SMES モデルコイル—安定性—

伊藤 智庸, 花井 哲, 和智 良裕, 小野 通隆, 中本 一成,
 浜島高太郎, 東 克典^{*1}, 小泉 徳潔^{*1}, 安藤 俊就^{*1}, 辻 博史^{*1},
 篠田 公之^{*2}, 峯村 徹^{*2}, 姫野 隆^{*3}, 高野 一郎^{*3}, 佐藤 隆^{*4}

(株)東芝 東京都千代田区内幸町 1-1-6

^{*1} 日本原子力研究所 茨城県那珂郡那珂町向山 801-1

^{*2} 中部電力(株)電力技術研究所 名古屋市緑区大高町字北関山 20-1

^{*3} (財)国際超電導産業技術研究センター 東京都港区新橋 5-34-3

^{*4} 核融合科学研究所 土岐市下石町 322-6

(1998 年 4 月 14 日受理)

Test Results of the SMES Model Coil—Stability—

Toshinobu ITO, Satoshi HANAI, Yoshihiro WACHI, Michitaka ONO, Kazunari NAKAMOTO,
 Takataro HAMAJIMA, Katsunori AZUMA,^{*1} Norikiyo KOIZUMI,^{*1} Toshinari ANDO,^{*1}
 Hiroshi TSUJI,^{*1} Kimiyuki SHINODA,^{*2} Toru MINEMURA,^{*2} Takashi HIMENO,^{*3}
 Ichiro TAKANO^{*3} and Takashi SATOW^{*4}

Toshiba Corporation, 1-1-6 Uchisaiwai-cho, Chiyoda-ku, Tokyo 100-8510

^{*1} Japan Atomic Energy Research Institute, 801-1 Mukouyama, Naka-machi, Naka-gun, Ibaraki 311-0193

^{*2} Chubu Electric Power Co., Inc., 20-1 Kitasekiyama, Oodaka-cho, Midori-ku, Nagoya 459-8001

^{*3} International Superconductivity Technology Center, 5-34-3 Shinbashi, Minato-ku, Tokyo 105-0004

^{*4} National Institute for Fusion Science, 322-6 Oroshi, Toki 509-5292

(Received April 14, 1998)

Synopsis:

The stability of the SMES model coil was investigated at the transport currents from 10 to 30 kA and coolant temperatures of 4.5 and 6.0 K. The initial normalcy was created by applying 20 ms and 1 kHz inductive heating pulse. Stability simulation was carried out by using numerical code POCHI, which was developed by JAERI. Since the simulation results are in good agreement with the experiment, the stability of the SMES conductor can be evaluated to be higher than current shearing temperature in the case of recovery. It can be concluded that the stability of the SMES conductor is sufficiently high. Furthermore, the stability of margin of the SMES pilot plant is calculated to be 830 mJ/cm³ at the nominal point (20 kA-4.5 K). The SMES pilot plant is therefore expected to be stable for nominal operation.

Keywords: SMES, cable-in-conduit conductor, stability

1. はじめに

超電導コイルでは、機械的擾乱や交流損失等の熱的擾乱が発生する。このような擾乱に対して、コイルがクエンチしないようにする必要がある。浸漬冷却型超電導導体の安定化の方法は、ほぼ確立しているが¹⁾,

超臨界圧ヘリウムを強制的に流し、コイルの安定性能を確保する強制冷却型超電導導体の安定性には、未だ不明な点が多い。このため、多くの研究者によって安定性実験や解析などの研究が行われている^{2~8)}。

これまでに開発した SMES 用超電導コイルでは、浸漬冷却型超電導導体を使用している⁹⁾。一方、大電

力を貯蔵するための大規模な SMES 用超電導体には、その耐電磁力、耐絶縁性能から、強制冷却型のケーブル・イン・コンジット (CIC) 超電導体が適していると考えられる^{10,11)}。CIC 導体を用いた SMES モデルコイル¹²⁾の実験を、日本原子力研究所 (原研) の ITER 共通試験装置¹³⁾を用いて行った。

本論文は、SMES モデルコイルの一連の実験のうち、安定性実験結果について報告する。また、原研にて開発した安定性解析コード (POCHI)^{14,15)}による解析結果と実験結果を比較した。さらに、POCHI にて SMES パイロットプラント用超電導コイルの定格点 (20 kA, 5.64 T) における安定性を評価した。

2. 実験方法

SMES モデルコイルは、8 パンケーキで形成されている。各パンケーキの最内周の導体には、100 mm の長さにわたって、誘導ヒーターが取り付けられている。この誘導ヒーターを用いてパルス的に導体を加熱

Fig. 1 Location of the voltage taps and inductive heater on the conductor of 5-pancake of the SMES model coil.

することによって、初期擾乱を模擬した。誘導ヒーターの加熱時間および加熱周波数は、20 ms, 1 kHz とした。また、冷媒導入部およびコンジット表面には電圧タップを 90°おきに配置し、加熱後の常電導電圧を観測した。Fig. 1 に 5 パンケーキの素子配置を示す。

コイルに供給する超臨界圧ヘリウムの圧力は 0.6 MPa に固定し、温度を 4.5 および 6 K の 2 通りとして、通電電流 10~30 kA の範囲で安定性を測定した。冷媒温度 4.5 K のときは、5 パンケーキに取り付けられた誘導ヒーターにより、6.0 K のときは、6 パンケーキのそれにより初期擾乱を投入した。これは、6.0 K の安定性実験の前に 5 パンケーキの誘導ヒーターが断線したためである。

3. 誘導加熱エネルギー

誘導加熱は、正弦波電流を誘導加熱コイルに印加することにより、導体に渦電流を発生させる加熱方法である。したがって、素線を直接発熱できるため、擾乱を模擬することに適している。しかし、CIC 導体を誘導加熱する場合、CIC 導体の幾何学的形状が複雑なため、誘導加熱エネルギーを計算で評価することは困難である¹⁶⁾。誘導加熱エネルギーの較正は、別途短寸の導体を用いて実験的に評価した¹⁶⁾。

CIC 導体に誘導加熱を行った場合、素線と共にコンジットも加熱されるため、コンジットへの加熱も考慮

Fig. 2 Distribution of the inductive heating energy. e_{ho} is the maximum inductive heating energy per unit volume of the strands.

する必要がある。誘導加熱量校正実験では、導体、ケーブルおよびコンジットの誘導加熱エネルギーを別々に評価した¹⁶⁾。しかし、実際の導体では、誘導加熱による素線内渦電流とコンジット内渦電流の電氣的結合の影響があるため¹⁶⁾、ケーブルおよびコンジットの誘導加熱エネルギーを個別に評価した結果から、ケーブル、コンジットに投入されたエネルギーの割合を正確に求めることはできない¹⁶⁾。そこで、通常は安定性マージンは素線の単位体積あたりの加熱エネルギーで定義するが、ここでは安定性マージンをコンジットを含めた導体への全誘導加熱エネルギーを用いて定義することとした。

また、誘導ヒーターの作る磁場が導体長手方向に分布を持つため、誘導加熱エネルギーも、Fig. 2 に示すように、導体長手方向に分布する。そこで、安定性マージンは、誘導加熱エネルギーが最大となる加熱中心での誘導加熱エネルギーを用いて定義することとした。すなわち、加熱中心での導体全体の誘導加熱エネルギーを素線体積で除した値にて定義した。

4. 実験結果

4.1 電圧波形

Fig. 3 に、25 kA-4.5 K においてクエンチした場合の電圧波形を示す。Fig. 3 の電圧は、5 パンケーキ

Fig. 3 Voltage behavior during the quench with a coolant temperature of 4.5 K and transport current of 20 kA.

最内層に取り付けた電圧タップの冷媒導入口から 1/4 ターンずつのものであり、 $V(0)-V(1/4)$ は、冷媒導入口からの 1/4 ターンの電圧を、 $V(1/4)-V(2/4)$ は、その下流の 1/4 ターンの電圧を示す。誘導加熱後、速やかに誘導ヒーターに最も近い位置で常電導が発生しクエンチに至る。この電圧タップ間で、導体が全て常電導状態になった場合に、温度上昇による比抵抗の増加を無視すると、25 kA の電流で 43 mV の電圧が発生することになる。Fig. 3 は本実験の典型的なクエンチ波形であり、20 kA 以上の電流値では、4.5 および 6.0 K において、このように誘導加熱直後にクエンチに至る波形が観測された。

しかし、15 kA 以下の電流値では、4.5 および 6.0 K どちらの場合も、常電導伝播は誘導加熱直後には起こらず、発生した常電導が冷媒の流れとともに下流側に移動し、その過程においてクエンチに至るか、至らないかが決定された¹⁷⁾。Fig. 4 に 10 kA-4.5 K でのクエンチ時の電圧波形を示す。Fig. 4 では、初期加熱からクエンチと判断するまで数十秒の時間を要している。はじめに誘導加熱部を含む 1/4 ターンに常電導電圧が発生するが、下流側に常電導電圧が移動するにしたがって復帰した。実験ではこのような常電導伝播がみられ、 $V(1/4)-V(2/4)$ よりさらに下流 1/4 ターンの電圧 $V(2/4)-V(3/4)$ が発生し、トータルで 50

Fig. 4 Voltage behavior during the quench propagation with a coolant temperature of 4.5 K and transport current of 10 kA.

mV 近い電圧が発生した時点でクエンチと判断し遮断した。

4.2 安定性

Fig. 5 および Fig. 6 に、それぞれ供給冷媒温度 4.5 および 6.0 K とした場合の安定性を示す。図中の●印が、導体がクエンチした最小の投入エネルギー値を、○印が超電導復帰した最大の投入エネルギーを表す。

また、Fig. 5 および Fig. 6 に、次式で定義されるエンタルピーマージンを点線で示す。

$$\Delta H = \frac{1}{A_{st}} \int_{T_b}^{\theta_{cs}} (A_{He} \gamma_{He}) dT \quad (1)$$

A [m²], γ [J/m³K], θ_{cs} [K] および T [K] は、それぞれ断面積、比熱、分流開始温度および冷媒温度を示す。下付の st, He は、それぞれ素線、ヘリウムを表す記号である。(1)式中の分流開始温度は、本 SMES 実験から求めた分流開始温度と臨界電流値測定結果¹⁶⁾から、内挿したものを使用した。

Fig. 5 および Fig. 6 に示すように、4.5 および 6.0 K どちらの場合もエンタルピーマージンと安定性マージンが、20 kA 付近でほぼ同じ値となり、電流値が上がるとともに、エンタルピーマージンより安定性マ

ージンの方が低くなった。15 kA 以下の電流値では、4.5 および 6.0 K どちらの場合も、エンタルピーマージンよりも安定性マージンの方が高くなり、10 kA の電流値では、2～3 倍の高い値となった。

5. 安定性解析

15 kA 以下の電流値では、初期加熱からクエンチに至るまでに数十秒かかっているため、隣接する層間の熱伝導を考慮する必要がある。しかし、POCHI では、隣接する層間の熱伝導を考慮していない。また、数十秒に及ぶ安定性解析には極めて長い CPU 時間が必要となるため、今回は誘導加熱後速やかにクエンチの判定が行えた 20 kA 以上の電流値のみについて安定性解析を行った。

POCHI は導体軸方向の流れを考慮した 1 次元安定性解析コードで、以下の支配方程式を陰差分解法を用いて解いている¹⁴⁾。

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial F}{\partial x} + G = 0 \quad (2)$$

$$\gamma_{st} A_{st} \frac{\partial \theta}{\partial t} - A_{cu} \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{cu} \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) + h_{st} P e_{st} (\theta - T) - A_{st} Q_{st} = 0 \quad (3)$$

Fig. 5 Stability margin versus transport current. Coolant temperature was 4.5 K. Filled and open circles show the minimum quench energy and the maximum energy not to make the conductor quench. Solid and dotted lines are the stability margin calculated by POCHI and the enthalpy margin defined by Eq. (1).

Fig. 6 Stability margin versus transport current. Coolant temperature was 6.0 K. Filled and open circles show the minimum quench energy and the maximum energy not to make the conductor quench. Solid and dotted lines are the stability margin calculated by POCHI and the enthalpy margin defined by Eq. (1).

$$\gamma_{ss} A_{ss} \frac{\partial \phi}{\partial t} - A_{ss} \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_{ss} \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + h_{ss} P e_{ss} (\phi - T) - A_{ss} Q_{ss} = 0 \quad (4)$$

$$u = \begin{bmatrix} \rho \\ \dot{m} \\ E \end{bmatrix}, \quad F = \begin{bmatrix} \dot{m} \\ \frac{\dot{m}^2}{\rho} + P \\ \frac{\dot{m}^2}{\rho} (E + P) \end{bmatrix},$$

$$G = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{4\sigma}{D_h} \\ -\frac{h_{st} P e_{st} (\theta - T) + h_{ss} P e_{ss} (\phi - T)}{A_{He}} \end{bmatrix} \quad (5)$$

ここに、 ρ [kg/m³], $\dot{m}$ [kg/sm²] および E [J/m³] は、それぞれ冷媒密度、単位面積当たりの冷媒質量流量および単位体積当たりの冷媒の全内部エネルギーを表し、 θ [K], ϕ [K] および λ [W/mK] は、素線温度、コンジット温度および熱伝導率を表す。また、 Q [W/m³], h [W/m²K], σ [Pa] および D_h [m] は、単位体積当たりの発熱量、熱伝達率、冷媒の流れによる摩擦力および水力直径を表す。

式(3), (4)のように、素線とコンジットの各々について熱伝導方程式を解くことによって、コンジットに入った熱についても考慮している。このため、安定性解析では、誘導加熱時の素線、コンジットに投入されたエネルギーの割合を考慮する必要がある。しかし、ケーブル、コンジットへの投入エネルギーを個別に評価した結果から、ケーブル、コンジットを同時に加熱した場合の投入エネルギーの割合を直接求めることはできない¹⁹⁾。本解析では、以下の典型的な2つのケース¹⁶⁾について計算を行った。

$$E'_{h,st} = E_h - E_{h,con}, \quad E'_{h,con} = E_{h,con} \quad (6)$$

$$E'_{h,st} = E_{h,st}, \quad E'_{h,con} = E_h - E_{h,st} \quad (7)$$

ここに、 E_h [J], $E_{h,st}$ [J] および $E_{h,con}$ [J] は、それぞれ誘導加熱実験で求められた導体、ケーブル単体、コンジット単体の加熱エネルギーを表す。また、 $E'_{h,st}$ [J] および $E'_{h,con}$ [J] は、ケーブルおよびコンジット内の渦電流の電氣的結合を考慮した場合の、すなわち、ケーブル、コンジットが同時に加熱された場合のケーブルおよびコンジットの加熱エネルギーを表す。(6)式はコンジットへの誘導加熱エネルギーが最大となる場合を、(7)式は素線への誘導加熱エネルギーが最大となる場合を示す。実際の加熱エネルギーの割合は、これらの間に入るものと考えられる。

Fig. 5 および Fig. 6 に冷媒温度 4.5 および 6.0 K

の場合、(6), (7)式によりケーブル、コンジットの加熱エネルギー比を評価した場合の計算結果を示す。これらの計算結果の間に、実際の素線、コンジットの加熱比に対する安定性マージンが存在する。(6), (7)式のどちらの場合も、解析結果は実験結果とよく一致しており、POCHI により SMES 導体の安定性が評価できることがわかる。

なお、POCHI を用いて SMES パイロットプラントの定格点 (20 kA-5.64 T) での安定性を評価すると、安定性マージンが 830 mJ/cm³ と評価できた (SMES モデルコイルでは、20 kA-2.8 T が定格点)。また、パイロットプラント定格点でのエンタルピーマージンは 630 mJ/cm³ と計算された。パイロットプラントの安定性解析では、全ての加熱エネルギーが素線に投入されたこととし、コンジットへの加熱は行わなかった。安定性マージンは、エンタルピーマージンより大きくなった。

6. 考 察

コイル運転時の CIC 導体内に発生する熱擾乱の大きさを評価することは困難であり、現在、CIC 導体の安定性設計は、運転電流値が高安定領域 (well-cooled region) 内に入るようにする手法がとられている²⁰⁾。高安定領域では、熱擾乱を加えた後に超電導に回復したときの冷媒温度が、分流通開始温度にほぼ等しい値となる²⁰⁾。そこで、POCHI を用いて、20 kA 以

Fig. 7 The calculated maximum coolant recovery temperature and current shearing temperature as a function of the transport current.

上の電流値について超電導回復時の冷媒温度 T_r [K] を評価した。

Fig. 7 に POCHI で計算された超電導回復時の冷媒温度、および分流開始温度を示す。超電導回復時の冷媒温度は、分流開始温度をわずかに上回っており、高安定領域であることがわかる。

また、わずかに冷媒温度が分流開始温度を上回った理由としては、コンジットからの加熱の影響があると考えられる。素線の冷却周囲長 1,893 mm に比べ、コンジットのそれは約 88 mm であるため、コンジットから冷媒への熱伝達の時定数は、素線冷媒間の時定数よりも長くなる。Fig. 8 に、POCHI における加熱後の素線、コンジットおよび冷媒温度を表す。素線から冷媒への除熱については、加熱後 30 ms で冷媒温度と素線温度がほぼ同じになるが、コンジットから冷媒への除熱については、500 ms で冷媒温度とほぼ同じになる。したがって、30 ms 以後は、コンジットからの入熱によって、冷媒温度が上昇する。

一方、本実験のような短加熱長の熱擾乱を加えた場合、素線長手方向の熱伝導のため、素線温度が導体長手方向に分布する²¹⁾。したがって、加熱中心では熱伝導により導体長手方向に除熱される。このため、コンジットから加熱された冷媒によって素線が加熱される場合は、冷媒-素線間の伝熱抵抗によって、冷媒-素線間に温度差が生じる。

また、SMES パイロットプラントの定格点での安定性評価では、安定性マージンがエンタルピーマージンよりも高くなった。一方、本解析では、加熱エネルギーは全て素線に投入されるものとして、コンジットへの加熱はないものと仮定したため、冷媒はコンジットからの加熱の影響を受けない。解析の結果、Fig. 8 に示すのと同様に、20 ms の加熱直後、冷媒温度と素線温度はほぼ等しくなったが、素線温度、冷媒温度ともに分流開始温度以上になった。しかし、冷媒の流れと素線長手方向の熱伝導により徐々に除熱され、クエンチに至ることなく超電導復帰した。したがって、冷媒温度が一時的に分流開始温度以上になったため、安定性マージンがエンタルピーマージンよりも大きくなった。

以上により、SMES パイロットプラントの定格点では、熱擾乱を加えた後に超電導復帰したときの冷媒温度が、分流開始温度にほぼ等しい値であるため、高安定領域にあると考えられる。

Fig. 8 The calculated strand, coolant and conduit temperature in the case of recovery.

7. ま と め

SMES モデルコイルの安定性を評価した結果、本コイルの安定性が十分高いことが実証された。また、実験結果と解析結果はよく一致したため、SMES 導体の安定性は解析的に評価できるものと考えられる。安定性解析コードを用いて、SMES パイロットプラントの定格点での安定性を評価した。安定性マージンは 830 mJ/cm^3 と評価されるとともに、定格点が高安定領域にあることがわかった。

おわりに本実験に携わり、御尽力いただいた多くの方々に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 西 正孝ら：低温工学 **24** (1989) 198
- 2) J.R. Miller, et al. : IEEE Trans. Magn. **MAG-15** (1979) 351
- 3) J.W. Lue, et al. : J. Appl. Phys. **51** (1980) 772
- 4) L.W. Dresner : IEEE Trans. Magn. **MAG-17** (1981) 753
- 5) T. Ando, et al. : IEEE Trans. Magn. **MAG-25** (1989) 2386
- 6) C. Schmidt, et al. : Cryogenics **30** (1990) 501
- 7) L. Bottura, et al. : Cryogenics **31** (1991) 510
- 8) D. Ciazynski : Cryogenics **33** (1993) 1066
- 9) 入江富士男：低温工学 **30** (1995) 259

- 10) Y. Murakami, et al. : ICEC16, Elsevier Science UK (1997) 1041
- 11) E. Masada, et al. : Proc. IEA-Symposium on the Use of Superconductivity in Energy Storage, Karlsruhe (1994) 97
- 12) T. Satow, et al. : The International Conference on Electrical Engineering (1997) 122
- 13) S. Shimamoto, et al. : IEEE Trans. Magn. **MAG-32** (1996) 3049
- 14) N. Koizumi, et al. : Cryogenics **36** (1996) 649
- 15) N. Koizumi, et al. : IEEE Trans. ASC (1997) 219
- 16) 小泉徳潔ら : 低温工学 **32** (1997) 263
- 17) E. Tada, et al. : Cryogenics **29** (1989) 830
- 18) 磯野高明ら : 低温工学 **33** (1998) 473
- 19) T. Ito, et al. : ICEC16, Elsevier Science UK (1997) 1301
- 20) L. Bottura : Cryogenics **34** (1994) 788
- 21) N. Koizumi, et al. : Cryogenics **37** (1997) 487