため、クエンチ発生時には、VT11 および TS4 以下は He 下流側、VT12 および TS5 以上は He 上流側の挙動を示している。また、EOB 条件において導体には **Fig. 3** に示すような自己磁場と外部磁場が合わさった磁場分布 (9 T-12.5 T) が存在する。1 次元クエンチ解析プログラムを用いて計算する際には、この磁場分布を考慮して計算を行った。

3. クエンチ試験

EOB 条件は実機 CS の運転条件の中で最も電流が高いため、蓄積エネルギーが最大となる瞬間である。この時にクエンチすると温度上昇は最大になると予想される。従って、EOB 条件におけるクエンチ後の CS 導体の挙動を調べることは、導体の保護の観点から重要である。今回の試験では、EOB 条件と同じ 12.5 T 中、45.1 kA 通電において

Table 1 Major parameters of CS insert conductor

item	value
Conductor	length 42.3 m
layout	(2SC × Cu) × 3 × 4 × 4 × 6
Nb ₃ Sn and Cu strand diameter	0.83 mm
Cu/non-Cu ration	1.0
Center channel Inner and Outer diameter	7 × 9 mm
Cable	Void fraction 33.9%
	Non Cu area 156 mm ²
	Cu area 312 mm ²
	He area (Bundle) 263 mm ²
	He area (Central spiral) 38.5 mm ²
	RRR (274 K/20 K) 180
Jacket	Area 1526 mm ²
	Inner diameter 33.0 mm

Fig. 2 Instrumentation on the CS insert. The distance from the He inlet and name of each instrument is shown with each symbol.

Fig. 3 Magnetic field distribution under EOB conditions. The X axis shows the length of the CSI conductor from VT23 of the head shown in Fig. .

CS インサートをクエンチさせた。ただし、クエンチの発生は導体性能の劣化を引き起こす可能性があるため、クエンチ試験は分流通開始温度の評価のための 16,000 回の繰り返し通電後の試験である。入口 He 圧力は 0.68 MPa、He 温度は 4.75 K、He 流量は 8.3 g/s である。CS インサートをクエンチさせるために、誘導ヒーターを用いて導体を約 40 ms 加熱した。加熱時間はプラズマディスラプションの時定数のオーダー 10~100 ms と同じオーダーを選んだ。投入エネルギー E は校正実験³⁾より求めた校正係数 $C=0.15 \Omega$ を用いて以下の式によって計算した。

$$E = C \int I^2 dt \quad (1)$$

ここで、 I は誘導ヒーターの電流である。この式より、導体への投入エネルギー E は 211 J となり、最小クエンチエネルギー³⁾とほぼ等しい。そのため、導体 109 mm に対して、ジャケットと燃線合わせて 48.5 kW/m の入熱を行ったことになる。

クエンチ検出は 3 点法と補正コイルを用いて行った¹⁾。以前のインサート試験⁴⁾と同様に、1 s 間隔で電圧を時間に対して積分し、積分値が 0.1 Vs になるとクエンチと判定される。今回は、クエンチ後の挙動を見るため、クエンチ検出後 7 s 後に電流が遮断されるように設定した。**Fig. 4** に、誘導ヒーターを取り付けた導体中央部から He 下流側の電圧の変化を示す。誘導ヒーターで加熱した時刻を 0 s とした。VD1112 は電圧端子 VT11 と VT12 間の電圧を示す。**Fig. 4** に示すように、加熱開始後 0.81 s に導体中央部にある VD1112 で電圧が発生し、3.3 s でクエンチ検出器が作動し、クエンチしたことが観測された。10.3 s に CS インサートの電流が遮断された。従って、クエンチ検出後 7 s 間、電圧発生後 9.5 s 間、導体は通電されていた。

Fig. 4 Voltage in He downstream from the inductive heater. The current was dumped 7 s after detection of quench.

Fig. 5 Normal zone propagation velocity at 12.5 T and 45.1 kA. Solid lines show fitted results using exponential functions.

4. 常伝導伝播

常伝導伝播速度 (NZPV) は電圧の発生時刻の差から計算した。例えば、VD0910 で電圧が発生した時刻は VT09-VT10 間で常伝導転移が始まった時刻を表し、VD0809 で電圧が発生した時刻は VT09-VT10 間がすべて常伝導転移した時刻を表す。従って、この二つの電圧端子間における電圧発生の時間差と VT09-VT10 の距離から NZPV が求められる。誘導加熱前の電圧が安定せず、最大で 10 mV 程度の振幅を持って電圧が振動している電圧端子もあるので、すべての電圧端子でオフセット電圧を求めることができず、電圧発生時刻を電圧から求めるのは難しかった。そこで、電圧の時間微分 dV/dt から電圧発生時刻を求めた。 dV/dt の SN 比が 3 以上となった時刻を電圧発生時刻とした。SN 比を 3 以上とすることで、すべての電圧端子における電圧発生時刻を同じ条件で求めることができた。電圧

発生の時刻差から計算した NZPV を Fig. 5 に示す。実線は、時間の指数関数でフィッティングした結果で、NZPV は時間の 2.5~2.6 乗に比例することがわかった。この結果より、下流側の方が上流側に比べて NZPV が大きいことがわかった。これは、ジャケットや燃線中の熱伝導だけでなく、He 流によっても下流側に熱が運ばれていることが原因と考えられる。フィッティング曲線を時間に対して積分することで、常伝導転移長さを求めることができ、上流側と下流側の常伝導転移長さは、それぞれ 10.7 m、12.7 m となり、電圧発生から電流遮断までの 9.5 s 間で CS インサートは合計 23.4 m 常伝導転移した。また、電流遮断前の伝播速度は上流、下流側でそれぞれ 2.8 m/s、3.1 m/s となった。

5. ホットスポット温度

クエンチ時にジャケットの温度が上がるまでには時間遅れがあるため、ジャケット表面の温度計では燃線の温度を測定することはできない。そのため、導体の抵抗から温度を換算した。計算方法は次のとおりである。常伝導状態の時の導体抵抗をジャケットと Nb₃Sn の安定化銅、銅線から成る並列抵抗と仮定し、素線間の接触抵抗は無視する。この時、導体抵抗 R_{con} は、

$$R_{\text{con}}^{-1} = \left\{ \rho_{\text{jkt}}(B, T) L / S_{\text{jkt}} \right\}^{-1} + \left\{ \rho_{\text{Cu}}(B, T) L \cos \theta / S_{\text{Cu}} \right\}^{-1} \quad (2)$$

となる。ここで、 B は磁場、 T は温度、 ρ_{jkt} はジャケットの抵抗率⁵⁾、 ρ_{Cu} は銅の抵抗率⁵⁾、 L は導体長さ、 S_{jkt} はジャケットの面積、 S_{Cu} は Nb₃Sn の安定化銅と銅線の面積、 θ は素線軸と導体軸の平均的な角度である。燃線中の素線は導体軸に対して傾いているため、燃り込率 $\cos \theta$ を用いて

Fig. 6 Temperature dependence of the conductor resistance. The solid line and symbols are the measured and calculated temperatures, respectively.

導体軸に垂直な素線断面積を求める。燃線と導体の温度が同じと仮定したとき、(2)式を用いて計算した導体抵抗とクールダウン中の実測値を Fig. 6 に示す。計算値と実測値はよく一致しているため、導体抵抗から燃線の温度が計算できることがわかった。クエンチのような温度が急激に変化する場合は、燃線とジャケットの温度は異なると予想される。しかし、高マンガステンレス鋼であるジャケットの抵抗は銅に比べて 1 桁以上大きいので、ジャケットの抵抗変化が導体の抵抗に及ぼす影響は小さい。250 K までは、ジャケットと燃線の温度差を 200 K とした場合と温度差がない場合の抵抗の差は最大で約 3% である。温度に換算すると、温度差を無視した場合には最大で約 6 K 低く温度を計算してしまう可能性がある。また、50 K 以下では温度による導体抵抗の変化が小さくなるので、電圧測定精度の問題によって抵抗から温度を計算することができない。従って、この方法が適用できる温度範囲は 50-250 K である。Fig. 7 は、上記の方法で計算した燃線温度と誘導ヒーターに最も近い温度計 TS04 で測定した温度である。EOB 条件 (12.5 T, 45.1 kA) のため、計算では Fig. 3 の磁場分布を用いて銅の磁気抵抗効果は考慮した。また、電磁力によるひずみの大きさは 0.1% オーダーなので、ひずみによる抵抗変化は無視した。計算結果から、燃線温度は 196 K まで達したと言える。ただし、測定された抵抗は電圧端子間の平均となるため、局所的には温度が 196 K より高い可能性がある。これについては、6 章で詳しく説明する。

6. 1 次元モデルによるクエンチ解析

温度分布や発生電圧の挙動を詳細に調べるために、CICC 用の 1 次元クエンチ解析プログラムである GANDALF⁶⁾を用いて解析を行った。解析上では、通電電

Fig. 7 Temperature of the cable and the jacket. The dashed line is calculated temperature of the cable using Eq. (2). The solid line is temperatures measured by a thermometer on the jacket.

Fig. 8 Mass flow and pressure at the He inlet and outlet. Lines show the measured results. Symbols are the calculated mass flow rate using GANDALF.

流を一定に保った状態で、誘導加熱とほぼ同じ熱量を与えてクエンチを発生させた。解析は以下の条件で行った。

- 導体入口における He 温度と圧力、出口における圧力の測定値を境界条件として与え、
- 計算ノード間隔は導体長 42.3 m の全域で 0.021 m、
- タイムステップは不安定性を防止するために、加熱直後の変化が急激な区間は 1 ms、それ以外の区間は 10 ms とした。

GANDALF では超伝導線の安定化銅と銅線を分離することができないが、常伝導転移後は銅線にも電流が流れるため、銅線は超伝導線の安定化銅に含まれるとして解析を行った。解析に必要な幾何学的パラメータは Table 1 から計算した。

今回の CS インサート・コイルに用いた CS 導体は、2000 年に行われた CS モデル・コイル計画⁷⁾に用いられた CS インサートの導体とは構造が異なるため、同じ管摩擦係数⁸⁾を解析に用いることができない。そこで、今回の試験で用いた導体と同じ仕様の短尺 CS 導体の管摩擦係数を測定した⁹⁾。しかし、この値を使用した場合、流量が実測値よりも大きくなってしまった。そこで、本解析では高橋らの解析¹⁰⁾と同様の手法で、管摩擦係数を 1.5 倍することで、実測値と計算値を合わせた。

電磁力ゼロにおける Nb₃Sn 素線の有効ひずみは -0.58%¹²⁾として、EOB 条件における導体長手方向の磁場分布を考慮した電磁力によって Nb₃Sn 素線に加わる有効ひずみの補正を行った。ただし、導体断面内の磁場分布は無視し、導体中心に加わる磁場を用いて計算した。GANDALF では、Nb₃Sn 素線の臨界電流のひずみ-磁場依存性は Summers の式¹¹⁾で計算されており、上記のひずみと磁場分布から導体中の素線の臨界電流分布を計算している。

解析上でクエンチを発生させるために外部から熱を与えるが、導体の加熱量は次のようにして求めた。発熱を与え

Fig. 9 Comparison between the measured and calculated voltages at each voltage tap. VD1112 is at the inductive heater. VD1011 and VD1213 show voltages in the He downstream and upstream, respectively.

る位置は誘導ヒーターの取り付け位置と同じ導体入口から 21.9 m の位置 109 mm 区間とし、加熱時間は 40 ms とした。初期値として発熱 48.5 kW/m を燃線とジャケットに与え、GANDALF によって計算しクエンチするかどうかを判定した。クエンチしない場合は、総発熱量を維持したまま、燃線への入熱比を増やして再計算を行い、クエンチするまで燃線への入熱比を増やした。その結果、総発熱の 13%、6.24 kW/m が燃線に入るまではクエンチしないことがわかった。

Fig. 8 に入口出口における He 流量と圧力の測定結果と解析結果を示す。誘導加熱開始直後に、入口側の流量は増加し、出口側の流量は減少した。また、入口側の流量の符号は負になっており、He が逆流したことが確認された。CS モデル・コイル試験のときと同様⁴⁾に加熱位置である導体のほぼ中央の圧力が上がることで、中央から入口側への差圧が負になり、入口側へ He が逆流したと予想される。4.5 s 以降では流量が流量計の測定範囲外になってしまったため、測定値が一定となってしまった。しかし、解析結果では、He 入口と出口の流量の絶対値は直線的に増加した。

Fig. 9 に各電圧端子位置の測定電圧と解析の比較を示す。解析結果では、加熱と同時に誘導ヒーターを取り付けた電圧端子から電圧が出ており、実測値よりもクエンチが早く発生している。これは、GANDALF が 1 次元解析モデルであるため、断面内の温度分布による熱伝導の時間遅れを考慮できないためである。一方、実測値の VD1112 と VD1011 および VD1112 と VD1213 の電圧発生時刻の差は 0.5 s、2.2 s であり、GANDALF の解析結果もこれらと一致するため、導体長手方向への伝播はよく表せている。

Fig. 10 は導体の全電圧の値と測定値の比較である。計算値は測定値の約 90% となり、よく一致している。また、常伝導転移長さの解析結果は 18.7 m となり、測定値の

Fig. 10 Voltage along the whole length of the CS insert conductor. Solid and dashed lines show the measured and calculated results, respectively.

80%程度の値と一致する。

Fig. 11 に電流遮断直前の導体の温度分布を示す。この図では、 x 軸のゼロ点は誘導ヒーターの位置を表し、正符号は He 下流側を表す。丸で表した抵抗から計算した温度は電圧端子間の中心位置でプロットした。Fig. 11 に示すように、GANDALF の解析からはホットスポット温度 199 K が得られた。最高温度の位置が中心よりやや上流側にずれているが、これは、電圧端子の中心位置と誘導ヒーターの位置がずれていることに起因する。常伝導転移長さは実測値の方が長かったため、50 K 以下の温度分布の広がり解析値よりも大きいと予想される。ジャケットの温度分布も解析と実測値でよく一致した。実測したジャケットの表面温度の方が計算値よりも少し低いのは、断面方向の熱伝導による時間遅れのためと予想される。

5 章で述べたように、抵抗から温度を計算すると電圧端子間の平均温度となる可能性がある。そのため、GANDALF の解析結果と抵抗から計算した温度を用いて、ホットスポット温度を予測する。Fig. 11 に示す温度分布が存在している場合、電圧端子 VD1112 間の抵抗を式 (2) から計算し、温度を求めると 174 K となる。抵抗から計算した温度は GANDALF の解析結果から得られた最高温度 199 K よりも 14% 小さく、抵抗から温度を計算すると過小評価していることがわかった。従って、5 章で測定された抵抗から計算した温度 196 K は、ホットスポット温度よりも 14% 小さく、実際には電流遮断直前の温度は 227 K まで到達していた可能性がある。従って、ホットスポットのように急激な温度勾配がある位置の温度を抵抗から計算すると過小評価してしまう可能性があり、注意が必要である。

ITER の設計ではホットスポット温度は 150 K 以下に定められている。そのため、ホットスポット温度を 150 K 以下に抑えようとした場合、Fig. 7 から読み取ると、クエンチ

Fig. 11 Distribution of temperature before dumping the current. Lines show the calculated results using GANDALF. Open circles show the calculated temperatures of the cable from conductor resistance. Open squares show the temperatures of the jacket measured using thermometers on the jacket.

検出から約 5 s 以内、電圧発生後約 7.5 s 以内には電流を遮断しなければならないことになる。しかし、分流開始温度 (T_{cs}) がクエンチ試験前は 6.71 K、試験後は 6.69 K とほぼ変化しなかったため、クエンチによる 227 K までの温度上昇は導体性能へ影響を与えなかったといえる。従って、導体性能の観点からは、クエンチ検出から電流遮断までは約 7 s、電圧発生から電流遮断までは約 9.5 s の裕度がある。この結果を元に、ITER 実機 CS のクエンチ保護の設計を行うことができる。

7. 結論

電流が最大となる、EOB 条件 12.5 T、45.1 kA におけるクエンチ試験を実施した。本試験において電圧発生時刻は電圧の時間変化が SN 比 3 以上になった時刻と定義した。誘導ヒーターによって導体を加熱し、クエンチ検出から 7 s 後、電圧発生から 9.5 s 後に CS インサートの電流は遮断された。電圧発生から計算した常伝導転移長さは電流遮断前で 23.4 m であった。

GANDALF による解析から得られた発生電圧や流量は測定値とよく一致しているため、GANDALF は CS インサートの解析に用いることができると言える。GANDALF の解析結果と測定した抵抗から、電流遮断前のホットスポット温度は 227 K まで達していた可能性があることがわかった。しかし、クエンチ試験前後で導体性能はほぼ変化しなかったため、227 K まで加熱されても導体性能上は問題ないと言える。従って、今回の実験条件においては、クエンチ検出からは 7 s、電圧発生からは 9.5 s の裕度が電流遮断までである。ITER の設計値であるホットスポット温度 150 K を大きく超えて導体が加熱されたが、導体性能上問題はなかったため、ITER 設計値を超えないようにすれば、導体保護は十分である。ホットスポット温度を ITER 設計値

150 K 以下に抑えるためには、クエンチ検出から電流遮断まで 5 s 以内、電圧発生後から電流遮断まで 7.5 s 以内にとすれば十分であることが確認できた。

今回のクエンチ試験により、クエンチ後の導体の挙動を観測し、1 次元解析プログラムによる計算と比較したことで、実測値と計算値はよく一致することがわかった。この結果は、ITER 実機 CS に対するクエンチ検出器の設定や、Quench 後の挙動の予測に用いることで、コイル保護の設計に反映させることができる。

本試験を遂行するにあたり、多大なご支援をいただいた ITER 機構 多田英介副機構長、原子力機構 那珂核融合研究所 森雅博所長、草間義紀副所長、中嶋秀夫氏に感謝いたします。CS インサートの製作は三菱電機株式会社に協力いただきました。CS 導体の製作は、ジャパンスーパーコンダクタテクノロジー株式会社、三菱電線工業株式会社、古河電気工業株式会社、Kiswire Advanced Technology Ltd.、Nexans Korea Ltd.、神鋼特殊鋼管株式会社及び新日鉄住金エンジニアリング株式会社に協力いただいています。

参 考 文 献

- 1) T. Isono, et al.: "Testing of ITER CS insert coil," TEION KOGAKU **51** (2016) 97-101 (in Japanese)
磯野高明ら:「ITER-CS インサート・コイル試験」, 低温工学 **51** (2016) 97-101
- 2) Y. Nabara, et al.: "Performance analysis of mass-produced Nb₃Sn conductor for central solenoid in ITER," IEEE. Trans. Appl. Supercond. **26** (2016) 4200705
- 3) H. Ozeki, et al.: "Stability test using an inductive heater on the ITER CS insert coil," TEION KOGAKU **51** (2016) 113-121 (in Japanese)
尾関秀将ら:「ITER-CS インサート・コイルにおける誘導加熱ヒーターを用いた安定性試験」, 低温工学 **51** (2016) 113-121
- 4) T. Isono, et al.: "Quench characteristics of the ITER CS insert coil," TEION KOGAKU **36** (2001) 373-380 (in Japanese)
磯野高明ら:「ITER-CS インサート・コイルのクエンチ特性」, 低温工学 **36** (2016) 373-380
- 5) N. Mitchel, et al.: "Design description document 1.1-1.3 Appendix C. Annex II, conductor database," N11 DDD 29 98-06-01 W 0.4
- 6) L. Bottura: "A numerical model for the simulation of quench in the ITER magnets," J. Comp. Phys. **125** (1996) 26-41
- 7) T. Ando and H. Tsuji: "ITER central solenoid (CS) model coil project," TEION KOGAKU **36** (2001) 309-314 (in Japanese)
安藤俊就, 辻 博史:「ITER 中心ソレノイド(CS)モデル・コイル計画」, 低温工学 **36** (2016) 309-314
- 8) P. Bruzzone: "Pressure drop and helium inlet in ITER CS1 conductor," Fus. Eng. Des. **58-59** (2001) 211-215
- 9) D. Bessetto, private communication.
- 10) Y. Takahashi: "Simulation of quench tests of the central solenoid insert coil in the ITER central solenoid model coil," IEEE. Trans. Appl. Supercond. **16** (2006) 783-786
- 11) L.T. Summers, et al.: "A model for the prediction of Nb₃Sn critical current as function of field, temperature, strain and radiation damage," IEEE. Trans. Magn. **27** (1991) 2014-2044
- 12) Y. Nabara, et al.: "Current-sharing temperature characteristics of ITER central solenoid insert conductor", TEION KOGAKU **51** (2016) 102-112 (in Japanese)
名原啓博ら:「ITER-CS インサート・コイルの分流開始温度特性」, 低温工学 **51** (2016) 102-112

諏訪 友音 1987 年 6 月生。2013 年東北大学工学部応用物理学専攻 博士前期課程修了。日本原子力研究開発機構 超伝導コイル試験グループ所属。主に核融合炉用超伝導導体の研究開発に従事。低温工学・超電導学会、応用物理学学会会員。

尾関 秀将 1987 年 12 月生。2010 年名古屋大学工学部物理工学科卒業。2012 年同大学院工学研究科博士前期課程(エネルギー理工学専攻)修了。同年独立行政法人(現:国立研究開発法人)日本原子力研究開発機構勤務。主に核融合炉用超伝導導体開発に従事。低温工学・超電導学会会員。

名原 啓博 1975 年 7 月生。1998 年東京工業大学工学部機械宇宙学科卒業。2002 年同大学院総合理工学研究科博士後期課程修了。2002 年日本原子力研究所(現 日本原子力研究開発機構)博士研究員を経て 2003 年より同研究所研究員。主に核融合炉用超伝導導体の開発に従事。低温工学・超電導学会、プラズマ・核融合学会、電気化学学会会員。工学博士。

齊藤 徹 1971 年 6 月生。2008 年(株)神戸工業試験場に入社。現在、日本原子力研究開発機構 超伝導コイル試験グループ所属。主に極低温構造材料の研究開発に従事。低温工学・超電導学会、日本材料学会会員。工学博士。

河野 勝己 1964 年 7 月生。1983 年日本原子力研究所(現在:日本原子力研究開発機構)に入所。現在、核融合研究開発部門 超伝導コイル試験グループ サブ・リーダー。主に大型超伝導コイル、極低温ヘリウム冷凍機及び極低温用構造材料の研究開発に従事。低温工学・超電導学会会員。

高橋 良和 1952 年 1 月生。1980 年日本原子力研究所入所。現在、日本原子力研究開発機構 超伝導コイル試験グループ所属。主に超伝導パルスコイル、導体の研究開発に従事。低温工学・超電導学会、日本物理学会、電気学会会員。理学博士。

磯野 高明 1963 年 5 月生。1988 年日本原子力研究所入所。現在、日本原子力研究開発機構 超伝導コイル試験グループ所属。主に、超伝導コイル、Nb₃Sn 導体、高温超伝導導体及び電流リードの研究開発に従事。低温工学・超電導学会、電気学会会員。工学博士。

布谷 嘉彦 1967 年 7 月生。1991 年立教大学理学部物理学科卒業。1993 年同大学院理学研究科修士課程修了。日本原子力研究開発機構に勤務し、主に核融合炉用超伝導磁石の研究開発に従事。低温工学・超電導学会会員。工学博士。