補強型Nb₃Sn複合超電導線の冷凍機冷却による熱的安定性

山本 剛, 渡部 賢司, 村瀬 暁[†], 西島 元*, 渡辺 和雄*, 木村 昭夫**

岡山大学工学部 岡山市津島中 3-1-1 ([†]E-mail: murase@elec.okayama-u.ac.jp)

*東北大学金属材料研究所附属強磁場超伝導材料研究センター 仙台市青葉区片平 2-1-1

**古河電気工業(株) 東京都千代田区丸の内2丁目6番1号

(2003 年 1 月 24 日受理)

Thermal Stability of Reinforced Nb₃Sn Composite Superconductor under Cryocooled Conditions

Tsuyoshi YAMAMOTO, Kenji WATANABE, Satoru MURASE,
Gen NISHIJIMA*, Kazuo WATANABE* and Akio KIMURA**

Department of Electrical and Electronic Engineering, Okayama University, 1-1, Naka 3-chome, Tsushima, Okayama 700-8530

*HFLSM Institute for Materials Research, Tohoku University, 2-2-1 Katahira, Aoba-ku, Sendai 980-8577

**The Furukawa Electric Co., Ltd., 2-6-1 Marunouchi, Chiyoda-ku, Tokyo 100-8322

(Received January 24, 2003)

Synopsis: Superconducting coils that generate a high magnetic field are subjected to a large electromagnetic force. In general, compound superconductors such as Nb₃Sn are sensitive to stress and strain; the superconducting properties for instance, critical current density decrease, as force increases. To prevent a reduction in superconducting properties, several kinds of reinforced Nb₃Sn wires have been developed. Reinforced materials such as Cu-Nb, Ta, Alumina-Cu and Nb-Ti-Cu, have been developed. To fabricate a cryocooled magnet using those reinforced wires, we experimentally measured the minimum quench energy (MQE) under the cryocooled conditions of some reinforced Nb₃Sn wires. As a result, it became clear that thermal stability expressed as MQE was controlled by the temperature margin between the temperature of the operating condition and the superconductivity to normal transition temperature. Using the FEM analysis, it is realized that cause of the decline in thermal stability at the time of reinforcement was the low thermal conductivity of the reinforce materials.

Keywords: reinforced Nb₃Sn wire, MQE, cryocooling, temperature margin, FEM analysis

1. はじめに

高磁界型マグネット用コイルは励磁中に大きな電磁力を受けるため、巻かれている超電導線には大きな応力・歪が発生する。特に、12 T 以上の高磁界を発生する冷凍機冷却型超電導マグネットではコンパクト化が要求されるため、電流密度が増加して強大な応力が発生する。一般に Nb₃Sn などの化合物超電導体の特性は応力・歪に敏感で、これらの増加と共に臨界電流密度などの超電導性能が低下する。

現在歪による性能の低下を防ぐために Cu-Nb¹⁾, Ta^{2, 3)},

アルミナ銅⁴⁾, Nb-Ti-Cu⁵⁾ などの補強材を内包した数種類の補強型 Nb₃Sn 超電導線が開発されており、同時に補強型 Nb₃Sn 超電導線を用いた 20 T 級の冷凍機冷却型超電導マグネットの開発が計画されている⁶⁾。しかしこれらの補強型 Nb₃Sn 超電導線は、従来の Cu 安定化 Nb₃Sn 線に比べて安定化銅の体積比が小さく、熱擾乱に対して超電導状態を安定に保つことが難しい。これらの補強型線材の安定性に関して、Cu-Nb 補強型線材についての報告はいくつかあるが⁷⁾、最近開発された Nb-Ti-Cu 補強型線材についてはまだない。

ここでは冷凍機冷却型超電導マグネットに使用されるこ

とを想定し、初めにNb-Ti-Cu 補強型 Nb₃Sn 線の冷凍機冷却下での最小クエンチエネルギー (MQE : Minimum Quench Energy)⁸⁾を実験的に求めた。励磁中の超電導コイルは、通電電流が臨界電流以下であっても、なんらかの擾乱によってクエンチしてしまうことがある。このような不安定性の原因となる擾乱は交流損失のような連続的なものとパルスのなものに分けられる⁹⁾が、本研究はワイヤムーブメント、エポキシのクラックなどによって発生するパルスの熱擾乱を対象としている。実験では、実際に通電中の試料線材に熱擾乱を投入するが、線材がクエンチを起こす熱擾乱エネルギーにはある閾値が存在する。このクエンチに至る最小の熱擾乱エネルギーを MQE として求め、超電導の熱的安定性を MQE で評価した。

従来型の液体ヘリウム冷却された高磁界型マグネットの安定化基準として CCM(Critical Current Margin)安定化基準⁹⁾がある。CCM 基準に従えば、発生した熱擾乱が核沸騰冷却を膜沸騰冷却へと移行させない程度のものであれば、通電電流の大きさに関係なくクエンチは起きないとされている。しかしこの基準をそのまま冷凍機冷却型マグネットに応用することはできない。そこで我々は Nb₃Sn の運転温度から常電導転移までの温度的余裕、温度マージンに着目し、冷凍機冷却型マグネット特有の安定性基準に関して研究を行っている。本論文では特に、印加磁場、温度、負荷電流をパラメータとする様々な負荷条件において測定された MQE を温度マージンに着目して整理し、得られた知見について報告を行う。また、有限要素法による伝熱解析を行い、補強材を内包することによる熱的安定性低下の原因について検討する。

2. 実験による MQE 測定

2.1 実験方法

試料に用いた Nb-Ti-Cu 補強型 Nb₃Sn 超電導線の写真を Fig. 1 に、諸元を Table 1 に示す。外径 1 mm の線材中心部に補強材として Nb-Ti-Cu が内包されているが、実質は熱処理によって生成される Cu₂Ti が補強メンバーとして働いており、Nb₃Sn は中間層、バリアは Nb である。

実験はこの試料を Fig. 2 のような直径 36 mm の FRP 製サンプルホルダに巻きつけ、これを GM 冷凍機の二段ステージに取り付けて行った。熱擾乱投入用のヒータとして 120 Ω、1.5 mm 四方の薄いストレインゲージを線材長手方向中心に取り付け、クエンチ観測用の電圧タップ V1～V5 と Cernox 温度計 T1～T4 は Fig. 3 のように配置し、デジタルオシロスコープによりその変化を観測した。

Fig. 1 Cross sectional view of Nb-Ti-Cu-reinforced Nb₃Sn wire. The reinforcement composite is placed in the center of the wire (φ 1 mm).

Table 1 Specifications of Nb-Ti-Cu-reinforced Nb₃Sn sample wire.

Nb-Ti-Cu reinforced Nb ₃ Sn wire	
Wire diameter (mm)	1.013
Filament diameter (μm)	3.5 (nominal)
Number of filament	7638(19x402)
Material	
Diffusion barrier	Nb
Reinforcement	Cu-30wt%Ni / Nb-46.5wt%Ti
Volume fraction (%)	
Cu stabilizer	22.4
Bronze/Nb ₃ Sn with diffusion	53.2
Reinforcement	24.4
Heat treatment	675°C×40 h

MQE 試験は、試料を 4.5 K, 6 K, 7 K に GM 冷凍機で設定し、10~14.5 T の外部磁場を印加した状態で行った。外部磁場印加用マグネットには東北大学金属材料研究所附属強磁場超伝導材料開発センターの伝導冷却型 15-T 超伝導マグネット、15T-CSM を用いた。臨界電流の 80~90% の負荷電流を通电した状態でヒータから熱擾乱を 0.06 mJ 間隔で投入し、試料線材がクエンチに至る最小の熱擾乱エネルギーを MQE として求めた。

2.2 実験結果及び考察

Nb-Ti-Cu 補強型 Nb₃Sn 線の各負荷条件下における MQE を実験的に求めた。しかし、常電導部が発生した場合にデジタルオシロスコープで観測される電圧波形はすべて Fig. 4 のようになり、今回実験を行った負荷条件下では発生した常電導部が安定化銅の働きによって超電導に復帰することはなかった。すなわち、線材が一部でも常電導転移した場合はすべて、再び超電導状態に復帰することなくクエンチに至るという実験結果となった。このことより、冷凍機による伝導冷却では安定化材におけるジュール発熱を十分に抑制できず、分流後のクエンチ抑制効果が期

Fig. 2 Schematic view of the sample coil. A FRP bobbin was used to simulate a potted condition.

Fig. 3 The locations of voltage taps, thermal sensors and heater for disturbance. As the sample is wound like a coil, V5 is located just above V1.

待できないことがわかった。したがって、冷凍機冷却下においては安定化材がその機能を發揮していないと言える。以上の実験結果より、Nb-Ti-Cu 補強型線材の MQE は各負荷条件下における Nb₃Sn の運転温度 T_{op} から常電導転移温度 T_c^* までの余裕 ($T_c^* - T_{op}$: これを温度マージンと定義した) に支配されている可能性が示唆される。 T_c^* はそのときの負荷条件である運転電流と印加磁場によって決まる。

MQE の温度マージン依存性を調べるため、Fig. 5 に示すように Nb-Ti-Cu 補強型線材の臨界電流の温度依存性を測定し、Fig. 5 からそれぞれの MQE 測定条件における T_c^* を求めた。7 K において印加磁場及び負荷率を変えた場合の MQE の温度マージン依存性を Fig. 6 に示す。Fig.

Fig. 4 Oscillograms showing corresponding voltage response traces (at V1, V2, V3, V4, and V5) of the sample wire at the temperature of 7K and magnetic field of 11 T.

Fig. 5 Critical current, I_c , as a function of temperature and magnetic field strength for Nb-Ti-Cu-reinforced Nb₃Sn wire.

6 からわかるように, MQE は温度マージンと正の相関をもち, 印加磁場及び負荷率を変えても一つの線で表すことができる。この関係は 4.5 K, 6 K における結果についても同じであった。さらに, 過去に同様の測定を行った Cu-Nb 補強型線材及び補強材を内包しない Cu 安定化線材¹⁾の MQE についても温度マージンに着目して整理し, その結果を Fig. 7 に示す。これらの結果から両線材の MQE も温度マージンに支配されていることがわかる。つまり, 冷凍機冷却などの要因で分流後の超電導復帰が期待できない条件下での MQE は, 補強の有無に関わらず温度マージンによって決定されていることが確認された。

Fig. 8 に Nb-Ti-Cu 補強型線材の MQE の, 温度マージン依存性を温度ごとに示す。Fig. 8 からは同じ温度マージンに対しては高温ほど MQE が大きいことがわかる。これは高温ほど高くなる線材自身の比熱の影響だと考えられ, 比熱の高い線材ほど熱的安定性が高くなる可能性が示唆される。また, このとき 4.5 K における測定値のスケーリングカーブは Cu-Nb 補強型線材のそれとほぼ同じである (Fig. 7)。

Nb-Ti-Cu 補強型 Nb₃Sn 線の各負荷条件下における MQE を実験的に求めた結果, 冷凍機冷却, 低温, 高負荷率の条件下での超電導線は, ごく一部の常電導部発生に起因してクエンチしてしまうことがわかった。このように安定化材による分流後のクエンチ抑制効果が期待できない場合, MQE で表される冷凍機冷却下における超電導線の安定性が, 印加磁場, 温度, 負荷電流によって算出される温度マージンに支配されていることがわかった。この結果は銅比の小さい補強型線材だけでなく, 安定化銅の体積比が 50 %を超える従来型の Cu 安定化線材であっても同様であった。

分流後のクエンチ抑制効果が期待できない以上, 高導電率導体による分流後のジュール発熱の低減は超電導の安定性には寄与しないと言える。したがって冷凍機冷却下で用いる超電導線の安定化には, 従来のヘリウム浸漬冷却時とは異なる設計が必要となる可能性がある。しかし, Fig. 7 に示された結果は同じ温度マージンに対して Cu 安定化線材より補強型線材の MQE の方が低いことを示している。4.2 K における比熱は Cu より Cu-Nb の方が高い¹⁰⁾ので, 熱容量は MQE 低下の原因ではない。つまり, 実験結果からだけでは補強材を内包することによる熱的安定性低下の原因を知ることはできない。

Fig. 6 Temperature margin dependencies of the minimum quench energy, MQE, as a function of magnetic-field strength of Nb-Ti-Cu-reinforced Nb₃Sn wire at 7 K.

Fig. 7 Temperature margin dependencies of the MQE for non-reinforced and CuNb-reinforced wires.

Fig. 8 Temperature margin dependencies of the MQE as a function of temperature for Nb-Ti-Cu-reinforced Nb₃Sn wire.

Fig. 9 Cross sectional view of analyzed Nb-Ti-Cu-reinforced wire model. The diameter is 1mm and the volume fraction of copper is 22%.

Fig. 10 Cross sectional view of analyzed Cu-Nb-reinforced wire model. The diameter is 1mm and the volume fraction of copper is 17%.

Fig. 11 Cross sectional view of analyzed Cu-stabilized wire model. The diameter is 1mm and the volume fraction of copper is 55%.

3. 有限要素法による伝熱解析

ここで我々は、補強による MQE 低下の原因を知るために有限要素法による伝熱解析を行った。解析モデルは実際の線材の構成比を模擬し、Nb-Ti-Cu 補強型モデルは **Fig. 9**, Cu-Nb 補強型モデルは **Fig. 10**, Cu 安定化モデルは **Fig. 11** のような断面を持つ十芯線とした。構成材料は Nb₃Sn, Cu-Nb, Cu, CuSn とし、密度はそれぞれ 8040, 8640, 8930, 8798 kg/m³ とした。また、比熱と熱伝導率は **Fig. 12** **Fig. 13** に示すような温度の関数¹⁰⁾とした。Nb-Ti-Cu 補強型モデルにおいては Nb-Ti-Cu 中の Cu₂Ti の生成率、物性ともによくわかっていないため、Nb-Ti-Cu の物性は Cu-Nb のそれで代用した。各線材の長さは 30 mm とし、**Fig. 14** に示すような長手方向中心外側に接触さ

Fig. 12 Temperature dependencies of specific heat for each material (Nb₃Sn, Cu, Cu-Nb and CuSn).

Fig. 13 Temperature dependencies of thermal conductivity for each material (Nb₃Sn, Cu, Cu-Nb and CuSn).

Fig. 14 Overall view of analyzed model and the contact heat source.

せた発熱体からの伝熱を解析する。発熱体の幅は 0.1 mm, 高さ 0.02 mm, 長手方向長さは 2 mm である。熱擾乱の発生は瞬間的なものとし、擾乱エネルギーは発熱体に初期温度を与えることで印加した。このときの熱量はモデルの初期温度と発熱体の初期温度との差分、及び発熱体の熱容量から計算した。冷凍機冷却を模擬するため過渡的な冷却は線材長手方向への熱伝導のみとし、境界条件として周囲方向は断熱とし、線材両端は初期温度に固定した。線材の初期温度を 4.2 K として初期温度 (> 4.2 K) を持った発熱体を接触させた 25 μ s 後の各モデルの温度分布を Fig. 15, Fig. 16, Fig. 17 に示す。図では線材内部の温度分布がわかるように断面を二等分し、対称性より発熱体から片方の端部までを示す。Fig. 15~17 はいずれも印加された熱量を線材長手方向へ拡散している様子を示すもので、Cu 安定化モデルが他の補強型線材より速く熱量を拡散している様子がわかる。印加された熱量の多くは最外層の Cu により線材周囲に伝播し、長手方向へと拡散される。補強型線材では高热伝導率の Cu の体積比が小さいために熱の拡散が遅れると考えられる。

この熱拡散が Nb_3Sn フィラメントの温度上昇に与える影響を、発熱体から最も近いフィラメントにおける温度変化を計算することによって調べた。モデルの初期温度を 4.2 K に設定し、ある熱量が発生した直後のフィラメントの温度変化を計算した。各モデルの温度変化の計算結果を Fig. 18 に示して比較すると、熱拡散の遅い補強型線材モデルはどちらも Cu 安定化モデルよりフィラメント温度が上昇しやすいことを示している。さらに、Nb-Ti-Cu 補強型モデルのフィラメントは、Cu-Nb 補強型のそれと比べて熱源に近いにもかかわらず Cu-Nb 補強型モデルよりも最高温度が抑えられている。この結果は Cu の体積比が Nb-Ti-Cu 補強型モデルの方が高いことに原因していると考えられ、速い熱拡散がフィラメントの温度上昇の抑制に有効であるこ

Fig. 15 Temperature distribution of the Nb-Ti-Cu-reinforced model at 25 μ s after heat generation.

Fig. 16 Temperature distribution of the Cu-Nb-reinforced model at 25 μ s after heat generation.

Fig. 17 Temperature distribution of the Cu-stabilized model at 25 μ s after heat generation.

Fig. 18 Time dependencies for temperature of the filament after heat generation at the initial temperature of 4.2 K for each model.

とを示す結果となった。

Fig.18 の計算結果と Fig.7 の実験結果との対応関係から、同じ大きさの擾乱エネルギーに対してフィラメント温度が上昇しにくい線材ほど高 MQE となっていることがわかる。つまり、安定化材による分流後のクエンチ抑制効果が期待できない条件下であっても、Cu はその熱伝導率の高さによって超電導を“安定化”していた可能性が高く、このために Cu の体積比の小さい補強型線材の MQE が小さくなったのだと考えられる。

同様の手順で、Fig. 19 には Nb-Ti-Cu 補強型モデルにおける熱が発生した直後の温度の上昇分を、モデルの初期温度を変えて計算した結果を示す。Fig. 19 は、同じ熱量の発生に対しては比熱の小さくなる低温ほど温度が上昇しやすいことを示している。Fig. 19 は Fig. 8 に示した実験結果と対応するものであり、“同じ温度マージンに対しては高温ほど MQE が高くなる”という実験結果がやはり Fig. 12 に示した比熱の影響であることを裏付ける解析結果となった。

以上の解析により、補強材を内包した線材モデルは、内包しないモデルに比べて熱拡散が遅れることが観測され、その結果フィラメントの発熱体直下部分の温度が上がりやすかった。設定した線材及び発熱体モデルを有限要素法によって解析することにより、実験結果を説明する解析結果を得ることができた。

4. まとめ

20 T 級冷凍機冷却型超電導マグネット用線材の一候補である Nb-Ti -Cu 補強型超電導線の MQE を、温度、磁場、

Fig. 19 Time dependencies for raised temperature of the filament of the Nb-Ti-Cu-reinforced model from the initial temperature after heat generation. The initial temperature was 4.2 K, 6 K and 7 K.

負荷電流を変化させて実験的に求めた。その過程で冷凍機冷却、低温、高負荷率の条件下での超電導線は、ごく一部の常電導部発生に起因してクエンチしてしまうことがわかった。測定した MQE を各負荷条件における Nb₃Sn の常電導転移までの温度的余裕、温度マージンで整理した結果、MQE で表される超電導線の熱的安定性はこの温度マージンに支配されることがわかった。この結果は、冷凍機冷却下での他の補強型線材や従来型の Cu 安定化線材でも同様であった。

有限要素法による解析の結果、補強材を内包した線材モデルは内包しないモデルに比べて熱拡散が遅れることが観測され、Nb₃Sn フィラメントの温度は高い熱伝導率を持つ安定化材の体積比が高いほど、また線材自身の比熱が高いほど上昇しにくいことがわかった。

これらの結果から、冷凍機冷却、低温、高負荷率などの条件によって一部でも発生した常電導部が即クエンチに至る場合、超電導線材の MQE は温度マージンに支配され、高熱伝導率の安定化材は超電導フィラメントの温度上昇抑制に効果があることがわかった。つまり、超電導線の安定化には安定化材の導電率より熱伝導率が重要であり、線材自身の比熱も影響していることが確認された。よって補強型 Nb₃Sn 線材の設計の際には、補強材にはできるだけ熱伝導率のよい材料を選ぶこと、線材外部から印加される熱擾乱に対して Nb₃Sn フィラメントの温度を上げにくい配置とすることなどが熱的安定性の向上に寄与すると考えられる。本論文で示された研究結果は冷凍機冷却に限らず、大電流、高電流密度の運転によって分流後の超

電導復帰が期待できない場合や、エポキシ含浸などによって分流通路周囲への過渡的な冷却が期待できないマグネットにも適用できる。このような条件下での使用を想定した超電導線設計する場合、常電導部発生後のジュール発熱抑制よりも、熱擾乱に対する熱拡散能力や線材自身の比熱を向上させればより安定な超電導の利用が可能になるだろう。

参 考 文 献

- 1) K. Watanabe et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **5** (1993) 1905
- 2) T. Miyazaki et al.: Adv. Cryo. Engin. **44** (1998) 935
- 3) G. Iwaki et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **12** (2002) 1045
- 4) S. Murase et al.: IEEE Trans. Magn. **32** (1996) 2937
- 5) H. Sakamoto et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **10** (2000) 1008
- 6) K. Watanabe: private communication
- 7) T. Kaneko et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **10** (2000) 1235
- 8) S. Murase et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond. **11** (2001) 3627
- 9) Y. Iwasa: Cryogenics **19** (1979) 705
- 10) T. Onodera et al.: Proc. ICEC 16, Kitakyushu (1997) 1841