大容量超電導コイル保護用抵抗器の検討

学生員 近 藤 潤 次 (東工大)

正 員 嶋 田 隆 一 (東工大)

Investigation of the Dump Resistor for a Large Superconducting Coil

Junji Kondoh, Student Member, Ryuichi Shimada, Member (Tokyo Institute of Technology)

A large superconducting coil needs a large resistor which dissipates the gigantic stored energy for emergency situations such as quench events. Simple dump resistor, which is made of stainless steel wire ropes with normal air-cooling, has been selected through the consideration of its feature. The results of the experiments using the wire ropes in diameter 26mm and 4mm, show their soundness as electrical resistance up to 800 °C. It has been found that the inductance of this dump resistor is low enough. As an example, the dump resistors for the toroidal field coils of the International Thermonuclear Experimental Reactor (ITER), which is under design, has been designed.

キーワード: 保護用抵抗器, クエンチ, ステンレス鋼製ワイヤロープ, 大容量超電導コイル, 急速放電

1. まえがき

磁場閉じ込め核融合では、プラズマの閉じ込めや安定化のためにプラズマを生成する空間に高磁界を発生させる必要がある。この高磁界を発生させるコイルの内部でのジュール損失が大きいと、長時間運転に不利であるばかりか将来の発電炉において正味の電気出力を得ることができない。また、コイルの占有できるスペースは限られており、高電流密度にする必要がある。以上より、最先端の実験炉では超電導コイルの利用が必須となっている。フランスのトカマク装置 Tore Supra のトロイダル磁界コイルは超電導であり、現在核融合科学研究所で製作中の大型ヘリカル装置 LHD や設計・検討中の ITER, TPX, JT-60SU などの次期大型トカマク装置もすべて超電導コイルを使用する予定である。

超電導コイルの研究開発は精力的に行われ、最大電流、最大磁界、蓄積エネルギーなどの性能はますます向上している。導体が擾乱により常電導転移した場合に超電導に復帰せずに拡大していくクエンチ現象の発生頻度も、超電導体と安定化材とよばれる銅やアルミなどの低抵抗常電導体とを複合させる安定化対策により非常に低下した⁽¹⁾。特に大型超電導コイルには、安定化材を多量に使用し常電導が発生しても自律的に回復する完全安定化、またはそれに準じた非常に保守的な設計基準が用いられてきた。これに対し、核融合実験炉のコイルは電流密度を高くしないと必要な磁界が得られないため、この保守的な設計思想は採用できない。よって、大きな擾乱によりクエンチが生じる危険性が残されており、外部保護装置を付加して超電導コイルを

図 1 超電導コイル基本保護回路

Fig. 1. Basic protection circuit for a superconducting coil.

守らなければならない⁽²⁾。

超電導コイルの保護システムは図 1 に示すように、保護抵抗と、電流を保護抵抗に転流する直流遮断装置からなる。クエンチが発生すると、コイルの蓄積磁気エネルギーが導体のジュール損による温度上昇に費やされコイルが焼損する恐れがある。この蓄積磁気エネルギーの処理が超電導コイル保護システムの抵抗器の役割である。

次期核融合実験炉で使用される超電導コイルの保護抵抗が処理しなければならないエネルギーとパワーは非常に大きい。現在その建設に向けて研究開発が進んでいる国際熱核融合実験炉 ITER のトロイダル磁界コイルは 100GJ もの巨大な磁気エネルギーを蓄積し、クエンチ発生時はこれを時定数 15 秒以内に放出する必要がある。従来の小型の超電導コイルの保護抵抗には電動機始動用などに使われるグリッド抵抗が代用されてきたが、このように従来より桁違いに

大きいエネルギーの処理には、最適な方法を選択しそれに適した抵抗器を利用しなければならない。

本論文では、次期核融合実験炉で使用される大容量超電導コイル保護抵抗にステンレス鋼製ワイヤローブを利用することを検討し、その実証実験、設計について述べた。

2. 大容量保護用抵抗器の選択

<2.1> 従来の大容量抵抗器 現在一般的に使用されている大容量抵抗器には、特殊鋳鉄または鋼板を抵抗導体として用いた金属抵抗器や、水溶液を抵抗導体として用いた液体抵抗器がある。これらは電動機の始動および速度制御や電車の発電ブレーキなどに使用されている。

金属抵抗器では抵抗値を大きくするために、鋳鉄をグリッド形状、鋼板もグリッド形状または折り曲げて使用する。鋳鉄は安価であるが脆くかつ高温における機械的特性が悪い。金属抵抗器の許容温度上昇限度は、鋳鉄製の機械的特性の制約から約 250℃、鋼板製はがいしなど抵抗導体を支持する絶縁物の性能から 450~550℃程度である。電気車用の抵抗器には、振動等に対する機械的強度や設置スペースの制約から鋳鉄より鋼板を利用する傾向にある。

液体抵抗器は水溶液中に電極を対立させている。電極間距離を変化させて抵抗値を連続的に変えられることや熱容量が大きいなどの利点があるが、電極が腐食しやすく、保守が面倒などの欠点がある。従来の用途では抵抗値の変化が小さいことが要求されるが、液体抵抗器は温度によって固有抵抗が大幅に変化するので温度上昇限度を 60℃程度として使用されている。

<2.2> ワイヤローブの選択 システムの簡潔化、使用頻度、コストを考慮すると、超電導コイルの蓄積エネルギーの処理にはコイル外部の大容量抵抗器に通電してエネルギーの最終形態である熱エネルギーにする従来からの方式が最適である。具体的な消費方法としては、従来の大容量抵抗器のように、(1) 金属抵抗器の金属の温度上昇、(2) 液体抵抗器の溶液の温度上昇、または金属抵抗導体を水中に浸漬し (3) 沸騰時の水の蒸発、の 3 通りが考えられる。

浸漬冷却型超電導コイルでは、ジュール熱によりコイル層間に発生するヘリウム気体の絶縁破壊電圧がほぼ温度に反比例するため、コイル両端電圧をクエンチ発生からの経過時間と共に下げる必要がある⁽³⁾。これに対し、強制冷却型超電導コイルでは絶縁性能に変化はないので、抵抗器の抵抗値が放電と共に上昇していくとコイルの耐圧を厳しくすることなく放電時間を短くできる。温度上昇により固有抵抗が低くなる (2) の液体抵抗器の特性は、浸漬冷却型コイルの保護に適しているが、逆に ITER などほとんどの次期核融合実験炉で使用される強制冷却型には適さない。また、保護の失敗によるコイルの破損を招かぬよう高信頼性が要求される保護抵抗では、急速放電中に電極を動かすことは好ましくなく、さらに他と比べて電極や水質の保守点検が困難である。(3) の沸騰の利用では、<6.1> 節で後述するように必要な表面積が非常に広く複雑になる。また急速放電

後はコイルの検査や再冷却が必要であり、再び励磁し放電するまでには充分な時間があるので、抵抗導体を水で急冷する必要はない。そこで、(1) について検討を進める。

汎用ステンレス鋼 SUS304 は 870℃までの繰り返し加熱に耐える⁽⁴⁾ので、金属抵抗導体を使用する際にはこの温度まで加熱したときに消費する分のエネルギーを処理する能力がある。しかし、従来の金属抵抗器では抵抗導体の加熱可能な最高温度がその形状や絶縁物により制限されている。たとえばグリッド形状では切り込みの内側が外側より低抵抗なので電流密度が高く高温になるため、短時間に急加熱した際に大きな熱応力が生じ破損した例がある。このように導体材料のエネルギー処理能力を充分生かせない構造では、大容量超電導コイルの保護抵抗は過度に巨大になる。

これに対し、ワイヤローブを抵抗導体として利用すると弛んで熱伸びが拘束されず導体自身や絶縁物への熱応力が軽減される。よって材料の許容温度限界まで加熱可能であり、抵抗導体のエネルギー処理能力を最大限利用できる。その他にも以下のような利点がある。

1. SUS304 製ワイヤローブは量産品であり、また長いものもドラムに巻いて輸送できるため複雑な導体端部の数が最小限になるので、低価格になる。
2. 導体が高温まで加熱されるため、抵抗値が大きく上昇し放電時間が短くなり、コイルのホット・スポット温度が低くなる。
3. 構造が簡潔で保守・点検が容易なので信頼性が高い。

このような多くの利点が考えられるので、SUS304 製のワイヤローブを導体として使用し導体材料の許容温度まで加熱できる超電導コイル保護用抵抗器について検討を進めた。

3. ステンレス鋼製ワイヤローブ通電実験

<3.1> 支持部への熱応力の軽減 ワイヤローブ形状により抵抗導体の熱伸びに対する拘束力が軽減されることを確認するために以下の実験を行った。径 4mm、素線数 7×19 の SUS304 製ワイヤローブを通電し 800℃以上に加熱する。ワイヤローブの片端の支持部は可動にした。この可動支持部が動かなければ、固定した時も力がかからない。実験中のワイヤローブの外観を図 2 に示す。

SUS304 は 800℃まで加熱すると約 2%伸びる。棒導体ではこれを拘束する支持部に大きな熱応力が生じるが、ワイヤローブは図 2 のように弛み熱応力が軽減される。支持間隔と可動支持部の移動距離との関係の実験結果を図 3 に示す。径 4mm のワイヤローブでは支持間隔を 300mm にすると支持部に熱応力が生じないことが明らかになった。このときワイヤローブは 800℃以上で 27mm 垂れ下がった。

径 3mm の SUS304 製丸棒導体を用いて同様の実験を行ったところ、支持間隔 300mm で可動支持部は 7.0mm も移動した。これより、ワイヤローブ形状は抵抗導体を高温まで使用する際に問題となる支持部への熱応力を一般の形状より大きく軽減することが示された。

図2 熱伸び実験中のワイヤロープ

Fig. 2. Stainless steel wire rope on the thermal expansion test.

図3 支持間隔と可動支持部の移動距離との関係

Fig. 3. Relation between length between supporters and removed length of the movable supporter.

<3.2> 実機規模の通電実験 ワイヤロープを大容量超電導コイル保護抵抗の抵抗導体として利用できることを検証し、さらに抵抗器設計の際の基準とするために、ワイヤロープの太さ、通電電流、加熱時間を実機相当にした通電実験を行った。

使用した SUS304 製ワイヤロープは径 26mm、素線数 7×37 (神鋼鋼線工業 (株) 製) で、長さは 70cm である。1 本のストランドは 37 本の素線から成り、中心のストランド (以下、心ストランドと記述) に 6 本のストランド (以下、側ストランドと記述) が巻き付いている。

ワイヤロープの両端は 7 本のストランド毎に分割して銅線用裸圧着端子を圧着し、端子台に接続した。急加熱されるワイヤロープの支持方法の一例として高アルミナ質の耐火断熱れんがでワイヤロープ中央の 6cm の部分を挟み、熱衝撃に対する耐久性を調べた。ワイヤロープの温度は心ストランドと側ストランドの間に挿入した熱電対、圧着端子の温度は熱電対、端子台の温度はサーモラベルで測定した。

このワイヤロープを 19 台並列接続した鉛蓄電池 38B20R に接続して直流通電し加熱した。実験回路を図 4 に、実験時の外観を図 5 に、ワイヤロープの電流、電圧、抵抗値、温度の時間変化を図 6 に示す。800℃まで加熱し室温まで自然空

図4 実機規模実験回路

Fig. 4. Circuit for practical scale test.

図5 実機規模実験中のワイヤロープ

Fig. 5. Stainless steel wire rope on the practical scale test.

冷する実験を 7 回繰り返したが、実験後のワイヤロープ、圧着端子、耐火断熱れんがに損傷は生じなかった。これより、ワイヤロープを 800℃まで抵抗導体として利用できることが確認できた。

ワイヤロープの中央部が 800℃のときも端部はより低温で、通電時の銅製の圧着端子の実測最高温度は 150℃、端子台はサーモラベルの最低指示値の 80℃未満であった。ワイヤロープと密に接触している圧着端子の温度がさほど上昇しないのは (1) 圧着端子の熱容量が大きい (2) 端子台へ放熱する (3) ステンレス鋼の熱伝導率が低いのでワイヤロープからの入熱量が小さいためである。銅の再結晶温度 (～200℃) に達しなかったため破損しなかったと考えられる。

発熱による発光の様子から、明らかに心ストランドは側ストランドより高温であった。これは側ストランドが心ストランドに巻き付いている分だけ長く高抵抗なので、心ストランドの方が電流密度が高くジュール発熱が大きいためである。後述の計算では心ストランドは側ストランドより約 80℃高温になるので、熱伸びが 1 割大きい。この差をワイヤロープの端部で拘束すると心ストランドの圧着端子は 2t の力を受け破損する可能性があるが、7 回の通電実験後に異常はなかった。これは巻き付いている側ストランドがコイルばねのように長手方向に伸びて心ストランドの熱伸びに

図6 通電時のワイヤロープの電流、電圧、抵抗値、温度の変化
Fig. 6. Time behavior of current, voltage, resistance and temperature at the wire rope on the test.

追従したためと考えられる。このストランド間の温度の違いは3ストランドまたは4ストランド構成の各ストランドの長さが等しいワイヤロープを用いると生じない。

図7 通電後のワイヤロープ温度の時間変化

Fig. 7. Temperature after heating of the wire rope in normal air-cooling.

通電後の自然空冷によるワイヤロープ温度の時間変化の実験値を図7に●印で示す。ワイヤロープがほぼ室温になるまで通電停止から1時間を要した。冷却は(1)輻射熱伝達(2)自然対流熱伝達(3)ワイヤロープ端部から圧着端子への熱伝達の3つの効果によって行われる。図7の曲線は、これら3つの効果を考慮し付録Aに記した方法で、輻射熱伝達の放射率を変えて通電後の温度変化を計算した値である。ただし、簡単のため心ストランドと側ストランドの温度を等しくした。放射率を0.6とすると計算値と実験値が一致

する。

図6の心ストランドと側ストランドの温度の計算値は放射率を0.6として求めた。実測温度は通電初期は熱電対への伝熱の遅れのため計算値より低い、通電終了と同時に低下し始めているので通電終期は実際の温度を示している。この通電終期の計算値が実験値とほぼ一致しているため計算は妥当である。

通電でワイヤロープに投入されたエネルギーは1.0MJである。計算によると、通電中のワイヤロープからのエネルギー放出は6%で残りは温度上昇に費やされた。

素線間の接触抵抗は無限大ではなく斜めの素線を横切りワイヤロープの軸方向に流れる電流が生じるため、この効果を見逃した図6の抵抗値の計算値は実験値より大きい。特に高温時は熱膨張により素線間の接触圧力が増して接触抵抗が減少したので、実験値と計算値との差が大きくなった。

4. 抵抗器のインダクタンスとワイヤロープの配置

保護抵抗のインダクタンスについて検討する。これが大きいと、遮断器を開極して転流する際にサージ過電圧によって超電導コイルが絶縁破壊するのを防ぐための高価な避雷器が大量に必要となる。

ワイヤロープは側ストランドが心ストランドに巻き付いているためにインダクタンスが大きいように思われる。しかし、6本の側ストランドが並列になっておりたとえば径26mmのワイヤロープでは1mあたり6ターンと少ないので、これによるインダクタンスの増分は小さい。逆に、巻き付いているため抵抗値が大きくなり、また断面形状に隙間や凹凸があるためインダクタンスは低下する。これらの効果が巻き付きによる増分より大きいためワイヤロープのインダクタンスが単位長さあたりの抵抗値の等しい円形断面導体より小さいことを、計算で確認した。そこで、簡単のために以後のインダクタンスの計算では、ワイヤロープを単位長さあたりの抵抗値が等しい円形断面導体として扱う。

円形断面導体のインダクタンスは、同じ断面積の矩形断面導体より大きい。これも一つの理由となり、抵抗器は一般に平板を用いて製作されてきた。ところが、円形断面導体も複数本を並列にするとインダクタンスを充分小さくできる。

矩形導体を用いた往復線路と複数本の円形断面導体を並列にした往復線路のインダクタンスを、(6)~(13)式を用いて円形断面導体の並列本数を変えて計算した結果を図9に示す。図8のそれぞれの断面の高さ a 、間隔 w 、線路の片道の総断面積 S は、 $a=1\text{m}$ 、 $w=d+b=20\text{cm}$ 、 $S=ab=n\pi r^2=18\text{cm}^2$ で統一した。図9より、円形断面導体は並列にするとインダクタンスが小さくなり、さらに無誘導配置にすると矩形断面導体より小さくできることが示された。また、無誘導配置は導体にかかる電磁力の低減にも効果がある。

以上より、ワイヤロープを導体にした抵抗器は、並列にして無誘導配置にすることで平板導体を使用した抵抗器と同程度の低インダクタンスになることが明らかになった。

図8 往復平行線路配置 (A) 矩形断面導体 (B) 複数並列円形断面導体 (C) 複数並列円形断面導体 (無誘導配置)
Fig. 8. Arrangement of parallel conductors. (A) Rectangular conductor. (B) Parallel location of wire conductors. (C) Parallel location of wire conductors (non-inductive configuration).

図9 平行往復線路のインダクタンス
Fig. 9. Inductances of the round-trip parallel conductors.

5. 保護用抵抗器の設計例

ワイヤロープを用いた、ITERのトロイダル磁界コイル保護用抵抗器を設計する。この超電導コイルの仕様はしばしば変更されるが、以下の1994年8月時点の仕様に合う抵抗器を設計する。トラスに配置した24個のコイルが直列接続され、総インダクタンス90.8H、定格電流46.6kAで全蓄積エネルギーは98.6GJである。各コイルの間には遮断器と保護抵抗を並列にした保護システムが接続される⁽⁵⁾。急速放電は24台の遮断器を同時に開極して電流を各抵抗器に転流し時定数15s以内で行う。各コイルの最大両端電圧は10kVを越えてはならない。

ITERの全運転期間でクエンチまたはその予防のための急速放電は400回程度行われると想定されている⁽⁵⁾。これに対し、SUS304を800℃まで断続加熱すると400回程度で酸化層の剝離により重量が減少し始める実験結果が報告されている⁽⁶⁾。そこで、抵抗器は400回程度の使用を目安としワイヤロープの最高温度を800℃程度で設計する。ただし、この実験の断続加熱サイクルの時間や試料の形状が保

護抵抗の使用状況と大きく異なるので、抵抗器の最大温度と寿命との関係については再検討する必要がある。

<3.2>節の加熱実験で使用した径26mmのワイヤロープを用いると、放電時定数15sと許容最高温度800℃を満たすため、500mのワイヤロープを6並列にする必要がある。このときワイヤロープの初期抵抗値 R_d は0.20Ω、重量は9.0tで単位質量あたりの処理エネルギーは0.46MJ/kgになる。上下左右の配置間隔を20cmとしワイヤロープを2往復させると、1台の保護抵抗の寸法は高さ2.5m、幅20cm、長さ125mとなり、インダクタンス L_R は43μH、抵抗器の時定数 L_R/R_d は0.22msとなる。設計した抵抗器を図10に示す。

図10 ITERのトロイダル磁界コイルの保護用抵抗器 (全蓄積エネルギーの放出には24台必要)

Fig. 10. Image of the dump resistor unit for a toroidal field coil of the ITER. 24 resistors are needed for discharge of all stored energy.

ITERのトロイダル磁界コイルは24個あり、この抵抗器が24台必要である。点検、保守のために各抵抗器を1m間隔で配置すると、全ての抵抗器を設置するのに必要な敷地は30m×125mになり、ITERサイトの保護抵抗用の敷地にほぼ一致する。

<3.1>節の実験結果より、径26mmのワイヤロープは支持間隔を2mにすると支持部に熱応力が生じない。このとき800℃で17cm程度弛むと推測されるが、隣接するワイヤロープ間に働く電磁力が反発力なので配置間隔が20cmでも接触しないと考えられる。電磁力により各支持部にかかる力は最大8.5kgfで問題とはならない。ワイヤロープの室温での弛度を1cmにすると電磁力によりロープにかかる最大張力は360kgfになるが、このときの引張応力はSUS304の0.2%耐力の5分の1以下で充分小さい。0.2%耐力は高温では低下するが、ワイヤロープが高温になる放電終期には電磁力は充分小さく問題はない。

定格通電時のコイルをこの抵抗器に急速放電したときの抵抗器の電流、電圧、抵抗値、温度の変化を図11に示す。抵

図 11 ITER トロイダルコイルの急速放電における保護抵抗の電流、電圧、抵抗値、温度の変化
Fig. 11. Time behavior of current, voltage, resistance and temperature at the dump resistor with stainless steel wire ropes on the discharge of the stored energy in the toroidal field coils of the ITER.

抗値は<3・2>節の実験結果を用い、温度は放射率を 0.6 とし計算した。実機では輻射や自然対流が周囲の他のワイヤロープの影響を受けるが、通電時はこれらの放熱効果は小さくほとんどのエネルギーがワイヤロープの温度上昇による内部エネルギーに蓄えられるため、大きな誤差にはならない。

この放電における最大コイル間電圧と放電時定数はそれぞれ 9.8kV, 14.0s でいずれもコイルの要求を満たす。また、ワイヤロープの最高温度は心ストランドが 830℃、側ストランドが 750℃ で設定した 800℃ に近い。

4 章で述べたように、電流 I を抵抗器に転流する際の過電圧の発生を防ぐため、酸化亜鉛形避雷器を保護抵抗に並列に接続する。 $dI/dt = \infty$ の理想遮断では保護レベルすなわち最大両端電圧が 10kV、通電電流が 50kA で保護抵抗の時定数 0.22ms の間通電できる避雷器が必要となるが、酸化亜鉛素子 200 個を約 1.5m×0.7m×0.8m のコンパクトな容器に納めた保護レベル 4.5kV、通電電流 40kA、通電時間 40ms の避雷器がすでに製作、試験されている⁽⁷⁾。また、遮断器の消弧時間はたとえば電力ヒューズでは 10ms 程度⁽⁸⁾で保護抵抗の時定数 0.22ms より充分長いので避雷器の負担は軽減される。以上のようにこの保護抵抗の時定数は充分短いので、インダクタンス 43μH は充分低いといえる。

6. 他の保護抵抗との比較

<6.1> ブール沸騰冷却抵抗 5 章で設計した抵抗器は、コイルの蓄積エネルギーをワイヤロープの温度上昇に

よってその内部エネルギーとして蓄積し、急速放電後に自然空冷により長時間かけて放出する。これに対し、抵抗導体を大気圧水中に浸漬し急速放電中にブール沸騰によりエネルギーを放出する抵抗器を検討し比較する。半径 r 、全長 l の SUS304 丸棒導体を n 並列にして水中に浸漬した、ITER のトロイダル磁界コイルの保護用抵抗を考える。膜沸騰を避けるため導体最高温度を百数十度までにする必要があるため、抵抗値は全放電期間にわたってほぼ一定である。これより放電時定数 15s の要求から抵抗器の初期抵抗値 R は 0.25Ω となり、抵抗器への最大入力パワーは 0.55GW になる。よって、大気圧飽和水中のブール沸騰のバーンアウト熱流束は約 $1\text{MW}/\text{m}^2$ ⁽⁹⁾ なので全導体の表面積 S は 550m^2 必要となる。ただし、サブクールによるバーンアウト熱流束の増加と導体の百数十度までの温度上昇によるエネルギーの処理には頼らないとした。このとき抵抗器は SUS304 の抵抗率を ρ とすると $S = 2\pi r l n$ と $R = \rho l / (n\pi r^2)$ を満たさなければならない。

並列本数 n を 30 本とすると導体半径 4.4mm、全長 650m で導体材料は 9.6t 必要になる。並列本数が多く複雑になり製作、保守点検の点で不利であるにもかかわらずこの導体量はワイヤロープを用いた抵抗器の 9.0t より多く、水冷にした効果がない。以上より、ブール沸騰を利用するには表面積を非常に広くする必要があり複雑になるので、保護抵抗のような短時間の通電には適さない。

<6・2> 他の保護抵抗 今までに製作または検討されている超電導コイル保護用の大容量抵抗器について概説する。

Tore Supra のトロイダル磁界コイルの保護抵抗の導体にはフェンス等に使われるエキスパンドメタルを使用している。鋼板に切り込みを入れて高抵抗にしているだけでなく、エキスパンドメタルの柔軟性により導体を支持している絶縁物にかかる熱応力が軽減される。

Wendelstein 7-X ステラレータの超電導コイルの保護抵抗の導体にはグリッド形状にしたステンレス鋼を使用する⁽¹⁰⁾。急速放電による導体の到達温度を 700℃ に設定しており、次の放電までに 2 時間の自然空冷が必要となる。

大型ヘリカル装置 LHD の浸漬冷却型の超電導ヘリカルコイル保護抵抗には、温度の上昇により抵抗値が下がる KOH 水溶液の液体抵抗器を用いる⁽³⁾。

欧州次期トラス装置 NET のトロイダル磁界コイルの保護抵抗にはクロム鋼を使用する案がある⁽¹¹⁾。

ITER のトロイダル磁界コイルの保護抵抗については、日本とロシアと欧州からそれぞれ設計案が提出されている。ロシアの案では溶接部のない長さ 800m、幅 2m、厚さ 1.5mm の長いステンレス鋼製の板を折り曲げて抵抗導体に利用する。欧州の案では Tore Supra と同様にエキスパンドメタルを抵抗導体に利用する。今回検討したステンレス鋼製ワイヤロープを用いた抵抗器が日本案である。

それぞれの超電導コイル保護用抵抗器の主要パラメータを表 1 に示す。このうち Tore Supra の抵抗器のみがすでに製作、使用されている。

表 1 大容量超電導コイルの保護抵抗
Table 1. Dump resistors for large superconducting coils

装置	総エネルギー	抵抗導体	単位質量あたりの 処理エネルギー	最高温度
Tore Supra	650MJ	SUS エキスパンドメタル	-	350 °C
Wendelstein 7-X	1.2GJ	グリッド形状 SUS 鋼	-	700 °C
LHD	1.6GJ	KOH 水溶液	0.19MJ/kg (溶液のみ)	71 °C
NET	17.75GJ	クロム鋼	0.20MJ/kg (全重量)	650 °C
ITER(ロシア案)	98.6GJ	SUS 板	0.26MJ/kg (全重量)	500 °C
ITER(欧州案)	-	SUS エキスパンドメタル	-	600 °C
ITER(日本案)	98.6GJ	SUS ワイヤローブ	0.46MJ/kg (導体のみ)	800 °C

7. まとめ

次期核融合実験炉は、蓄積エネルギーが従来より桁違いに巨大な超電導コイルを必要とする。そのため、コイルでクエンチが発生した際に短時間に蓄積エネルギーを処理しなければならない保護抵抗は、従来にない大容量になる。このエネルギーを処理する最適な方法を模索し、保護抵抗の導体にステンレス鋼製ワイヤローブを用いることを検討した。これは、抵抗導体材料のエネルギー処理能力を最大限利用することが可能で、さらに (1) 低価格である (2) コイルのホット・スポット温度が低くなる (3) 保守・点検が容易で信頼性が高いという利点がある。

実機規模の通電加熱実験を行いワイヤローブの抵抗導体としての健全性を確認した。また、ワイヤローブを使用することで支持部への熱応力の問題を軽減できることを実験で示した。さらに、抵抗器のインダクタンスがワイヤローブを無誘導配置にすることにより平板導体を用いた場合と同程度に低くなることを示した。

実験で用いた径 26mm のワイヤローブを用いて ITER のトロイダル磁界コイルの保護抵抗を設計した。この抵抗器はコイルを安全に急速放電する条件を満たす。

付録 A. ワイヤローブの温度変化の計算式

心ストランドと側ストランドの間の熱移動は輻射熱伝達のみを考慮し、ワイヤローブ軸方向の熱伝導は考慮せず、各ストランド内の素線はすべて同じ温度であるとする。このとき入出力パワーと温度上昇の関係は次式になる。

$$cm_c \frac{dT_c}{dt} = (P_{ele,c} - P_{rad,c \rightarrow s}) \dots \dots \dots (1)$$

$$cm_s \frac{dT_s}{dt} = (P_{ele,s} + P_{rad,c \rightarrow s} - P_{rad,s \rightarrow \infty} - P_{con}) \dots \dots (2)$$

ここに、 c : 比熱、 m : 質量、 T : 温度、 P : パワー、添字 ele, rad, con : それぞれ電気入力と輻射熱伝達と対流熱伝達、添字 c, s, ∞ : それぞれ心ストランドと側ストランドと周囲物体

輻射熱伝達は、心ストランドを円柱、6本の側ストランドを円筒で近似して計算する。ワイヤローブを灰色体と仮定し、周囲物体までの距離は充分長いとする。このとき心ストランドから側ストランドへの輻射熱伝達のパワー $P_{rad,c \rightarrow s}$

は (3) 式で、側ストランドから周囲物体への輻射熱伝達のパワー $P_{rad,s \rightarrow \infty}$ は (4) 式で表せる。

$$P_{rad,c \rightarrow s} = \frac{\varepsilon}{2 - \varepsilon} \sigma (T_c^4 - T_s^4) S_c \dots \dots \dots (3)$$

$$P_{rad,s \rightarrow \infty} = \varepsilon \sigma (T_s^4 - T_\infty^4) S_h \dots \dots \dots (4)$$

ここに、 σ : ステファン・ボルツマン定数、 ε : 放射率 (= 吸収率)、 S_c, S_h : それぞれ同径の円柱導体で近似したときの心ストランドとワイヤローブの表面積

自然対流熱伝達は、ワイヤローブを同径の円柱とみなし、水平円柱の自然対流熱伝達の式⁽⁹⁾を用いて計算する。直径 D 、重力加速度 g 、側ストランドの表面温度 T_s と、膜温度 $T_f = (T_s + T_\infty)/2$ における空気物性値すなわち動粘性係数 ν 、熱伝導率 λ_a 、温度伝導率 α 、体膨張係数 $\beta = 1/T[K]$ を用いて、レイレー数 $Ra = g\beta(T_s - T_\infty)D^3/(\alpha\nu)$ と McAdams が示した平均ヌセルト数 $Nu_m = 0.53Ra^{1/4}$ より、その放熱パワーは次式となる。

$$P_{con} = \frac{Nu_m \lambda_a}{D} \cdot S_h (T_s - T_\infty) \dots \dots \dots (5)$$

ワイヤローブ端部から圧着端子への熱伝導を考慮する場合は、ワイヤローブ中央部と端部の温度の実験値を境界条件として軸方向温度分布を求めて計算する。

付録 B. 往復導体のインダクタンスの計算式

往復線路のインダクタンス L は (6) 式で表される。

$$L = \frac{\mu}{\pi} (\log R_m - \log R_l) \quad [H/m] \dots \dots \dots (6)$$

ここに、 R_l, R_m : それぞれ導体自身と導体間の幾何学的平均距離、 μ : 透磁率

図 8(A) のように、辺の長さが a と b 、導体間距離が d の矩形導体の往復線路では、 R_l は (7) 式⁽¹²⁾、 R_m は関数 $f(x)$ を (9) 式で定義したとき (8) 式で表される。

$$\begin{aligned} \log R_l = & \log \sqrt{a^2 + b^2} - \frac{1}{6} \frac{a^2}{b^2} \log \sqrt{1 + \frac{b^2}{a^2}} \\ & - \frac{1}{6} \frac{b^2}{a^2} \log \sqrt{1 + \frac{a^2}{b^2}} + \frac{2}{3} \frac{a}{b} \arctan \frac{b}{a} \\ & + \frac{2}{3} \frac{b}{a} \arctan \frac{a}{b} - \frac{25}{12} \dots \dots \dots (7) \end{aligned}$$

$$\log R_m = f(2) - 2f(1) + f(0) - 25/12 \dots\dots\dots (8)$$

$$f(x) = \left[\frac{2}{3} \left(\frac{d+xb}{b} \right)^2 - \frac{\{a^2 + (d+xb)^2\}^2}{12a^2b^2} \right] * \\ * \log \sqrt{(d+xb)^2 + a^2} \\ + \frac{1}{3} \frac{d+xb}{ab^2} \{ (d+xb)^2 - a^2 \} \arctan \frac{a}{d+xb} \\ + \frac{1}{12} \frac{(d+xb)^4}{a^2b^2} \log(d+xb) \dots\dots\dots (9)$$

図8(B)のように、半径 r の円形導体を n 本並列に使用し各導体の上下の中心間距離を $a/(n-1)$ 、左右の中心間距離を w で配置した往復線路では、 R_l は (10) 式で、 R_m は (11) 式で表される。ただし、 $m \equiv n-1$ である。

$$\log R_l = \left\{ n(\log r - 1/4) + \sum_{i=1}^m \log \{ (ia/m)^2 \}^{2(n-i)} \right\} / n^2 \\ \dots\dots\dots (10)$$

$$\log R_m = \left[n \log w + \sum_{i=1}^m \log \{ (ia/m)^2 + w^2 \}^{n-i} \right] / n^2 \\ \dots\dots\dots (11)$$

図8(C)のように、円形導体と同じ配置で電流の方向を隣接する上下左右の導体で反転させた無誘導配置の往復線路では、 R_l は (12) 式で、 R_m は (13) 式で表される。ただし、 $m \equiv n-1$ である。

$$\log R_l = \left[n(\log r - 1/4) + \sum_{i=1}^m \log \{ (ia/m)^2 + g(i)w^2 \}^{n-i} \right] / n^2 \dots\dots\dots (12)$$

$$\log R_m = \left[n \log w + \sum_{i=1}^m \log \{ (ia/m)^2 + g(i+1)w^2 \}^{n-i} \right] / n^2 \dots\dots\dots (13)$$

$$\text{ただし、} \quad g(x) = \begin{cases} 1 & (x \text{ が奇数のとき}) \\ 0 & (x \text{ が偶数のとき}) \end{cases}$$

(平成7年8月23日受付、平成7年11月27日再受付)

文 献

- (1) 塚本修巳：「超伝導マグネット技術」，プラズマ・核融合学会誌，**70**，933-942 (1994)
- (2) 吉田清：「強制冷却方式による大型超電導磁石の安定性と保護の研究」，日本原子力研究所報，JAERI-M，92-119 (1992-7)
- (3) 大型ヘリカル装置 (LHD) 計画成果報告会 資料 (平5)
- (4) 日本規格協会：「耐熱鋼棒」，JIS G 4311 解説 (平3)
- (5) N. Mitchell, B. Bareyt, M. Shimada：「Quench Detection and Protection of the ITER Toroidal Field Coils」，*Proc. 18th symp. on Fusion Technology*，985-988 (1994)
- (6) 日本規格協会：「ステンレス鋼、耐熱鋼 解説」 (1977)
- (7) U. Braunsberger, B. Giesen, P. Hüttemann：「Varistors for the Overvoltage Protection of the Magnetizing Coils of TEXTOR」，*Proc. 18th symp. on Fusion Technology*，1017-1020 (1994)
- (8) 棚橋秀伍・佐藤徹・稲葉次紀・森本茂行・北川史郎・山田修一・山本純也・本島修：「大型ヘリカル装置の超伝導コイル保護用直流大電流転流回路の開発」，プラズマ・核融合学会誌，**69**，111-120 (1993)
- (9) たとえば、関信弘編：「伝熱工学」 森北出版 (1988)
- (10) A. Wiczkorek, J. Sapper，「Simulation Studies of the Power Supply and the Protection System for the Wendelstein 7-X Stellarator」，*Proc. 18th symp. on Fusion Technology*，1021-1024 (1994)
- (11) J. B. Hicks，「SUPERCONDUCTING TOROIDAL FIELD COIL POWER SUPPLY AND PROTECTION SYSTEM FOR NET」，*Proc. 14th symp. on Fusion Technology*，459-462 (1986)
- (12) James C. Maxwell：「A Treatise on Electricity and Magnetism」 (1873)

近藤 潤次 (学生員) 1972年2月6日生。95年3月，東京工業大学大学院修士課程修了。同年4月，東京工業大学大学院博士課程入学、現在に至る。主として核融合工学の研究に従事。プラズマ・核融合学会、日本原子力学会会員。

嶋田 隆一 (正員) 1948年1月31日生。75年3月，東京工業大学大学院博士課程修了。同年，日本原子力研究所入所、核融合の研究に従事。88年4月，東京工業大学工学部電気電子工学科助教授、90年3月，教授、90年5月，同校原子炉工学研究所、現在に至る。工学博士。大電流工学、核融合プラズマの制御、大電力システムの研究に従事。