エポキシ充填固定交流超電導巻線の通電特性

正員 鳥居 慎治 (電中研) 正員 谷 口 司 (日立)
 正員 笠原 奉文 (電中研) 正員 留 奥 寛 (日立)
 正員 秋田 調 (電中研) 正員 高橋 龍吉 (日立)
 正員 植田 清隆 (電中研) 正員 山口 潔 (日立)
 正員 牧 直樹 (日立)

Excitation characteristics of epoxy filled AC superconducting winding
 S. Torii, member, H. Kasahara, member, S. Akita, member, K. Uyeda, member
 (Central Research Institute of Electric Power Industry),
 T. Taniguchi, member, H. Tomeoku, member, R. Takahashi, member,
 K. Yamaguchi, member, and N. Maki, member (Hitachi)

To realize the superconducting power apparatuses, it is very important subject to develop the fixing method of the conductor, especially for AC superconductor. For actual power apparatuses, the shapes of windings are very complex. In addition to the intricacy, the electro-magnetic force in superconducting winding is quite larger than normal-conducting winding, because of the high magnetic field and high current density of the winding. Moreover, stability of AC superconductor is lower than that of DC superconductor, because of high resistive matrix and continuous generation of AC losses. So, it is needed to fix the conductor rigidly for prevention of a disturbance like a conductor motion that has a possibility of cause for quenching.

In this paper, we developed a new winding method for AC superconductor and examined the attainment of this method. Although this method needed low AC loss superconductor, the coil wound by this method showed good stable performances.

キーワード: 交流超電導導体, 導体固定, エポキシ樹脂, クエンチ, 温度上昇

1. はじめに

超電導電力機器では、超電導導体の高電流密度化によって、機器の小型・軽量化等が可能となるが、一方で導体に加わる電磁力も大きくなるという性質を持つ。交流超電導導体を用いる場合、大電流容量化のためには数多くの素線を束ねた多重より線構造をとらざるを得ないため、導体自体に剛性を持たせることが困難であることが予想される。それに加えて、電力機器巻線も複雑な構造をとると考えられ、さらに加わる電磁力も通電周波数の二倍の繰返しサイクルとなるため導体の支持には十分考慮する必要がある。直流用超電導線と比べて安定性が悪い交流超電導線はわずかな動きに対しても容易にクエンチする可能性があるため、素線レベルにおいても厳しく動きを抑制しなければならない。その上、変動磁界や変動電

流による交流損失に伴って発生する熱を十分に冷却する必要もある。

本論文では、導体を素線レベルまで確実かつ強固に固定できる巻線方法を検討・開発し、その巻線方法による交流コイルの通電特性を測定することによってこの方法の妥当性を評価した結果について報告する。

2. 巻線方法とコイルの諸元

導体固定のために、ボビンにらせん状の溝を設け、エポキシ樹脂でその溝に導体を埋め込む巻線方法を開発した。ボビンには非磁性材料である GFRP を用い、うず電流損失の発生をさけている。また、各層毎にボビンを分割することにより、一層巻く毎に次の層をかぶせる構造として多層コイルの巻線を可能とするとともに、ターン間および層間の電気絶縁も確保する。この方法は、複雑な構

図1 巻棒構造の概略図

Fig. 1. Simplified configuration of the mandrel.

造の電力機器用巻線にも対応が可能であり、導体に加わる電磁力等の応力に対しても固定を容易にはかることが可能である。ただし、熱伝導率の低いエポキシ樹脂で導体を覆ってしまうことから、交流損失による発熱の冷却が問題となるため、巻棒の軸方向に溝を設け、液体ヘリウムの循環用冷却チャネルを確保する構造とした。巻棒の構造を図1に示す。

この巻線方法を用い、交流コイルを試作した。導体の諸元およびコイルの諸元をそれぞれ表1, 2に示す。

表1 導体の諸元

Table 1. The specification of strand and cable.

素線	一次より線
外径	0.25mmφ
フィラメント径	0.136μmφ
フィラメント数	597,102
NbTi/CuNi/Cu	1:4.3:0.12
ツイストピッチ	1.25mm
ツイスト方向	Z
絶縁	なし
より線構造	6+1
外径	0.75mmφ
よりピッチ	7.53mm
より方向	Z
芯線	SUS
芯線絶縁	あり
導体絶縁	なし

表2 交流コイルの諸元

Table 2. The specification of AC coil

層数	8	定格容量 (50Hz)	283kVA
ターン数	800	定格電圧	1885V _{r.m.s.}
内径	94mm	定格電流	150A _{r.m.s.}
外径	152mm	定格最大磁界	1.17T _{peak}
高さ	150mm	インダクタンス	39mH

3. 実験結果

試作したコイルをキャパシタと直列に接続して共振回路を構成し、キャパシタの容量を変えることによって周波数を変えてコイルに通電を行った。測定したクエンチ

図2 クエンチ電流値の周波数特性

Fig. 2. Frequency dependence of AC quenching current.

図3 ヒータ入力に対するクエンチ電流値 (37.0Hz)

Fig. 3. Heater input dependence of quenching current at 37.0Hz.

電流値の周波数特性を図2に示す。図から、クエンチ電流値に強い周波数依存があることがわかる。これは、周波数の増加に伴う交流損失の増加に起因すると考えられる。

このコイルの最内層の中心に近いターンには無誘導巻きで1ターン分ヒータが取り付けられており、37.0Hzにおいてヒータへの入力を変えてクエンチ電流値を測定した。測定結果を図3に示す。ただし、横軸はヒータへの入力量を示しており、コイルへの加熱量ではない。図3から、約0.15W以下のヒータ入力ではクエンチ電流値はほぼ一定であるが、それより大きいと直線的にクエンチ電流値が低下していることがわかる。また、クエンチ検出後の電流・電圧波形から、コイルに発生した抵抗値を求めた結果を図4に示す。図4からも同様に、0.15Wのヒータ入力を境に、それ以下では抵抗値がほぼ同じであるが、それより大きいとヒータ入力が大きくなるにつれて抵抗値も小さくなっている。これらは、以下のように考えられる。0.15W以下のヒータ入力では導体の温度上昇がクエンチ

図4 クエンチ後の抵抗の発生

Fig. 4. Normal resistance after quench.

図5 交流損失の通電電流特性

Fig. 5. Transport current dependence of AC losses.

を誘発するほど大きくないが、0.15Wより大きなヒータ入力では、加熱部の温度上昇による臨界電流の低下が支配的となり、そこからクエンチが発生していると考えられる。ヒータ入力を増加すると加熱部の臨界電流もより低下するためにクエンチ電流値は低下する。また加熱部以外の部分では臨界電流に余裕があり、その差が大きくなるため常電導部が伝播しにくくなり、抵抗値も低下すると考えられる。

また、 $\tan \delta$ 計を用いた交流損失の測定⁽¹⁾を行った。58.47Hz、61.02Hzおよび63.10Hzの各周波数において、測定した交流損失の通電電流特性を図5に示す。図5より、両対数グラフ上でほぼ直線的であり、その傾きから、通電電流のほぼ二乗に交流損失が比例していることがわかる。

4. 解析

コイルの全交流損失がヒステリシス損失と結合損失やうず電流損失などの $(B \cdot f)^2$ に比例する損失からなると仮定してコイルの交流損失の成分分離を行い、それぞれの磁界依存性を求める。まず、巻線内の各ターンの磁界を

計算する。導体内の磁界分布を平均化するため、導体中心の値をそのターンの磁界とした。全損失を P_t [W]、総ターン数を n とし、 i ターンめの導体長、磁界、ヒステリシス損失をそれぞれ l_i 、 B_i 、 P_{hi} [W/m]とすると、

$$P_t = \sum_{i=1}^n l_i P_{hi} + \sum_{i=1}^n a l_i (B_i \cdot f)^2 \dots \dots \dots (1)$$

となる。あらかじめ測定したこの素線のヒステリシス損失の磁界依存性を用い、各ターンにおけるヒステリシス損失の足し合わせによりコイル全体のヒステリシス損失が求められる。測定したコイルの全損失とヒステリシス損失の差が結合損失やうず電流損失などの $(B \cdot f)^2$ に比例する損失であり、(1)式の導体単位長さあたりの損失係数 a を求めることができる。この係数 a は、各電流値での値を比較すると同じ周波数でよく一致している。58.47Hzにおける交流損失の分離成分の磁界依存性を図6に、表3に各周波数の損失係数 a およびクエンチ電流値 I_q 、クエンチ時の最大磁界発生ターンでの単位体積あたりの交流損失 P_{imax} を示す。

図6 交流損失の分離成分の磁界依存性 (58.47Hz)

Fig. 6. Field dependence of separation component of AC losses at 58.47Hz.

表3 損失係数と最大磁界発生ターンでの交流損失

Table 3. AC loss at the turn of maximum field at quenching current.

f (Hz)	a	I_q (Ar.m.s.)	P_{imax} (kW/m ³)
58.47	5.76×10^{-5}	126.8	688.4
61.02	5.44×10^{-5}	122.4	661.9
63.10	5.16×10^{-5}	120.0	646.1

図6より、試作したコイルではヒステリシス損失よりも $(B \cdot f)^2$ に比例した損失の方が支配的であることがわかる。また、表3より、クエンチ時の交流損失がほぼ等しいことから、このコイルにおけるクエンチは交流損失によると考えられる。しかし、損失の値は、最大磁界がほぼ1Tであることを考えても、一般的な交流超電導線の交流

図7 巻線部の熱解析モデル

Fig. 7. Model of winding groove for thermal analysis.

損失に比べてかなり大きい。この過大な交流損失の原因については、輸送電流による損失の増大⁽²⁾や、素線間結合損失⁽³⁾等が考えられるが本コイルでの主因は明らかではない。

58.47Hz のクエンチ時において、この交流損失による最大磁界発生ターンでの温度上昇の概算を行った。計算の簡単化のため、巻線部を図7の様に、導体とエポキシの混在部とエポキシ層に分割したモデルを用いた。隣接するターンでもほぼ同程度の発熱があり、またコイル中心方向のFRP巻枠がエポキシ層よりも十分厚いため、コイル軸方向および中心方向はほぼ断熱状態になっていると考えられるため、このモデルにおいて熱は全てエポキシ層を通過して外周面で冷却されると仮定できる。

導体から発生した熱流束がエポキシ層を通過することによる温度上昇 ΔT_1 は次式で与えられる。

$$\Delta T_1 = \frac{q \Delta x}{\kappa_{\text{epoxy}}} \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 q は通過熱流束、 κ_{epoxy} はエポキシの熱伝導率、 Δx はエポキシ層の厚さである。(2)式に各パラメータを代入すると、 $\Delta T_1 = 0.74\text{K}$ となる。

次に、 ΔT_2 を求める。まず、異なる2つの物質が混在する材料内の等価熱伝導率 κ_{BQ} は次式で表される。

$$\kappa_{\text{BQ}} = \lambda_1 \kappa_1^\alpha + \lambda_2 \kappa_2^\alpha \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 λ_i 、 κ_i はそれぞれの材料の占積率と熱伝導率、 α は材料の配置によって異なる定数で、このケースでは $\alpha = -1/3$ となる。これを用いて、巻線発熱部の最内部における温度上昇 ΔT_2 は次式のように近似できる⁽⁴⁾。

$$\Delta T_2 = \frac{\lambda Q}{4 \kappa_{\text{BQ}}} (r_2^2 - r_1^2 + 2 r_1^2 \log \frac{r_1}{r_2}) \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 r_1 は巻線最内部の半径、 r_2 は巻線最外部の半径、 Q は導体単位体積あたりの発熱量、 λ は導体の占積率である。各数値を代入すると、 $\Delta T_2 = 0.97\text{K}$ となる。巻線最内部の温度上昇 ΔT は ΔT_1 と ΔT_2 の和であるから、 $\Delta T = 1.71\text{K}$ となる。

この温度上昇がある場合の臨界電流について検討する。この素線の臨界電流の温度依存性⁽⁵⁾から、約1.7Kの温

図8 コイルのロードラインと臨界電流およびクエンチ電流値

Fig. 8. The load line of the coil, critical current and quenching current considered with the temperature rise.

度上昇がある場合に約40%まで臨界電流が低下する。図8に、温度上昇を考慮した臨界電流の磁界特性とクエンチ電流値を示す。図中で、実線は4.2Kにおける $1\mu\text{V}/\text{cm}$ で定義した臨界電流、破線は1.7Kの温度上昇がある場合の臨界電流、 $\circ$ は58.47Hzにおける交流クエンチ電流値である。クエンチ電流値と1.7Kの温度上昇を考慮に入れた臨界電流値はよく一致し、このコイルのクエンチ電流値の低下は交流損失による温度上昇が支配的であることが推測でき、温度上昇の概算からクエンチ電流値を予測できる可能性があることを示した。

次に、クエンチ時の温度上昇を検討する。このコイルは導体周囲に比熱の大きいエポキシ等が多量にあるため、(1)クエンチの伝播が遅くなる、(2)温度上昇を抑制できる、などの性質を有する。クエンチの伝播が遅くなると常電導部が拡がりにくくなるため、ホットスポットができやすくなり、導体を焼損する恐れがある。しかし、温度上昇抑制の効果が効けば、導体の焼損を避けることができる。巻線の健全性を確認するため、ヒータ試験の結果を用い、クエンチ後の導体ホットスポット部の温度上昇を計算する。計算の簡単化のため、以下のことを仮定した。

- 導体の比熱はCu-30%Niの値を用いる。
- 導体の常電導抵抗は $\text{RRR}=18$ の銅とCu-30%Niの値を用い、Cu-30%Niの抵抗率の温度依存は無いものとする。
- 比重は常温の値を用い、Cu-30%Niは銅の値とする。
- FRP巻枠を考慮に入れない場合と入れる場合の両方について解析し、FRPの比熱はエポキシの値と同じとする。

上記の仮定のもとに求めた近似式を用い、それぞれの材料の各温度における単位長さあたりの吸収熱量に換算し

図 9 単位長さあたりの吸収熱量の温度依存性

Fig. 9. Temperature dependence of heat capacity per unit length.

たものを図 9 に示す。

図 9 の吸収熱量の温度依存性を用い、クエンチの発生したホットスポット部における温度上昇を計算した。計算手順は以下の通りである。

1. まず、最初に発生した常電導部の単位長さあたりの抵抗を 4.2K での値とし、クエンチ後の最初のピーク電流での実効値相当の値の二乗と抵抗値の積からホットスポット部の単位長さあたりの発熱量を計算する。
2. そのときの発熱量を吸収できる吸収熱量から、図 9 を用いて温度を求める。
3. その温度における抵抗値と次のピーク電流による単位長さあたりの発熱量を同様に計算し、累積熱量から温度を求める。
4. 上記の方法で、しゃ断直前のピーク電流までの温度を計算する。

熱吸収要素が導体とエポキシのみの場合の温度計算結果を図 10 に、導体とエポキシと FRP を考慮に入れた場合の温度計算結果を図 11 に示す。図 10 より、クエンチ検出後 3 サイクルでしゃ断が行われた場合、最大で 140K 程度までホットスポット部の温度が上昇することがわかる。ヒータ入力が増えるにつれて、クエンチ電流値が小さくなるため、到達温度は低くなっている。図 11 から、FRP も考慮するとホットスポット部での温度は最大で 25K 程度となり、導体焼損の恐れは全くない。実際には、熱拡散速度等の観点から、FRP での熱の吸収はあまりないものと考えられ、図 10 の結果に近いことが予想されるが、その場合でも導体が焼損する恐れはない。したがって、本巻線方法では、エポキシの比熱が、導体の常電導伝播の低速化よりも温度上昇抑制による安定化へ強く影響を及ぼしていることがわかる。さらに、ヒータ入力を制御することにより、ホットスポット部での到達温度を抑制できる可能性も示した。

図 10 ホットスポット部の温度 (導体とエポキシ)

Fig. 10. Temperature rise at hot spot of winding, considered with conductor and epoxy.

図 11 ホットスポット部の温度 (導体とエポキシと FRP)

Fig. 11. Temperature rise at hot spot of winding, considered with conductor, epoxy and FRP.

5. 結論

本巻線方法で、導体の固定を十分にはかることが可能であることを示した。ただし、今回用いた導体は通電時の交流損失がかなり大きく、結合損失などの磁界と周波数の積の二乗に比例する成分が支配的であるが、その交流損失の原因については現在のところ明らかではない。

クエンチ時の簡単な温度上昇解析結果から、本巻線方法では、交流損失による温度上昇がクエンチ電流値の低下に対して支配的となることを示した。このことから、温度上昇の計算を行うことにより、クエンチ電流値を予想できる可能性があることを示した。また、ヒータ入力によってクエンチ電流値が変化することも明らかにした。

クエンチ後のホットスポット部での温度の解析から、3 サイクル以内でしゃ断した場合の温度は最大で 140K 程度となり、本コイルでは導体焼損の恐れがないことを示した。これはエポキシの比熱が、常電導伝播の低速化よりも、温度上昇抑制による安定化に有効に働くためと考えられる。さらに、ヒータによって導体を加熱することによってホットスポット部での温度や発生抵抗を抑制できる可能性もあることも示した。

(平成 7 年 9 月 25 日受付, 同 7 年 12 月 15 日再受付)

文 献

- (1) 笠原・秋田・石川：「交流超電導コイルの損失評価-tan δ 計による測定-」，電力中央研究所報告 T88075，1989
- (2) 笠原・秋田・鳥居・植田・住吉・川畑・小田：「交流超電導コイルの損失」，平成 5 年電気学会全国大会，8-p.128
- (3) 船木・住吉：「超伝導工学の基礎-多芯線と導体」産業図書，1995
- (4) 鳥居・秋田・塚本：「大容量交流超電導ケーブルの冷却特性」，電学論 B，111 巻 9 号，平成 3 年
- (5) S. Torii-H. Kasahara-S. Akita："Temperature Dependence of Critical Current Density of AC Superconductor and the Effect on AC Quench Current Degradation"，IEEE Trans. on Appl. Supercon., Vol.5, 1995, p.369

鳥居慎治

学協会会員。

(正員) 1966 年 3 月 6 日生。1990 年 3 月，横浜国立大学大学院工学研究科電子情報工学専攻修士課程修了。同年 4 月，(財)電力中央研究所入所。現在，超電導特別研究室に所属。主に，交流超電導線の基礎特性，交流超電導導体の電磁特性および安定性に関する研究に従事。電気学会，低温工学協会会員。

笠原奉文

に関する研究に従事。電気学会，低温工学協会会員。

(正員) 1962 年 4 月 10 日生。1988 年 3 月，鹿児島大学大学院工学研究科電気工学専攻修士課程修了。同年 4 月，(財)電力中央研究所入所。1989 年 4 月より 1991 年 3 月まで ISTEK 超電導工学研究所出向。現在，超電導特別研究室に所属。主として，超電導線材および超電導コイルの交流損失に関する研究に従事。電気学会，低温工学協会会員。

秋田調

学協会，IEEE 会員。1988 年進歩賞，1993 年論文賞受賞。

(正員) 1954 年 8 月 20 日生。1979 年 3 月，東京大学大学院工学系研究科修士課程修了。同年 4 月，(財)電力中央研究所入所。超電導電力機器，極低温抵抗ケーブルの研究を開始。現在，超電導特別研究室長として超電導電力機器の基礎技術および超電導交流応用の研究に従事。電気学会，低温工学協会，IEEE 会員。1988 年進歩賞，1993 年論文賞受賞。

植田清隆

事。電気学会，低温工学協会会員。工学博士。

(正員) 1941 年 1 月 19 日生。1965 年 3 月，早稲田大学大学院修士電力工学修了。同年 4 月，(財)電力中央研究所入所，同期機と超電導に関する研究に従事。1969 年イギリス・サルフード大学訪問講師。系統制御研究室長，軽水炉新技術 PT 次長を経て，1990 年 7 月開発部長，1993 年 4 月参事。電気学会，低温工学協会会員。工学博士。

谷口司

(正員) 1966 年 12 月 23 日生。1991 年 3 月，東海大学大学院工学研究科金属材料工学専攻修士課程修了。同年 4 月，(株)日立製作所日立研究所入社。主として，交流用超電導コイルの研究開発に従事。現在，同社エネルギー第一研究部超電導センタ研究員。電気学会，低温工学協会会員。

留奥寛

(正員) 1941 年 8 月 18 日生。1960 年 3 月，東京電機大学高等学校電気計測科卒業。同年 4 月，(株)日立製作所中央研究所に入社。1976 年より同社日立研究所に勤務，現在に至る。主として，超電導マグネット，超電導発電機の研究に従事。低温工学協会会員。

高橋龍吉

融合，交流用超電導磁石の研究に従事。電気学会，低温工学協会，プラズマ核融合学会，日本物理学会会員。

(正員) 1952 年 3 月 16 日生。1979 年 3 月，大阪大学大学院電気工学科前期課程修了。同年 4 月，(株)日立製作所日立研究所入社。1983-84 年日本原子力研究所外来研究員，この間 LCT 実験にも参加。1984-85 年京大ヘリオトロン核融合センタにて真空磁気面に関する研究に従事。現在主に，核

山口潔

超電導センタ主任研究員。

(正員) 1951 年 5 月 2 日生。1974 年 3 月，九州大学動力機械工学科卒業。同年 4 月，(株)日立製作所入社。主として超電導発電機，SOR，SMES 等の超電導応用機器の開発普及に従事。現在，同社日立研究所

牧直樹

員。工学博士。

(正員) 1940 年 8 月 18 日生。1963 年 3 月，名古屋工業大学電気工学科卒業。同年 4 月，(株)日立製作所入社，日立研究所に勤務。現在，同所超電導センタ長。主として，超電導発電機，磁気浮上列車，超電導マグネットの研究開発に従事。電気学会，低温工学協会，日本放射工学学会，IEEE 会