

伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの開発と
性能評価に関する研究

川越 明史

博士（工学）

総合研究大学院大学
物理科学研究科
核融合科学専攻

平成 17 年度
(2005)

目 次

| | |
|--------------------------------------|----|
| 緒言 | 1 |
| 第1章 序論 | 4 |
| 1.1 超伝導パルスコイル開発の現状と問題点 | 4 |
| 1.2 伝導冷却型超伝導コイル開発の現状と問題点 | 9 |
| 1.3 本研究の目的と内容 | 11 |
| 第2章 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの製作と励磁試験 | 14 |
| 2.1 新しい捻り巻線方法の提案 | 14 |
| 2.2 巻線用導体の開発 | 15 |
| 2.2.1 巻線用導体のパラメーター | 15 |
| 2.2.2 巻線用導体の結合損失測定 | 17 |
| 2.2.3 2次元有限要素法解析による素線間接触抵抗の推定 | 19 |
| 2.3 パルスコイルの設計と製作 | 25 |
| 2.3.1 磁界分布と損失解析 | 25 |
| 2.3.2 コイルの温度上昇 | 33 |
| 2.3.3 捻り角度の許容誤差 | 34 |
| 2.3.4 巻線機 | 36 |
| 2.3.5 高熱伝導層間スペーサー | 36 |
| 2.3.6 コイル巻線 | 37 |
| 2.4 パルスコイルの構成 | 38 |
| 2.5 パルスコイルの冷却・励磁試験 | 47 |
| 2.5.1 試験時の温度計測 | 47 |
| 2.5.2 冷却試験 | 47 |
| 2.5.3 定格通電試験 | 53 |
| 2.5.4 過電流通電試験 | 53 |
| 2.5.5 三角波連続通電試験 | 54 |
| 2.5.6 遮断試験 | 54 |
| 2.6 結論 | 56 |

| | | |
|-------|--------------------------------------|-----|
| 第3章 | 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの交流損失評価 | 62 |
| 3.1 | 三角波連続通電試験中の交流損失の評価方法 | 62 |
| 3.2 | 較正試験 | 64 |
| 3.3 | 三角波連続通電試験中の交流損失評価 | 73 |
| 3.4 | 結合損失の評価 | 73 |
| 3.5 | 結論 | 76 |
| 第4章 | 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの伝熱特性評価 | 82 |
| 4.1 | 2次元有限要素法熱解析モデル | 82 |
| 4.2 | 解析結果 | 85 |
| 4.2.1 | 三角波連続通電試験中の定常解析 | 85 |
| 4.2.2 | 遮断試験中の過渡解析 | 86 |
| 4.3 | 考察 | 87 |
| 4.4 | 結論 | 88 |
| 第5章 | 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの安定性裕度に関する検討 | 92 |
| 5.1 | パルスコイルの安定性裕度の解析 | 92 |
| 5.2 | パルスコイルの最大出力の推定 | 94 |
| 5.3 | 結論 | 95 |
| 第6章 | 総括 | 98 |
| | 謝辞 | 100 |
| | 参考文献 | 101 |
| | 発表論文 | 109 |
| | 付録 A | 111 |
| | 付録 B | 116 |
| | 付録 参考文献 | 131 |

緒言

超伝導現象が発見されてから1世紀近くが経過した今日、超伝導技術を応用した様々な機器が開発されている。核磁気共鳴画像診断装置や半導体引き上げ装置、磁気分離装置などはすでに実用化され実際に稼動している。またリニアモーターカーは、いくつもの技術課題を順次克服し、実用化の一手手前まできている。さらに、核融合実験装置用の大型超伝導マグネットや高エネルギー物理実験用の加速器も稼動している。この他、トランス、電力貯蔵装置、発電機、搬送装置など、超伝導技術を産業へ応用するための研究開発も進められている。

すでに実用化されている超伝導機器は、主に直流用途のものであるのに対し、産業用に使用されようとする機器のほとんどは、交流運転やパルス運転を行うものである。そのような機器の運転中には、一般に大きな交流損失が発生し機器の効率を低下させるため、その低減が必要である。さらにクエンチ（超伝導機器内の一部が超伝導状態から常伝導状態に移り、その領域が制御不能な状態で広がること）が起きないように、安定性の向上も必要である。しかしながら、交流損失の低減と安定性の向上を目指す設計指針は本質的に相矛盾するものであり、低いコストでこれらを両立することは非常に難しいとされている。

一方、超伝導機器の冷却に液体ヘリウムや液体窒素などの冷媒を使用する場合、取り扱いの煩雑さに加え、冷却システムのトラブルが起こる可能性があるため、その対応には高度の専門性が要求される。したがって、実用化のためには、機器の運転に伴うユーザーへのこのような負担を軽減することも必要である。

以上のように、産業分野で使われようとする超伝導機器の開発の成否は、（1）安定に稼動するかどうか、（2）経済的に成り立つかどうか、（3）ハンドリングが容易かどうか、にかかっている。

これまでに開発されている超伝導パルスコイルのうち、材料費の安い低温超伝導線材を用いたものは、冷媒を使用する浸漬冷却型や強制冷却型である。ユーザーへの負担を劇的に低減できるとされている冷媒を使用しない伝導冷却型の超伝導パルスコイルは、材料費の高い高温超伝導線材を用いたものしか開発されていない。以上のような理由から、コストの安い NbTi などの低温超伝導線材で作製する伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルの実現が望まれている。しかしながら、低温超伝導線材の臨界温度が低いために、パルス運転時に発生する大きな損失によって短時間でクエンチに到るという不安定性の問題を解決できず、その実現には到っていない。

本論文は、革新的な伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの開発と、その性能評価を行った一連の研究をまとめたものである。まず、低損失で高安定な伝導冷却型の低温超伝導パルスコイル開発のための要素技術として、新しいコイル巻線方法とそれに適した導体構造の提案を行った。この巻線方法は、撚り線構造を持つ導体の素線間接触抵抗を非常に小さくおさえて安定性を高めても、損失が低減できるという画期的なものである。しかもこの導体構成をとることによって、従来から制御が困難とされてきた素線間接触抵抗の影響を排除し、導体を設計どおりに作製することを可能にした。また、ダイニーマ®FRP とリッツ線をコイルスペーサーとして使用することで、低コストでありながら、伝導冷却に必要な高い伝熱特性を確保した。これらの結果、世界で初めて伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルの開発を行い、そのパルス運転に成功した。さらに、開発したコイルの性能評価まで行った。まず、交流損失特性の評価を行うために、冷凍機の冷却能力からコイルの交流損失が評価できることを見出した。次に、伝熱特性の評価を行うために、ANSYS を用いて、2次元有限要素法を用いた解析モデルを作成した。これらの性能評価手法を用いて、本研究で提案した導体構造やコイル巻線方法の効果と、ダイニーマ FRP®やリッツ線の効果을明らかにした。つづいて、以上の結果から、開発したパルスコイルの安定

性裕度を明らかにした。その結果から、本パルスコイルが安定に出力できる限界を示した。

第 1 章 序論

本論文は、伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルの開発とその性能評価を行った研究をまとめたものである。コイル開発のためには、特に、低損失で高安定な超伝導導体を開発することが重要であった。さらに、本研究で提案した新しい巻線方法を用いて巻線することによって、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを実現することができた。また、作製したパルスコイルの交流損失特性と伝熱特性を評価した。まず交流損失特性を評価するために、新しい損失評価方法を見出し、その方法を用いて交流損失特性を評価した。次に伝熱特性評価のために、ANSYS を用いて 2 次元有限要素法解析モデルを作成し、そのモデルを用いて伝熱特性を評価した。さらにそれらの結果から安定性裕度を評価し、コイルの最大出力を推定し、本研究で開発したパルスコイルが高い性能を持っていることを明らかにした。

本章では、現在の超伝導パルスコイルの開発状況について、特に交流損失と安定性の観点から述べ、その問題点を述べる。次に冷媒を使用しないためにユーザーに優しいとされる伝導冷却型超伝導コイルの開発状況とその問題点を整理する。最後に、本研究の目的と内容について述べる。

1.1 超伝導パルスコイル開発の現状と問題点

本節では、現在の超伝導パルスコイル開発の現状について、特に NbTi や Nb₃Sn などの、液体ヘリウム温度近傍で使用される、低温超伝導パルスコイルについて述べる。まず超伝導導体について説明し、これらを用いたパルスコイルの問題点について整理する。

多くの超伝導材料は、多芯線と呼ばれる線材の形状に加工して使用される。多芯線は、直径数十 μm から数 μm の超伝導フィラメントを、数百本から数千本束ねて、銅などの常伝導金属母材中に埋め込み、さらにそれらを

軸の周りに撚った（ツイストされた）構造をしている[1]。交流用の低損失線材では、超伝導フィラメントの直径はサブミクロンオーダーになり、フィラメント本数は数万本で、CuNiなどの高抵抗金属が母材に使用される。多芯線は優れた性能をもっており、多芯線の開発によって超伝導の交流応用が可能となった。またその電磁現象はほぼ完全に解明され、交流損失や安定性の定量的な評価が可能になっている[2-4]。これにより、実用的な設計手法も確立されている。

しかしながら、多芯線の電流容量は、1本数十Aから数百Aと小さく、実用的な大型パルスコイルの作製のためには、多芯線を複数本束ねて、数千Aから数十kAの電流容量をもつ超伝導導体とする必要がある。一般的な超伝導導体は、複数本の多芯線（導体を構成する多芯線は、導体を構成する要素という意味で、「素線」と呼ばれる。以後、本論文では多芯線を素線と呼ぶ）を束ねて、ツイストしたものである。また、このツイストされた撚り線をさらに複数本束ねてツイストする加工を複数段階に渡って施した多重撚り線形導体という形状を採用することも多い。超伝導導体は、撚り線の他に安定化材や補強材なども加えて一体化されており、必要な電流容量の他にも、安定性や機械的強度などの性能が確保されている。

超伝導導体は、変動磁界にさらされると損失を発生する。コイル内の導体には、導体自身に流れる電流による自己磁界と、他の巻線からの外部磁界の両方が加わるので、コイルの励減磁時に損失が発生する。この損失は交流損失と呼ばれ、その発生機構の違いから、ヒステリシス損失と結合損失、渦電流損失にわけられている。これらの交流損失は、装置の効率を下げる。一般にヒステリシス損失、素線内結合損失、渦電流損失は、理論的に予測が可能な損失で、低損失化のための設計指針も得られている[2-4]。

一方導体内では、これらの損失の他にも、素線を束ねて構成したことによって、素線間結合損失と呼ばれる付加的な損失が発生する[5-10]。超伝導導体は、何段階にも撚り合わせられているという構造上、撚り線加工の

高次の段階ではツイストピッチが大きくなる。このため、コイル運転時に導体に加わる変動横磁界が、大きな素線間結合損失を発生させる。この素線間結合損失は、一般に超伝導導体の交流損失の中で最も大きく、実用上の問題になる。この素線間結合損失を低減するためには、素線間接触抵抗を大きくする方法が最も有効であると考えられている[11,12]。しかしながら、大きな素線間接触抵抗は、導体内の素線に常伝導部が発生したときに輸送電流の転流を妨げる。その結果、導体の安定性は低下し、パルスコイルの性能が低く抑えられてしまう[13-15]。したがって、高い安定性を保持したまま低損失化した大型超伝導導体の開発が望まれている。

このように導体の基本性能である素線間結合損失と安定性は、素線間接触抵抗に支配されている。それにもかかわらず、この素線間接触抵抗を導体作製時に制御することは大変難しい[16-20]。このことが原因で、素線間結合損失を定量的に評価するためには、実規模導体の短尺サンプルの交流損失を実際に測定する必要がある。また、核融合装置や超伝導電力貯蔵装置（SMES）用のパルスコイルによく用いられるケーブル・イン・コンジット導体（CIC導体）では、多重撚り線をコンジット内に押し込めた構造のため、規則的な素線配置がくずれている。この不規則性が一因となって、CIC導体で巻線されたパルスコイルでは、長い時定数の結合電流が発生する。その結果、短尺サンプルの測定データよりも交流損失は大きくなることがある[21-25,109]。また、この長い時定数の結合電流は輸送電流に上乘せられるので、導体内の電流分布に不均一が生じ、パルスコイルの不安定性が生じることがある[26-29]。

このように、大型の超伝導導体には、低損失化と高安定化を両立することが望まれているにもかかわらず、設計どおりの性能を満たす導体の作製すら困難であり、コイルの設計上大きな問題となっている。またこのことは、冷却装置の容量の設計を困難にし、安定性の評価を難しくしている。

これまでに述べてきたように、低温超伝導パルスコイルの設計と製作は

簡単ではない。したがって、これまでの大型超伝導パルスコイルは、製作実績はあるもののコスト低減に関する意識は低かった。最近、系統制御用 SMES に使用する超伝導コイルのコスト低減技術の確立を目指した研究が行われている [30,31]。ここでは、導体、コイル構造、方式の最適化が試みられている。この他、実用化を意識した超伝導コイルの開発例として、液晶工場や半導体工場を瞬時電圧低下（瞬低）から保護するための瞬低対策用 SMES（瞬低 SMES）がある。この瞬低 SMES は、シャープの亀山工場に導入され、現在も稼動している。プロトタイプである 5 MVA の瞬低 SMES は、瞬低時に正常に動作したことが報告されている [32,33]。同程度の規模の SMES として、米国では、超伝導コイル、交直変換器、冷凍機などをトレーラーにパッケージングしたマイクロ SMES が販売された実績がある [34,35]。

これらの低コスト化を目指した超伝導パルスコイルは、いずれも液体ヘリウムなどの冷媒を使用する「浸漬冷却型」か「強制冷却型」の超伝導パルスコイルである。これらの冷却方式では、極低温に関する専門家が機器を運転する必要があるだけでなく、トラブルの起こるリスクも高い。2002 年に福井県で起きた MRI のメンテナンス中の爆発事故は記憶に新しい。また米国の企業は、マイクロ SMES のメンテナンスに伴う煩雑さのために事実上撤退している。したがって、実用的な超伝導機器の開発のためには、低コストで取り扱いが容易な超伝導パルスコイルが必要である。

ユーザーへの負担を大幅に軽減できる超伝導コイルとして、冷媒を用いない「伝導冷却型超伝導コイル」が開発されている [36-43]。表 1.1 に超伝導パルスコイルの冷却方式のメリット、デメリットをまとめた。伝導冷却型の超伝導コイルは、熱伝導のみでコイルを冷却する。このため、冷媒を用いる必要がなく、取り扱いが容易で安全である。一方、冷媒の比熱や潜熱に頼らずに、コイル内の導体や構成部材の熱容量と熱伝導のみで温度上昇を抑える必要があるため、コイルサイズや安定性、冷却効率などにデメ

リットがある。したがって、コイル構造の最適化を図り、これらの問題を克服した伝導冷却型超伝導パルスコイルの開発が、超伝導機器の実用化のために望まれている。

表 1.1
超伝導パルスコイル用冷却システムの比較

| Cooling system | Conduction cooling | Pool-boiling of LHe | Forced-flow cooling of SHe |
|--------------------------|--------------------|---------------------|----------------------------|
| Easy maintenance | A | B | C |
| Easy operation | A | B | C |
| Reliability | A | B | B |
| Safety | A | C | B |
| Cost of cryogenic system | A | A | C |
| Cooling efficiency | C | B | A |
| Coil size | C | A | B |
| Coil stability | C | A | A |
| Total | A | B+ | B- |

A: excellent, B: average, C: inferior

1.2 伝導冷却型超伝導コイル開発の現状と問題点

本節では、伝導冷却型超伝導コイルの開発状況と、低温超伝導導体で伝導冷却型のパルスコイルを作製する際の問題点について述べる。

金属系の低温超伝導導体を用い、小型冷凍機で冷却した伝導冷却型マグネットは、超伝導マグネットの取り扱いを容易にし、その応用範囲を飛躍的に広げている。1992年に東北大学金属材料研究所と住友重機械の研究グループは、 Nb_3Sn 超伝導コイル(4.7 T @ 467 A)とGM 冷凍機(0.5 W @ 11 K)の組み合わせで、世界初の実用的な伝導冷却型超伝導マグネットの開発に成功した[36,37]。この成功は、以下の点がブレークスルーとなっている。すなわち、従来の銅電流リードを用いた設計では、熱侵入量の制限のために40 A以下の小電流でしかマグネットを運転できなかったのに対し、1986年の高温超伝導体の発見により、電流リードに高温超伝導体を適用することによって、数100 Aの通電が熱侵入量の増加なしに可能になったことである。同時に、液体ヘリウム温度で大きな比熱を有する磁性蓄冷材の開発により、4.2 K以下の冷却が可能な小型冷凍機が比較的容易に得られるようになったことも、伝導冷却型超伝導マグネット普及の大きな要因となっている。現在では、国内外のメーカーから製品が市販されており[38,39]、さらにパルスチューブ冷凍機との組合せによって、GM冷凍機の振動を嫌う分野へもその応用範囲が広がっている。しかし、いずれも直流応用が主体であり、パルス用途のものは開発されておらず、より広い範囲への応用を妨げている。

一方、九州大学では、高温超伝導体を用いた伝導冷却型のパルスコイルを開発し、その高い性能と有効性を実証している。導体にはBi-2223テープ線材を4本並列に積層したものを使用し、導体内の電流分布を一様化するために巻線の各層間で4本の線材の位置を入れ替える転位を行っている。交流損失による温度上昇を抑制するため、層間には熱伝導率の比較的良い

絶縁物である窒化アルミニウムのスペーサーを配置するとともに、MgO粉末を混入した高熱伝導率のエポキシ樹脂を塗布している。GM冷凍機に直結した30 Kの動作温度で、1 T、1 Hzの三角波連続運転に成功している[40-43]。この成果は、伝導冷却型高温超伝導パルスコイルの有効性と将来性を実証している。しかし高温超伝導コイルは、巻線に用いる線材の材料費が高く、実用コイルを低コストで製作できる段階には至っていない。

伝導冷却方式では、冷媒の比熱を利用できないため、パルス運転時に発生する交流損失による導体の温度上昇を高度に制御する必要がある。このため、緻密なコイル設計が要求される。したがって、コイル内の高い伝熱特性を確保するとともに、コイル内で発生する交流損失を、その分布まで定量的に評価しなくてはならない。しかしながら前節で述べたように、従来型の超伝導導体の性能は、導体作成時に制御することのできない素線間接触抵抗が決定付けているため、導体性能の定量的な評価が困難となり、コイル設計を極めて難しくしていた。このため、従来の低温超伝導パルスコイルでは、試作研究の域を脱していず、伝導冷却方式のパルスコイルは実現されていない。

伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを実現するためには、実導体を作製する前に、導体性能、特に交流損失特性の定量的な評価を理論的に行い、それに基づいた導体設計ができること、そして低損失化と高安定化の相反する要求を満たす導体を開発することが重要である。

導体性能を制御し、高性能な導体を開発するためには、成形撚り線導体を基本とした導体が適していると考えられる。その理由は、導体内の素線が規則的に並んでいることと、そのために素線間の電氣的な特性を制御しやすいという二点である。これらの点に着目した研究として、ラザフォードケーブルのクロスオーバの素線間に高抵抗コアを挿入し、その幅や厚みを制御して最適な条件を求める試みがある[11]。これは、素線間接触抵抗をコントロールするための方法として有効であるが、素線間接触抵抗値で

素線間結合損失を制御する従来の方法と同じであり、低損失性と高安定性を両立するための有効な方法ではない。低損失性と高安定性を両立する設計方法として、導体の1ピッチ置きに素線同士を短絡する方法[44]や、高抵抗コアを挿入して、サイドバイサイドの素線間をはんだ接続する方法[45]が提案されている。しかしながら、前者の場合、この設計法を適用したラザフォードケーブルの損失特性を、3次元有限要素法によって解析した結果、長手方向に流れる素線間結合電流が発生するために、損失低減効果が小さいことが指摘されている[46]。また、後者の場合、実際にこのようなラザフォードケーブルの最小クエンチエネルギーを測定した結果、十分な安定性は得られていない[47]。

1.3 本研究の目的と内容

超伝導機器の開発には、実用に耐えられるような、低コストで高い操作性をもった超伝導コイルの開発が重要であること、またそれには伝導冷却型低温超伝導パルスコイルが有望であることをこれまでに述べてきた。また伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの作製のための問題点を述べ、その問題を解決できる十分な解決策が示されていないことを述べた。

本研究の目的は、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを実現し、さらにその性能を評価してコイルの最適設計に資することである。そのために、導体・コイルの緻密な設計が可能となる導体設計方法、及びコイル巻線方法を提案し、実際に伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを試作し、その性能の高さを実証した。さらにその試験結果からコイルの交流損失特性と伝熱特性を評価し、試作コイルの特性を明らかにした。それらの結果から、本パルスコイルの安定性裕度を明らかにし、最大出力を推定した。

本論文は、6章から構成される。第2章ではまず、低損失で高安定な伝導冷却型の低温超伝導パルスコイル開発のための要素技術として提案し

た、新しいコイル巻線方法とそれに適した導体構造について説明している。この巻線方法と導体構造の有効性を確かめるために、提案した導体を試作し、その短尺サンプルの損失測定を行った結果について述べており、この導体構造がほぼ設計どおりの性能を満足できることを明らかにしている。さらに、瞬低 SMES に用いることを想定して、100 kJ/50 kW、1 秒の性能をもつ、伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルの設計例について述べ、伝導冷却型であるにもかかわらず、定格パルス運転が可能であることを理論的に示している。次に、実際に作製した 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルについて、特に、コイルの作製のために開発した巻線機や、高伝熱スペーサーとして採用したダイニーマ FRP® とリッツ線について述べている。さらに作製した 100 kJ コイルの冷却試験結果や励磁試験結果について述べ、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルが実現できること、及びその性能の高さを示している。

第 3 章では、本コイルで低いランニングコストが実現できることを確かめるために行った、交流損失評価について述べている。まず、交流損失を評価するために見出した新しい損失評価方法について説明している。次に、ヒーターを用いた校正試験の結果について述べ、本評価方法によりコイルの損失が評価できることを示している。そして、コイルの三角波連続通電試験時に発生した交流損失を求めた結果について述べている。その結果、本コイルがほぼ設計どおりの低い交流損失特性を持つことを示し、本論文で提案している新しい捻り巻線方法の効果を実証した結果を示している。

第 4 章では、本コイルの伝熱特性の評価を行った結果について述べている。まず、励磁試験時のコイル内温度の解析を行うために作成した、2 次元有限要素法 (2D-FEM) モデルについて述べている。次に、励磁試験時のコイル内の温度と 2D-FEM による解析結果を比較することで、本解析モデルによって、本コイルの伝熱解析が行えることを示している。そして、その有限要素法モデルを用いた解析により、本コイルの高い伝熱特性を明

らかにした結果を示している。

第 5 章では、第 2 章から第 4 章までに得られた結果から、本コイルの安定性裕度を求め、本コイルが定格運転時に非常に大きな裕度を持っていることを明らかにした結果を示している。さらにこの結果から、100 kJ 級コイルの運転可能な条件を求め、定格運転の 3 倍近い性能を持っていることを示している。

最後に第 6 章において、本研究で得られた結果を総括している。

第 2 章 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの製作と励磁試験

本章では、低損失で高安定な伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルを開発するために提案した、新しいコイル巻線方法とそれに適した導体構造について説明する [102-106]。その提案した設計思想に基づいて試作した導体と、その短尺サンプルの損失測定結果について述べ、本導体が所望の性能を満たしていることを示す。次に、本導体を用いた伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの一例として、蓄積エネルギー 100 kJ、定格出力 50 kW、1 秒間の伝導冷却型低温超伝導パルスコイルが、理論上実現可能であることを示す。さらに、実際に作製した 100 kJ コイルについて説明し、最後に本コイルの優れた性能を実証した冷却・励磁試験結果について述べる。

2.1 新しい捻り巻線方法の提案

本研究では、次のような新しい巻線方法を提案した。この巻線方法は、変動横磁界中での損失特性に異方性をもつ成形撚り線導体や、またはそれらを複数本積層した並列導体を用い、この導体の幅広面に平行な方向とコイル巻線内で導体に印加される磁界の方向とが一致するように、導体軸周りの捻り角を連続的に制御しながら巻線するというものである（図 2.1 参照） [102,105]。このような方法によって巻線されたコイルは、以下のような特長をもつため、従来の低温超伝導パルスコイルの問題点を解決し、超伝導パルスコイルの低損失化と高安定化の両立が達成でき、その結果伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルが実現できる。

- (1) 導体の最適な方向にのみ変動横磁界が印加されるため、素線間を低抵抗接続していても素線間結合損失が小さい。
- (2) 素線間を低抵抗で接続しているため、コイルの安定性が高い。
- (3) 導体作製時に制御が困難な素線間接触抵抗を極限まで小さくして、そ

れを排除することによって期待通りの性能をもつ導体・コイルを作製できる。

(4) 導体の素線配置が規則的なので、長時定数の素線間結合電流の発生を抑制できる。

以下、本論文では、本巻線方法を「捻り巻線法 (twist winding method)」と呼ぶ。

2.2 巻線用導体の開発

本節では、前節で説明した捻り巻線法に適した構造を持ち、伝導冷却型コイルの巻線用導体として開発した導体について、その構造を説明し、本導体の特長を述べる。その次に、予測どおりの特性であるかどうか、特に、特定の方向からの変動横磁界に対して、低損失性と高安定性の両立を達成しているかどうかを検証した結果について述べる。具体的には、短尺サンプルの交流損失測定によって明らかにした交流損失特性と、2次元有限要素法を用いた解析結果から推定した素線間接触抵抗について述べる。

2.2.1 巻線用導体のパラメーター

開発した巻線用導体のパラメーターを表 2.1 に示す。この導体は、ラザフォードケーブルをアルミニウム合金で押し出し成型した、アルミ押し出し導体である。導体のコア（導体中心の超伝導導体部）は、Cu/NbTi の素線 8 本から構成されているラザフォードケーブルである。コイル巻線方法として前述の捻り巻線法を採用したので、導体の捻り角の制御を容易にするために、導体断面の形状は円形としている。さらに、コイル巻線中に、導体軸周りの捻り角度を検出するため、導体軸に沿った二つの溝が導体の表面にある（図 2.2 参照）。この導体は厚み 50 μm のカプトンテープをハ

ーフラップ巻きすることによって絶縁されている。

本導体は下記の4点の特長をもつ。

- (1) 導体幅広面に平行な変動横磁界が印加された時に低損失である。
- (2) 非常に小さい接触抵抗で素線間が接続されているために、高安定である。
- (3) 素線配置が規則的なラザフォードケーブルを用いていて、非常に小さい接触抵抗で素線間が接続されていることから、素線間接触抵抗や撚り乱れが導体性能に及ぼす影響が小さく、そのために予測通りの導体性能が達成できる。
- (4) ラザフォードケーブルの外側にアルミニウムがあるので、導体が高熱容量である。

これらの特長の内、特に(1)~(3)を同時に達成するために、次のような新しい導体構造を採用している。すなわち、素線同士を低い抵抗値で接続しても、変動横磁界中で発生する素線間結合損失を低減させるために、通常のラザフォードケーブルと異なり、素線とケーブルの撚り方向を同方向とする構造である。同方向撚りにすることによって、変動横磁界中で素線間に発生する電位差 ($V=V_c-V_s$: V_c はケーブルのツイストで発生する遮蔽起電力、 V_s は素線のツイストで発生する遮蔽起電力) を小さくすることができるので、低い素線間接触抵抗にしても素線間結合損失を低減することができる[103,104] (撚りの方向とピッチによって素線間の遮蔽起電力を小さくして、低損失化と高安定化を両立するという導体設計方法は、著者らが行った研究により、その効果を理論と実験の両面から明らかにされている。その詳細は、付録A、Bに記述した。また、変動横磁界中で発生するアルミニウムの渦電流損失を抑えるために、導体の外周にはRRRが10程度のアルミニウム合金を用いた。RRRの実測値は9.85であった。Cu/NbTi素線で作製されたラザフォードケーブルでは、酸素濃度の低い環境で200度を越える熱処理により、素線同士は低い抵抗値で接続される[12]。アルミニ

ウム合金でラザフォードケーブルの外側を覆う押し出し成型中に温度が上昇し、素線同士は十分に低い抵抗値で接続されると考えられる。

2.2.2 巻線用導体の結合損失測定

交流損失の測定には、著者の所属する研究室オリジナルの測定装置を使用した[48]。図 2.3 に、本測定装置の回路図とサンプルに印加する変動横磁界波形を示す。この装置は、主に、①超伝導レーストラックマグネット、②超伝導トランス、③永久電流スイッチ、④短尺サンプル、⑤保護抵抗、⑥共振用コンデンサから構成される。本測定装置では、直流バイアス磁界に微小振幅交流磁界を重畳した横磁界を印加し、周波数 0.04 Hz～318 Hzまでの範囲で、磁化法による交流損失測定が行える。今回は、交流磁界振幅 $\mu_0 H_m = 0.8 \text{ mT}$, 1.6 mT 、直流バイアス磁界 $\mu_0 H_{dc} = 0.5 \text{ T}$, 0.25 T での交流損失の周波数特性を測定した (μ_0 は真空の透磁率)。本測定装置では、交流磁界振幅を小さく抑えた特殊な磁界波形をサンプルに印加するため、ヒステリシス損失は通常無視できて、直接結合損失と渦電流損失の和が測定できる。

ラザフォードケーブルの幅広面に垂直な方向 (FO 方向) と平行な方向 (EO 方向) に変動横磁界を印加したときの、それぞれの場合について損失測定を行った。測定したサンプルは、長さ 500mm の短尺直線形状で、フィラメント同士の接触によって測定誤差が生じないように、サンプルの両端は綿密に研磨した。なお、本測定の磁界条件では、以下の理由から、サンプルで発生する素線内結合損失が、実規模のコイルの運転条件下で発生する素線内結合損失よりも小さい。すなわち、サンプルに印加される磁界振幅が、素線内の超伝導フィラメントの中心到達磁界よりも十分小さいことによって、フィラメント束内の等価比透磁率が 1 よりも小さいためである。

測定した交流損失の周波数特性を図 2.4 に示す。ここで、‘normalized loss’ は、印加磁界一周期当たり、導体単位体積当たりの損失値を、 $\mu_0 H_m^2$ で規格化した規格化損失である。測定した規格化損失は、同じ周波数では、印加磁界振幅、 $\mu_0 H_m$ に依らず一定値であった。これは、ヒステリシス損失が無視でき、結合損失や渦電流損失が支配的であることを示している。したがって、図 2.4 には、磁界振幅が 0.8 mT と 1.6 mT のときのデータの平均値をプロットしている。丸と四角印は、それぞれ、FO磁界印加時の測定値 W_{FO} とEO磁界印加時の測定値 W_{EO} を示す。黒塗りと白抜きのプロットは、それぞれ、直流バイアス磁界、 $\mu_0 H_{dc}$ が 0.5 T と 0.25 T の測定値である。10 Hz 以上の高周波数領域の測定値は、 W_{FO} と W_{EO} にほとんど差がなく、アルミ合金の渦電流損失であると考えられる。一方、低周波数領域では、 W_{EO} と W_{FO} が大きく異なっていることから、ラザフォードケーブルの結合損失が測定されていると考えられる。 W_{FO} の周波数特性は、結合損失の特徴的な周波数特性であるデバイ型の曲線となっている。 W_{EO} も同様の特性を持っていると考えられるが、ピーク周波数よりも高い周波数領域の特性は、アルミ合金の渦電流損失に埋もれている。結合損失は、このデバイ型曲線の左斜面の大きさが実用上重要である。この領域では W_{EO} は W_{FO} の約 1/30 となっていて、低交流損失であることがわかる。結合損失が直流バイアス磁界に依存しているのは、Cu の磁気抵抗効果によるものである。図中の破線と一点鎖線は、それぞれ FO 磁界、EO 磁界印加時の結合損失と渦電流損失の和を、2次元有限要素法と近似解析式で計算した結果である。素線間結合損失は、素線間接触抵抗（素線同士が接触する界面の電気的な抵抗）と素線外皮層の抵抗（素線外皮層の抵抗率と厚み、それに接触面積で決まる抵抗）の合成抵抗に依存するので、ここでは、素線間接触抵抗を無視した場合の計算値を示している。これらの計算値が、測定値よりも 2~4 倍大きいことから、素線間接触抵抗を考慮する必要があることがわかる。

2.2.3 2次元有限要素法解析による素線間接触抵抗の推定

本導体の素線間接触抵抗値を評価し、またその値から導体の安定性を推定するために、素線間接触抵抗を変化させたときの損失解析を、2次元有限要素法(2D-FEM)を用いて行い、その結果と損失測定結果との比較を行った。

図 2.5 に計算結果を示す。横軸と縦軸は、それぞれ、素線間接触面抵抗と導体単位体積当たりの結合損失時定数である。結合損失時定数は次式によって定義した。

$$A^* \tau = \frac{W_c}{2\mu_0 H_m^2 \pi^2 f}, \quad (1)$$

ここで、 A^* は導体断面形状因子、 f は印加磁界の周波数、 W_c は導体単位体積当たり、印加磁界一周期当たりの結合損失とアルミ合金で発生する渦電流損失の和である。ただし、デバイ型曲線の左斜面の値で、周波数に比例する領域のデータである。実線と一点鎖線は、それぞれ、FO磁界とEO磁界中の2D-FEMによる解析値である。解析値は、素線間接触面抵抗が大きい領域では、素線間接触面抵抗値に依存しない一定値に収束している。この値は、素線内結合損失とアルミ合金の渦電流損失の和である。したがってこの値は、印加磁界の方向に依存してしない。

試作導体の素線間接触面抵抗を推定するために、測定値と解析値を比較した。図中の解析値の線の上に、丸印と四角印で測定値をプロットした。丸印と四角印は、それぞれ W_{FO} と W_{EO} である。測定値と解析値の比較から、試作導体の素線間接触面抵抗は、約 $10^{-12} \Omega m^2$ であることがわかる。この値は、通常の導体よりも一桁から二桁ほど小さい。このことから、この導体が高い安定性をもっていることが推測できる。

前項で述べたように、コイルの運転条件下での W_{FO} と W_{EO} は、それぞれ今回の測定値を補正する必要がある。補正した結果、 W_{FO} と W_{EO} は1.1倍と3.7倍になる(導体の損失時定数 $A^* \tau_{FO}$ 、 $A^* \tau_{EO}$ はそれぞれ、82 ms、10 ms

となる)。したがって、 W_{EO} は W_{FO} の約 1/8 となっている。このように、試作した導体は、ラザフォードケーブル幅広面に平行な方向に変動横磁界が印加されたとき、低損失性と高安定性とを同時に満足していることを明らかにした。

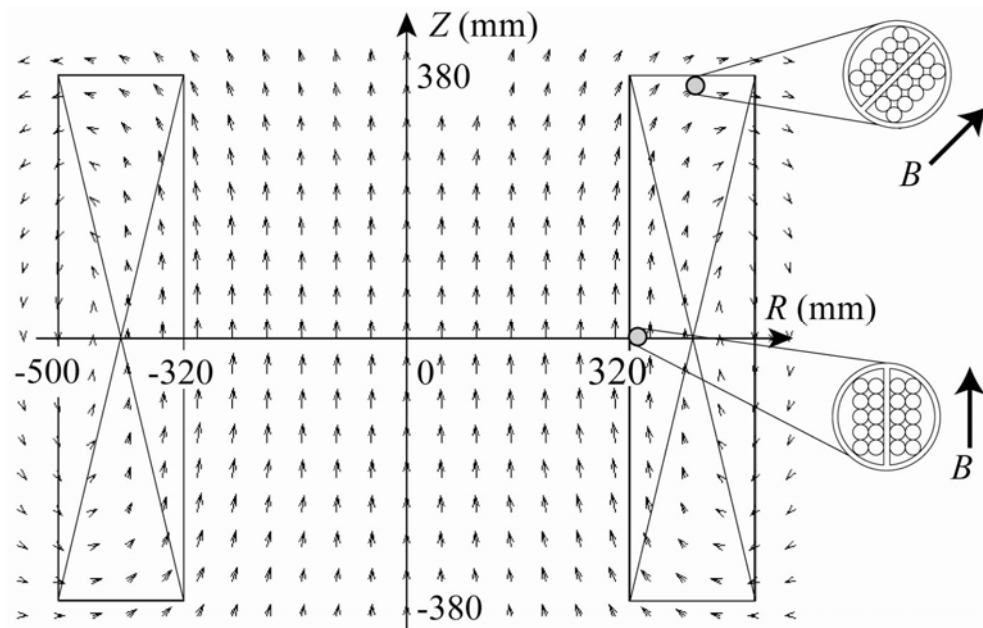


図2.1 コイル内の発生磁界と導体の最適な捻り角度：本研究で提案した新しい巻線方法（捻り巻線法）では、コイル内で導体に加わる変動横磁界と成形撚り線導体の幅広面を一致させるように、導体軸周りの捻り角度を制御しながら巻線する。この巻線方法によって、高い安定性を確保しながら、素線間結合損失を低減できる。

表 2.1 試作導体のパラメーター

| | |
|-------------------|-----------|
| Strand: | |
| diameter | 0.823 mm |
| twist pitch | 10 mm |
| filament diameter | 6 μ m |
| Cu/Nb-Ti | 1.95 |
| twist direction | z |
| Cable: | |
| number of strand | 8 |
| twist pitch | 35 mm |
| twist direction | z |
| Aluminum: | |
| RRR | 9.85 |
| diameter | 5.8 mm |

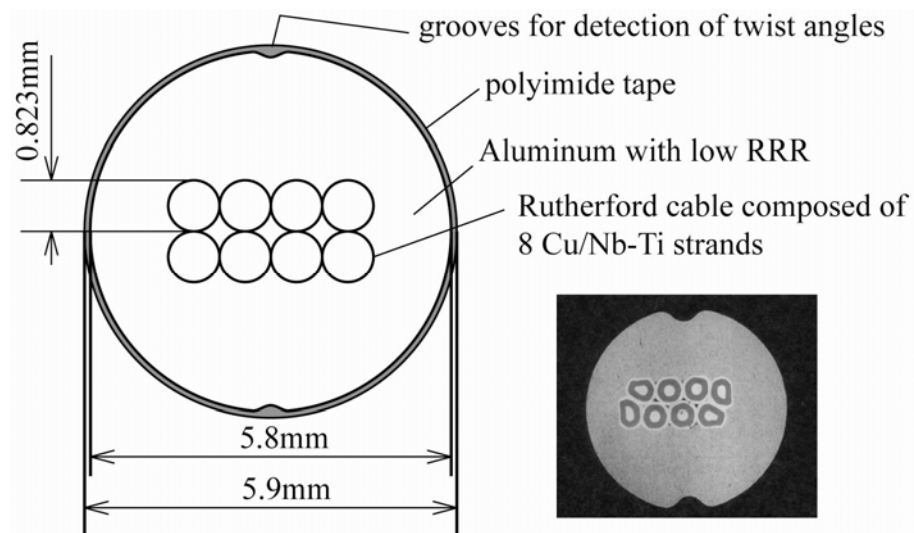


図 2.2 試作導体の断面図

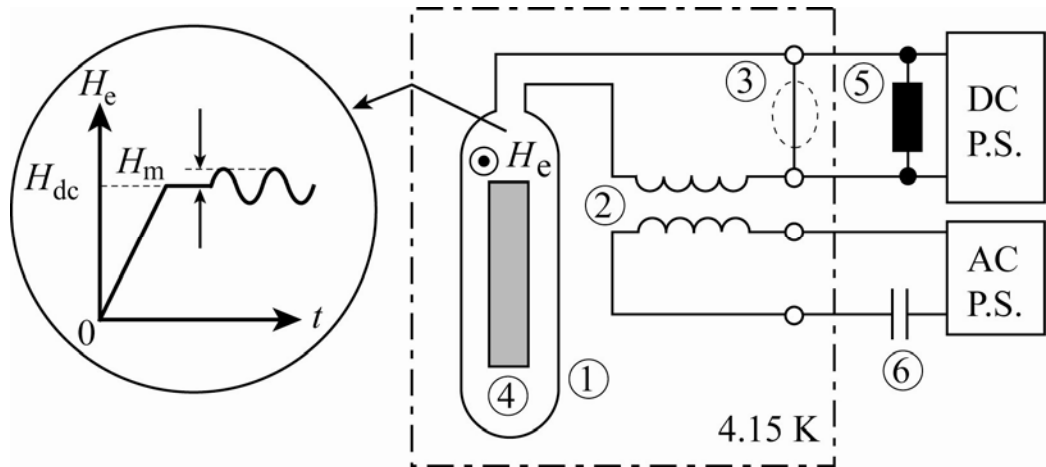


図2.3 超伝導導体の交流損失測定装置：①超伝導レーストラックマグネット、②超伝導トランス、③永久電流スイッチ、④短尺サンプル、⑤保護抵抗、⑥共振用コンデンサ。

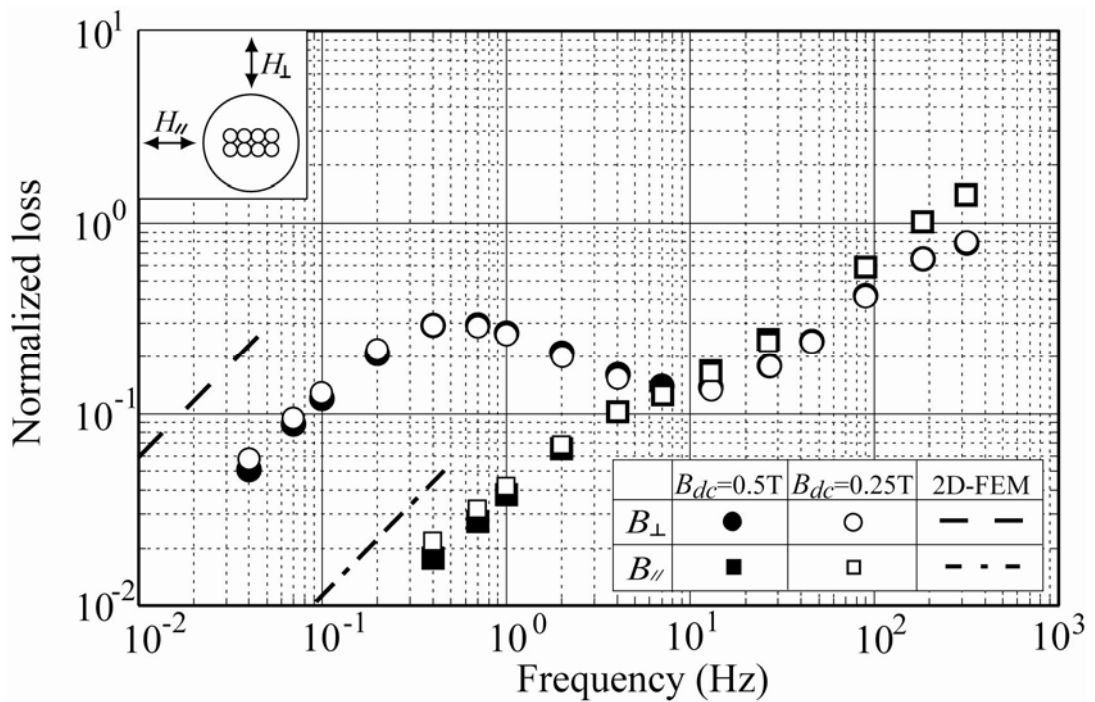


図2.4 測定値の周波数依存性：'normalized loss'は、導体単位体積当たり、印加磁界1周期当たりの交流損失を $\mu_0 H_m^2$ で規格化したものである。 μ_0 は真空の透磁率で H_m は印加磁界の振幅である。

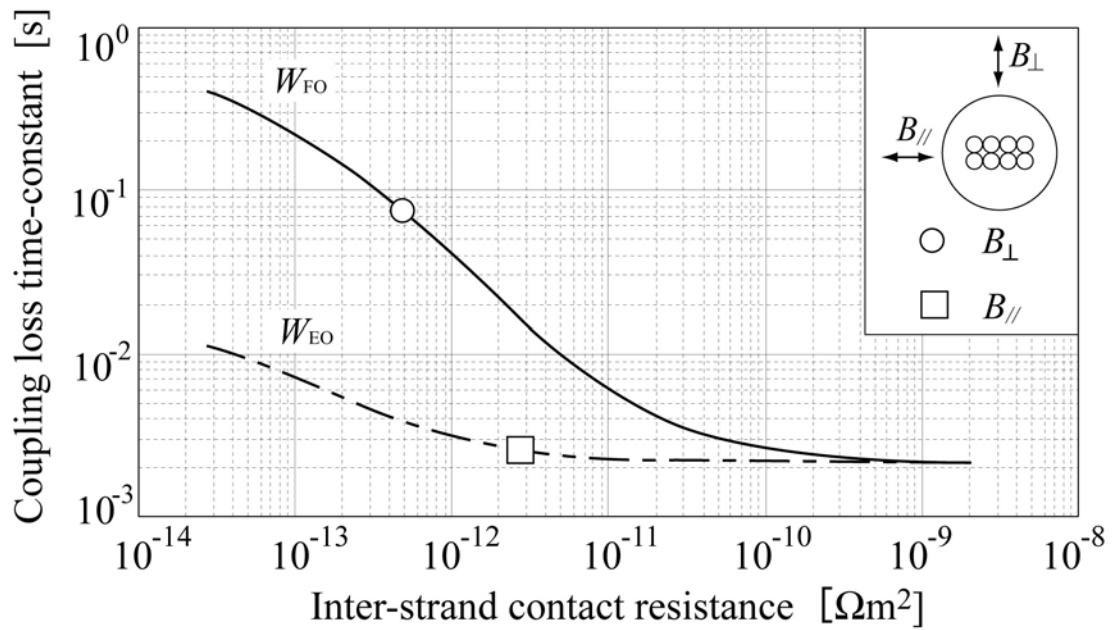


図2.5 結合損失の素線間接触抵抗依存性：実線と一点鎖線は、それぞれFO磁界中とEO磁界中の解析結果である。丸印と四角印は、それぞれFO磁界中とEO磁界中の測定値である。本導体の素線間接触面抵抗は、約 $10^{-12} \Omega m^2$ と非常に小さいことがわかる。このことは、本導体が高い安定性を持っていることを示している。

2.3 パルスコイルの設計と製作

前節で説明した導体を使って、瞬低 SMES として使用することを想定した 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを設計・製作した。本節では、この 100 kJ 級コイルの交流損失を理論的に解析した結果について述べ、その結果から伝導冷却型低温超伝導パルスコイルが実現できることを示す。次に、捻り巻線法を用いてコイル巻線を行うために開発した巻線機について説明する。また、ダイニーマ®FRP とリッツ線を用いた高伝熱スペーサーとこれらを用いたコイルの構造について説明する。

2.3.1 磁界分布と損失解析

設計した 100 kJ 級コイルは、インダクタンスを 0.2 H、定格電流を 1000 A とした。したがって、定格電流を通電している時の蓄積エネルギーは 100 kJ である。このコイルのパラメーターを表 2.2 に示す。

定格電流 1000 A を通電した時に、コイル巻線部に発生する磁界分布を図 2.6(a)に示す。縦軸は、磁界の絶対値と、コイルの軸方向と磁界ベクトルとの成す角度である。横軸は、図 2.6(b)に示すような順番で番号を付けたターン番号である。この順番は、実際にソレノイドコイルを巻線する時の順番であり、次のように進む。1 層 1 ターン目を 1 としてスタートして、図中の矢印の向き（コイル軸方向）に進む。1 層目の最終ターンである 67 ターン目から、2 層目の 1 ターン目である 68 ターン目に進む時に、層が移る。2 層目は 1 層目とは逆向きに進み、2 層目の最終ターンである 134 ターン目は、1 ターン目のすぐ外側のターンになる。以後この繰返しになる。横軸の目盛りは層毎に付いていて、その下方には、最内層を 1 層目とした層数を示している。

コイルの巻線導体に印加される磁界の大きさは、1 層毎に上下を繰返し

て、外側の層になるに従い徐々に小さくなっている。最大磁界は、1層目中心の2.2 Tである。捻り巻線法では、導体の捻り角度となる磁界角度が重要である。1層目から12層目までの磁界角度は、1層毎に規則的な変化を繰り返しており、その値は、-90度から+90度の範囲にある。13層目で、磁界がコイル軸方向に対して逆向きになるために、磁界角度が-90度を越えて-270度になっている。したがってこの層で導体は1回転し、コイル全体では、-270度から+90度の磁界角度になる。

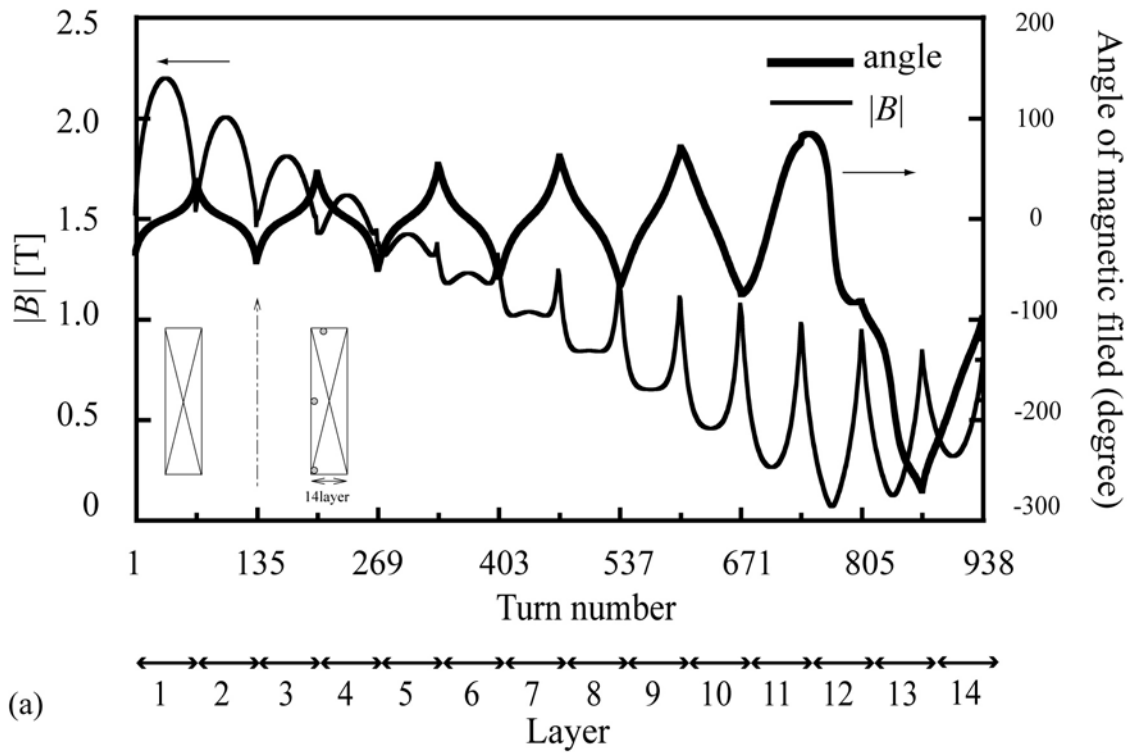
本コイルが伝導冷却方式で運転可能かどうかを調べるために、瞬低補償動作としてのパルス運転を行った時に発生する交流損失を計算した。このパルス運転は、1000 Aの直流通電状態から1秒間で707 Aまで減磁する運転パターンである。すなわち、コイルに100 kJを蓄積した状態から、瞬低検出後に50 kWを1秒間出力するとした。エネルギー放出後は、交流損失が問題にならない程度のゆっくりとした充電を行うものとし、放電中に発生する交流損失の計算を行った。このときの運転パターンを図2.7に示す。

交流損失は、磁界計算結果と導体試験結果を基に、ヒステリシス損失も含めて計算した。計算結果を図2.8に示す。横軸は、図2.6と同様のターン番号で、縦軸は交流損失である。導体を捻らない場合の計算結果も比較のために示している（この場合の素線間結合損失は、導体に印加される横磁界を、ラザフォードケーブル幅広面に平行な成分と垂直な成分に分け、それぞれの磁界成分によって発生する素線間結合損失を求め、それらの和として求めた）。導体を捻りながら巻線した「捻りありコイル」を黒色線で、捻らないで巻線した「捻りなしコイル」を灰色線で図中に示している。捻り巻線法を用いた捻りありコイルは、捻りなしコイルに比べると交流損失を大きく低減できることがわかる。コイル全体で発生する交流損失は、捻り巻線法を用いることによって約1/2に低減している。また、局所的な損失低減効果が最も大きい場所では、約80%低減している。この場所は、図2.9の損失分布図（図中のカラーバーは、発生した交流損失の大きさと

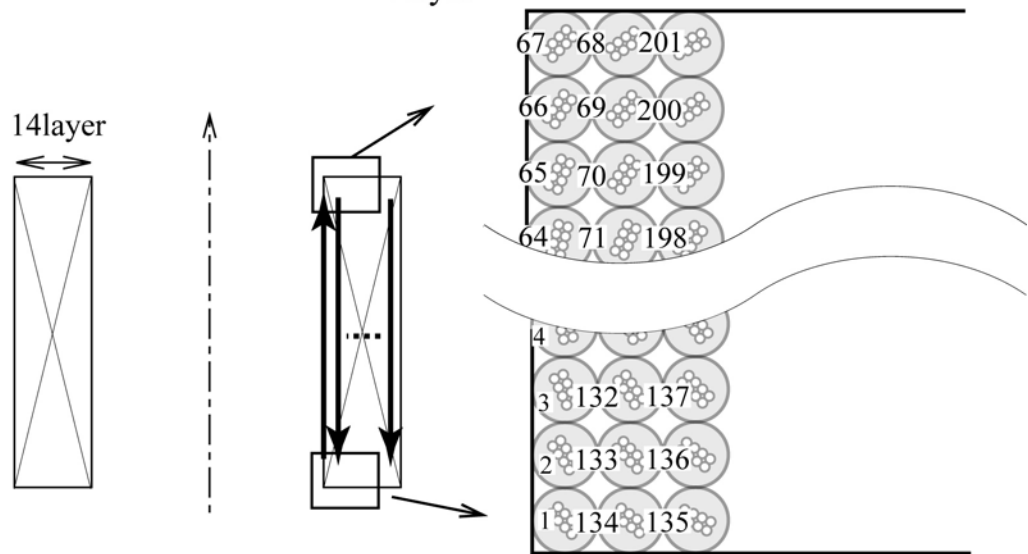
色の関係を示している。交流損失の数値は、1秒間の放電時に発生した単位体積当たりの交流損失を、ターン毎に、そのターンの体積で体積積分した損失エネルギー、すなわち1ターン当たりの損失エネルギー、である。)から明らかのように、コイルの端に近い場所である。捻り巻線法の効果がこの場所で顕著に現れる理由は、この場所のコイル径方向の磁界成分がコイル内で最も大きいため、捻りなしコイルでは、ラザフォードケーブル幅広面に垂直に大きな横磁界が印加され、大きな素線間結合損失が発生するためである。このことは、伝導冷却型超伝導コイルを設計する場合には、次のような理由から重要である。すなわち、伝導冷却型コイルでは、コイル内部のどこか一箇所でも電流分流温度を越えて常伝導転移すれば、そこからクエンチに到る可能性が高い。このため、コイル内で発生する損失分布が均一に近いことが望ましいからである。

表 2.2 100 kJ級 コイルのパラメーター

| | |
|----------------------|-----------------------------------|
| Turns | 938 |
| Layers | 14 |
| Height | 402 mm |
| Outer diameter | 509 mm |
| Inner diameter | 305 mm |
| Length of conductors | 1200 m |
| Inductance | 0.2 H |
| Operating current | 1000 A ($I_t/I_c=0.36$) → 707 A |
| Store energy | 100 kJ |
| Rated output | 50 kW, 1 s |



(a)



(b)

図 2.6 (a) 巻線部の磁場分布：細線が磁界の絶対値で、太線が磁界の角度である。横軸はターン番号で、巻線の順番になっている。横軸の目盛りは1層毎につけた。

(b) ターン番号の付け方：最内層（1層目）の1ターン目から順に番号が付けられ、2層目最終ターンの134ターン目は、1ターン目の隣になる。

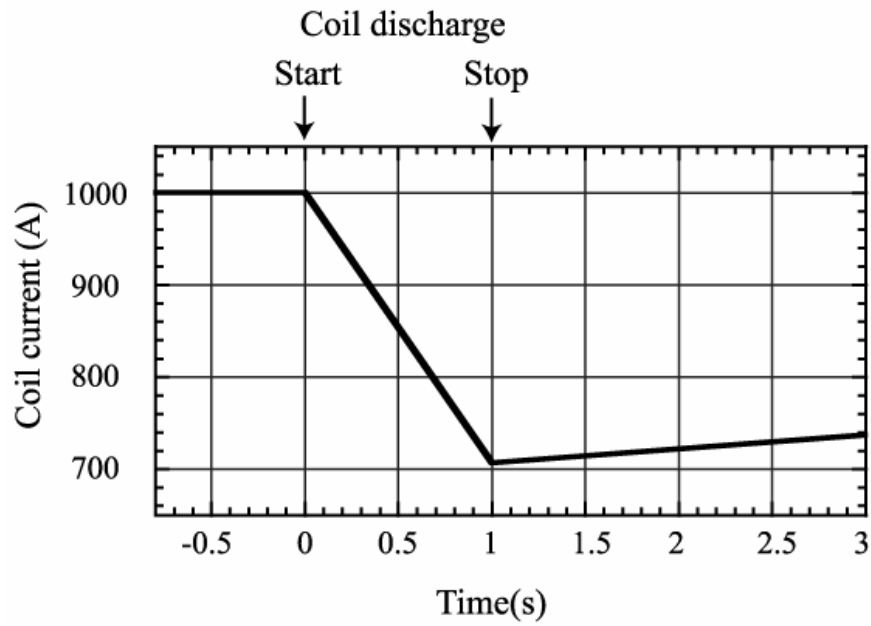


図 2.7 パルスコイルの運転パターン: コイルは、定格電流 1000 A で 100 kJ のエネルギーを蓄積した状態で待機し、瞬低検出後、50 kW の電力を 1 秒間出力する。したがってコイル電流は、瞬低補償動作後、707 A になっている。その後、交流損失が問題にならない程度にゆっくりと充電する。

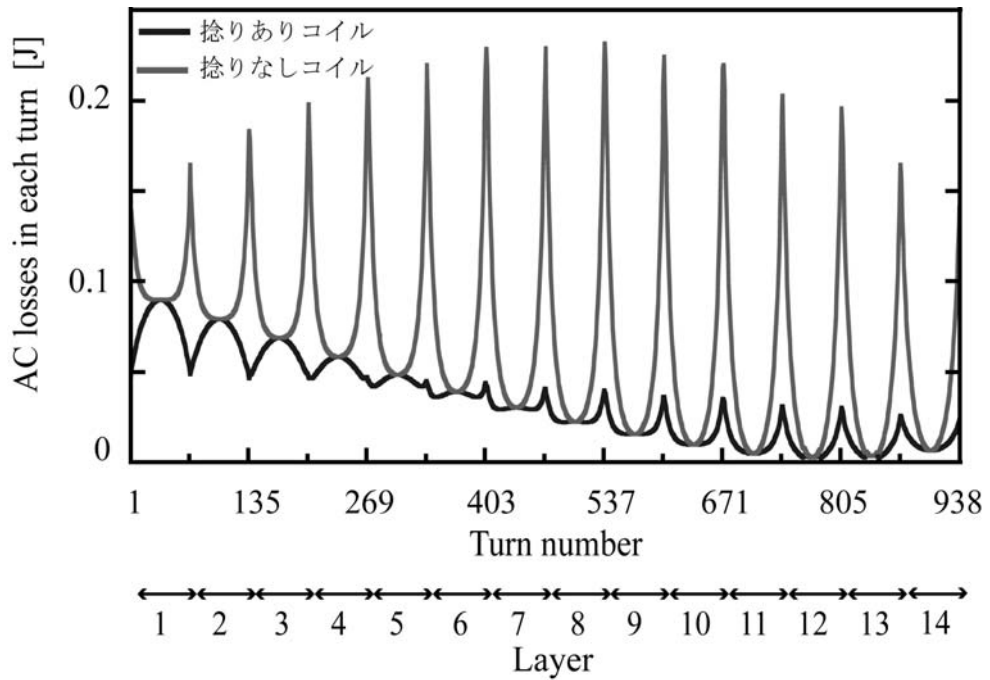
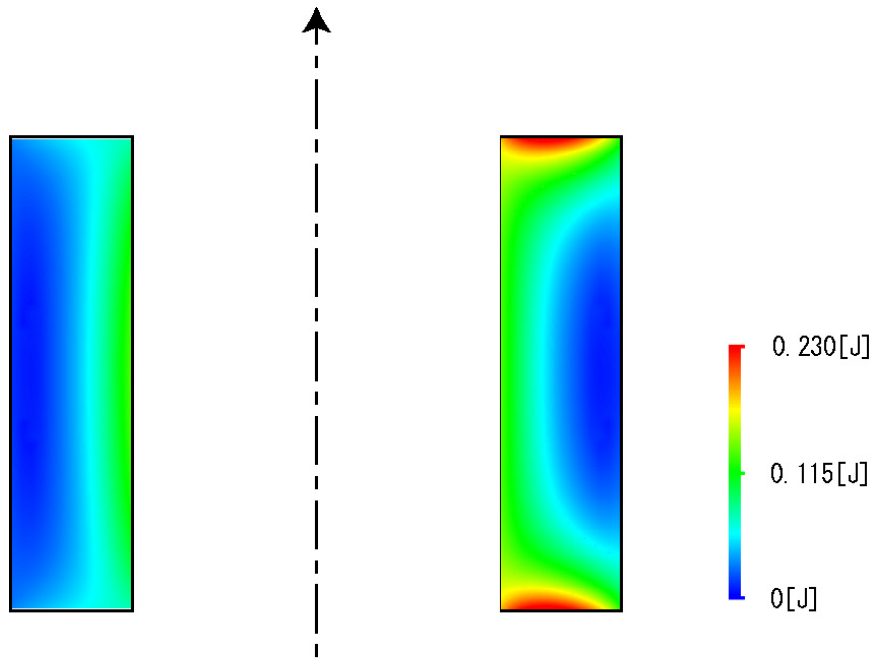


図2.8 コイル内の交流損失分布：黒線で示す結果が、捻り巻線法によって巻線した捻りありコイルの交流損失分布で、灰色線で示す結果が、捻り巻線法を用いずに通常の巻線を行った捻りなしコイルである。局所的な損失低減効果は、最大80%の低減であり、コイル全体の損失低減効果は、約50%低減である。縦軸は、1秒間の放電中に発生した単位体積当りの交流損失値を、そのターンの体積で体積積分した値である。



捻りありコイル

捻りなしコイル

図 2.9 100 kJ コイルの損失分布図：左の「捻りありコイル」が捻り巻線法を用いて巻線したコイルで、右の「捻りなしコイル」が捻り巻線法を用いない通常の巻線をしたコイルである。カラーバーは、交流損失の大きさを表していて、数値は、放電中の 1 秒間に発生した単位体積当りの交流損失値を、そのターンの体積で体積積分した値である。

2.3.2 コイルの温度上昇

以上の結果を基に、コイル内の各ターンの上昇温度を計算した。ここでは、導体のみの比熱を考慮した計算を行った。すなわち、導体からスペーサーへの熱拡散を考えない断熱条件である。実際のコイルには、スペーサーや含浸材、コイルボビン材などの構造材が導体のほかにもあるので、これらの構造材へ導体から熱が拡散する。また、コイル内では導体に印加される横磁界が導体軸方向に沿って変化するため、導体軸方向に沿って交流損失も変化する。このため、導体軸に沿った熱伝導によって導体の上昇温度が影響を受ける。コイル内で最も大きな交流損失が発生する場所では、この熱伝導により上昇温度が抑えられる。以上のような理由から、実際のコイルでは、ここでの計算結果よりも上昇温度は小さくなると考えられる。したがって導体のみを考慮した計算でコイルがクエンチしなければ、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルが実現できることになる。

本導体は、超伝導ラザフォードケーブルとアルミニウムから構成されている。主として、このラザフォードケーブルで交流損失は発生する。このため厳密には、ラザフォードケーブルとアルミニウムには温度差が生じる。しかしながらここでは、下記の点を考慮してその温度差を無視した。導体断面の熱拡散には、ラザフォードケーブル断面の熱拡散時定数や、アルミニウム断面の熱拡散時定数、アルミニウムと導体との接触熱抵抗が関係する。10 K以下では、物質の比熱は非常に小さくため熱拡散率は大きい。このため導体の断面寸法と熱拡散率から導体のおおよその熱拡散時定数を求めると、約 10^{-4} 秒以下となる。また、アルミ押し出し導体であることから、ラザフォードケーブルとアルミニウム間の接触熱抵抗は充分小さいと考えられる。したがって、本研究で想定している瞬低補償動作としての1秒間の放電中には、導体内はほぼ一様に温度上昇すると考えられる。

最も興味があるのは、コイル内の最大の損失が発生するターンの到達温

度である。この場所の到達温度が電流分流温度よりも低ければコイルはクエンチしないと言える。初期温度を 4.5 K とした場合の到達温度を表 2.3 に示す。捻りありコイルでは 6.7K となった。電流分流温度は 8.2 K であるので、本コイルは安定にパルス運転が可能であることがわかる。また、捻り巻線法を用いない場合には、コイル両端部での発熱が大きいため到達温度が 8.2 K に達し、クエンチすることがわかる。このように、捻り巻線法を用いることで、伝導冷却型の低温超伝導パルスコイルが実現できることを理論的に明らかにした。

2.3.3 捻り角度の許容誤差

捻り巻線法を用いたコイルでは、巻線中に捻り角に誤差が生じる可能性がある。その場合に交流損失がどの程度増加するかが重要である。本項では、捻り角の誤差の影響について検討した結果について説明する。

最適な捻り角度からコイル内で一様に誤差が生じたとして計算を行った。計算結果を図 2.10 に示す。縦軸は交流損失で、横軸はコイル全体に渡る捻り角誤差である。実線は捻り巻線法を用いた捻りありコイルの損失である。最適な捻り角で巻線できた場合の計算値を四角印のプロットで示している。点線は通常の捻りなしコイルの場合の計算値で、横軸に無関係に一定値とした。アルミニウムの渦電流損失とヒステリシス損失、素線内結合損失は、捻り角度に依存しない損失成分である。それぞれ灰色部、密な斜線部、疎な斜線部で示している。捻りありコイルの損失値は、捻り角誤差の増大とともに増加するものの、コイル全長に渡って 8 度の誤差がある場合でも、最適な捻り角で巻線した場合の損失値に対して 10%未満の増加に抑えられている。このことから、捻り角度の誤差は問題にならないことがわかる。

表2.3 コイル内の最高到達温度

| | |
|---------|-------|
| 捻りありコイル | 6.7 K |
| 捻りなしコイル | 8.2 K |
| 電流分流温度 | 8.2 K |

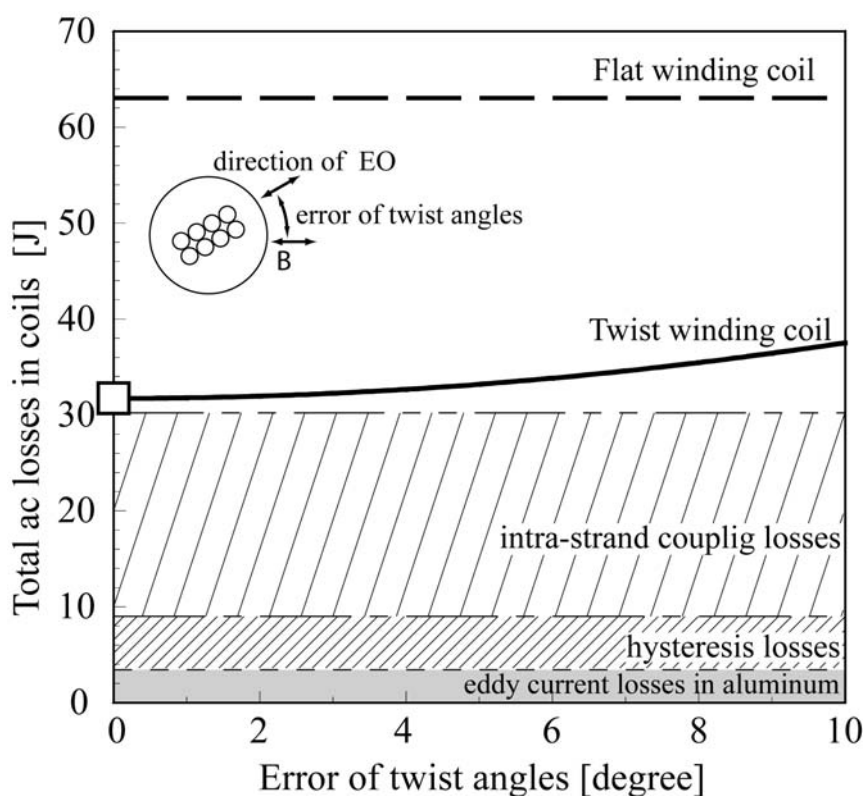


図 2.10 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの交流損失へ及ぼす捻り角誤差の影響：捻りありコイルの計算結果は実線で示す。捻り角誤差は、最適な捻り角度からの誤差であり、コイル全長に渡り同じ誤差があるとした。捻りなしコイルの交流損失値を点線で示す。縦軸はコイル全体で発生する交流損失値である。四角印は最適な捻り角での交流損失を示す。捻り角度に依存しない、アルミニウムの渦電流損失とヒステリシス損失、素線内結合損失を、それぞれ灰色部、密な斜線部、疎な斜線部で示す。

2.3.4 巻線機

本項では、捻り巻線を行うために開発した巻線機について説明する。

巻線機の構成を図 2.11 に示す。また、開発した巻線機の外観写真を図 2.12 に示す。巻線機は 3 つのパーツで構成されている。すなわち、A：導体送り出し部、B：張力印加及び捻り部、C：コイル巻取り部である。導体に捻りを加える時には、図 2.11(b)のように、導体軸周りに A、B 両方を同時に回転させる。この回転角は、コイル巻取り部(C)の捻り角度が所定の角度になるように決める。コイル巻取り部の捻り角度は次のようにして求める。まず、B、C の間の複数個所（図 2.11 では、“sensors”と記した 2ヶ所）で、導体表面の溝（図 2.2 参照）の位置を近接センサーを用いて検出することにより、その場所の導体の捻り角度を測定する。次に、この捻り角度は、コイル巻き取り部から捻り角度検出地点までの距離の一次関数で表されるとし、コイル巻取り部の捻り角度を求める。本巻線機は、これらの処理を自動で行うようにプログラミングされている。その詳細は本論文の趣旨ではないので省略する。

2.3.5 高熱伝導層間スペーサー

伝導冷却型コイルに必要な熱伝導を確保するために、コイルの層間スペーサーとして、高い熱伝導率をもつダイニーマ®FRP（Dyneema® FRP、以下 DFRP と呼ぶ）とリッツ線を使用した。

まず DFRP について説明する。ダイニーマ®繊維は、高分子材料でありながらステンレスなみの高い熱伝導率をもつ材料である [49]。膨張係数が負の材料であるため、ダイニーマ®繊維をエポキシ樹脂で含浸した DFRP を超伝導マグネットの巻線ボビンとして使用することもある。この DFRP

は、高伝熱特性をもった高強度電気絶縁材料として使用できる。今回は特に、層間の熱伝導率を向上させて、層間の温度差を小さくする目的で使用した。したがって、コイル半径方向と軸方向がダイニーマ®の繊維方向になるように、DFRP スペーサーの作製を行った。またスペーサーと導体間には接触熱抵抗が存在すると考えられるが、DFRP が半径方向に膨張することによって、この接触熱抵抗の低減への寄与も期待できる。DFRP スペーサーには、導体の位置固定用の役割もある。DFRP スペーサーは、図 2.13 に示すように、半円状の溝をもつように加工したものである。導体を捻りながらこの溝に乗せて巻線した。巻線時には導体にテンションが加わっているため、導体が溝に乗った時点で捻り角度が固定される。こうすることで、コイル内での導体の位置と捻り角度を正確に決められるようにした。

次にリッツ線について説明する。リッツ線は、高周波用導体として市販されている銅編素線である。今回使用したリッツ線は、直径 0.1mm の絶縁された銅素線（被覆込みで直径 0.133mm）65 本を撚り線とし、さらにそれを 5 本編んだものである。リッツ線のパラメーターを表 2.3 に示す。このリッツ線を 2~4 本並べ、カプトンテープでラッピングしたものをスペーサーとして使用した。図 2.13 はリッツ線 3 本をラッピングした状態のものである。リッツ線は、コイル軸方向への熱伝導率を高め、同一層内のターン間の温度差を均一化する役割と、冷凍機 2nd ステージに冷却パスとして接続され、コイルを冷却する役割を持っている。

2.3.6 コイル巻線

本コイルは、高熱伝導スペーサーをコイル層間に入れながら、専用の捻り巻線機を用いて巻線された。ここでは、スペーサーとリッツ線と導体の配置について説明する。まず、図 2.15 に示すように、DFRP スペーサーとリッツ線を GFRP 製のコイルボビンの表面に並べた。このとき、DFRP ス

スペーサーとリッツ線は、コイル周方向に 1 層 48 本ずつ交互に配置した。導体は、これらのスペーサーを 1 層分並べた後、そのスペーサーの上に捻りながら巻線した（図 2.16 参照）。この時、DFRP スペーサーの半円状の溝に導体が位置決めされるようにした。この作業を 14 層分繰返し、スペーサーは、最外層の導体の外側までの計 15 層配置した。また、リッツ線はコイルのつばから図のように引き出し、冷凍機の冷却ヘッドに接続した。

実際の巻線中のコイルの写真を図 2.17 に示す。これは、9 層目の巻線途中の様子である。白く細長い棒のようなものが DFRP スペーサーである。DFRP スペーサーと交互に並んでいる茶色いものがリッツ線である。リッツ線は、緑色の GFRP コイルボビンから左右に引き出されている。DFRP とリッツ線の上に、黄色く見える導体が整然と並んで巻線されている。導体が黄色く見えるのは、カプトンテープが絶縁のためにハーフラップ巻きされているためである。コイルボビン右側から引き出されている 2 本の導体は、導体接続のためにコイルボビンから引き出したものである。この導体接続は、導体のアルミニウムを剥ぎ取り、内部のラザフォードケーブル同士を半田接続した。この際、銅のプレートで接続部を圧縮した。

巻線が終了したコイルの写真を図 2.18 に示す。巻線したコイルは、外側を GFRP 製の筒で覆い、エポキシ含浸した。コイルの外側に引き出されたリッツ線束は、写真のように 30 本ずつ束ねて、端を圧着端子で固定した。

2.4 パルスコイルの構成

巻線を完了してエポキシ含浸まで行ったコイルは、電流リードや冷凍機、輻射シールド等と接続し、伝導冷却型コイルとして組み立てた。組立図を図 2.19 に示す。組み立て後の外観写真を図 2.20 に示す。

開発した伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの構成について説明する。

コイルを熱伝導で冷却する冷凍機には、図 2.19 に示すように配置した 2 台の GM 冷凍機を使用した。冷凍機の冷却能力は、2 台で、1st ステージは 120 W@50 K、2nd ステージは 3 W@4 K である。冷凍機の 1st ステージには、高温超伝導電流リードの高温側と輻射シールドを接続し、それぞれ温度を約 50 K に保つようにした。2 台の冷凍機の 2nd ステージは銅プレートに接続し、その銅プレートに、リッツ線を束ねた圧着端子と高温超伝導電流リードの低温端を接続した。電流リードと冷凍機は、熱伝導を確保しながら電気絶縁するために、窒化アルミのプレートを接続部に挿入して接続した。この接続面にはインジウム箔とアピエゾングリースを用いて、接触熱抵抗が小さくなるようにした。

電流リードは、銅リード部（室温から冷凍機 1st ステージまで）と高温超伝導リード部（1st ステージから冷凍機 2nd ステージまで）で構成した。銅部は、錫メッキされた撚線を用い、端子部には銀メッキを施した。この端子間の接続抵抗を低減するために、端子間にインジウム箔を挟んでボルト締めした。高温超伝導リード部の熱抵抗を大きくするために、3%金入り銀合金をシース材にもつ Bi-2223 多芯テープ線材を使用した。この線材 28 枚を使って 3 本の積層導体とし、安定化材の役割を持つ SUS304 製の板の溝にこれをはめ込みハンダ付けした。この高温超伝導電流リードには、コイルからの漏れ磁界が 0.2 T 程度加わる。Bi-2223 テープ線材の幅広面に垂直にこの漏れ磁界が加わると、テープ線材の臨界電流が大きく低下する。そこでこの漏れ磁界が、テープ幅広面に平行に加わるように電流リードを配置した。

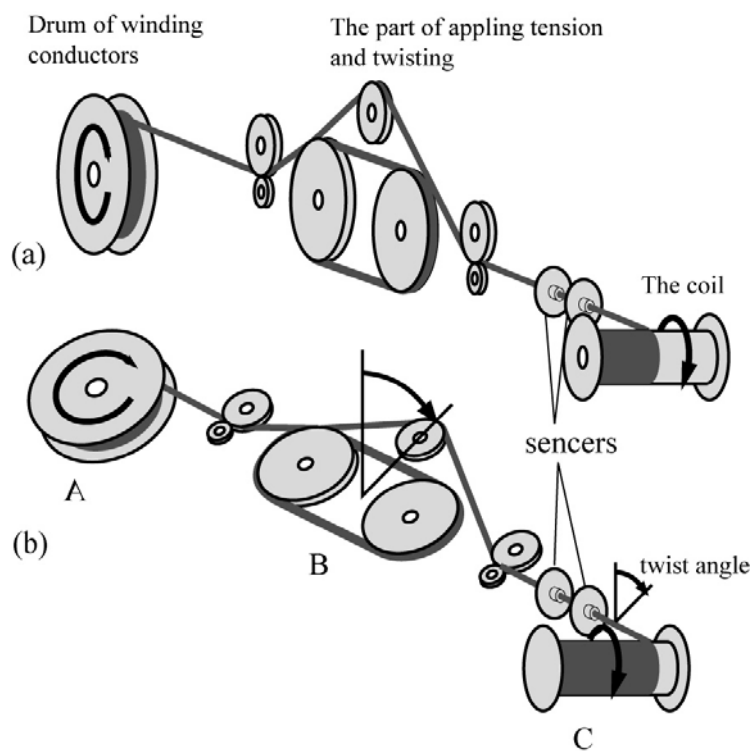


図2.11 巻線機による超伝導導体の捻り角制御方法：Aは導体送り出し部、Bは張力印加及び捻り部、Cはコイル巻取り部である。BとCの間に角度センサーを設置し、そのセンサーの位置とその位置で検出された捻り角度からコイルに巻き取られた位置での捻り角度を推定する。

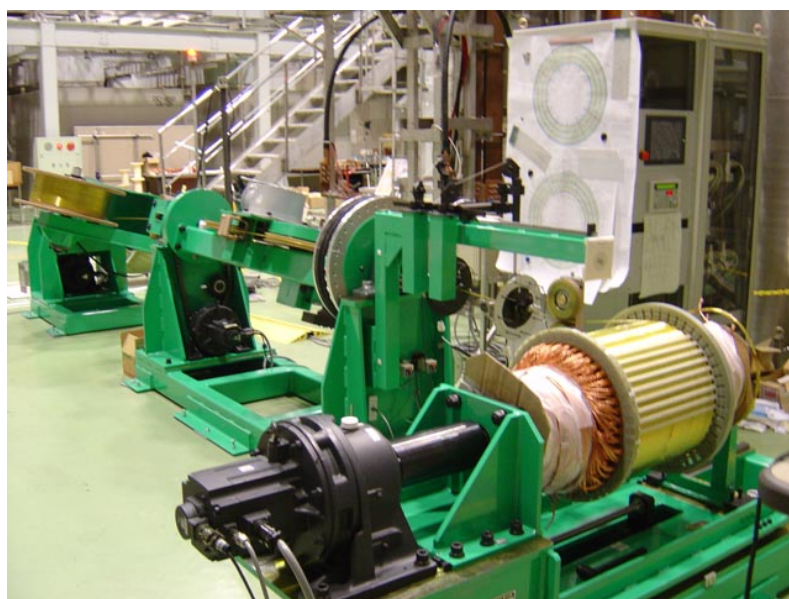
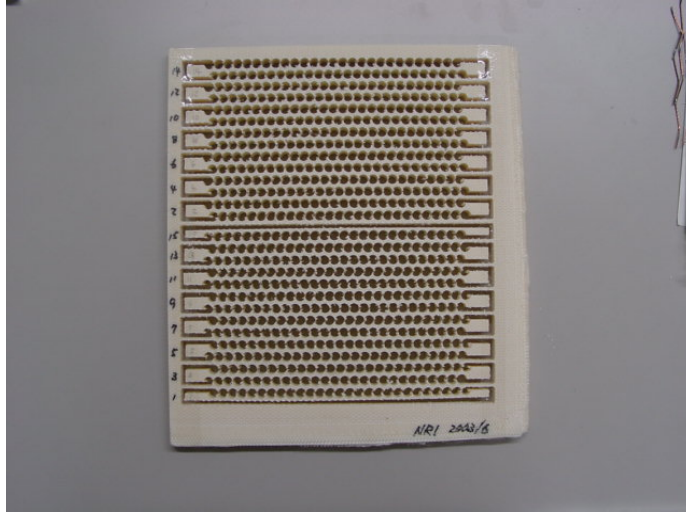
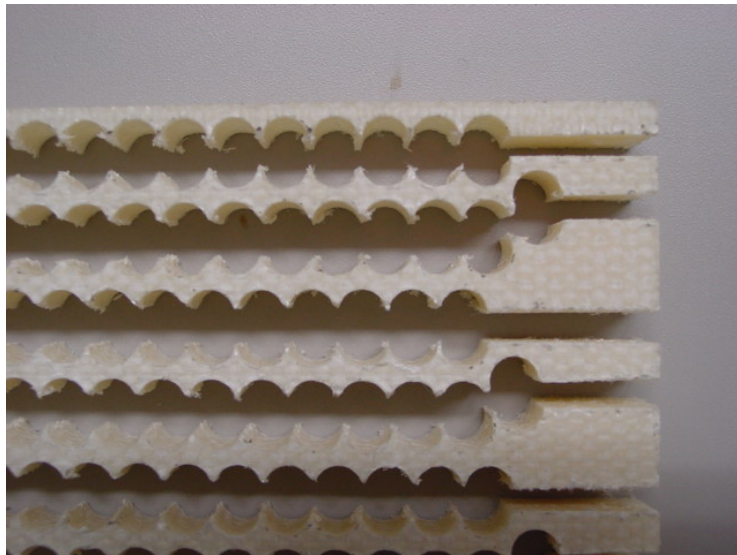


図 2.12 巻線機の外観



(a) 導体の位置に合わせて直径 6 mm の穴を開けた DFRP 板の全体図



(b) 一本ずつに加工された DFRP スパースの拡大図

図 2.13 DFRP スパース : DFRP スパースは、(a)に示すように、厚み 10 mm の DFRP の板に、直径 6 mm の穴を導体の位置に合わせて開けた後、(b)のように切断して、各層に入るスパースを作製した。

表 2.3 リッツ線のパラメーター

| | |
|--------|----------------|
| 平編み線 | |
| 厚さ×幅 | 1.7 mm ×4.3 mm |
| 束本数 | 5 本 |
| 撚りピッチ | 50 mm |
| 絶縁破壊電圧 | 1.1 kV |
| 束線 | |
| 撚りピッチ | 40 mm |
| 本数 | 65 本 |
| 素線 | |
| 仕上外径 | 0.113 mm |
| 絶縁皮膜厚 | 0.0065 mm |
| 導体径 | 0.100 mm |



図 2.14 スペーサー（リッツ線）

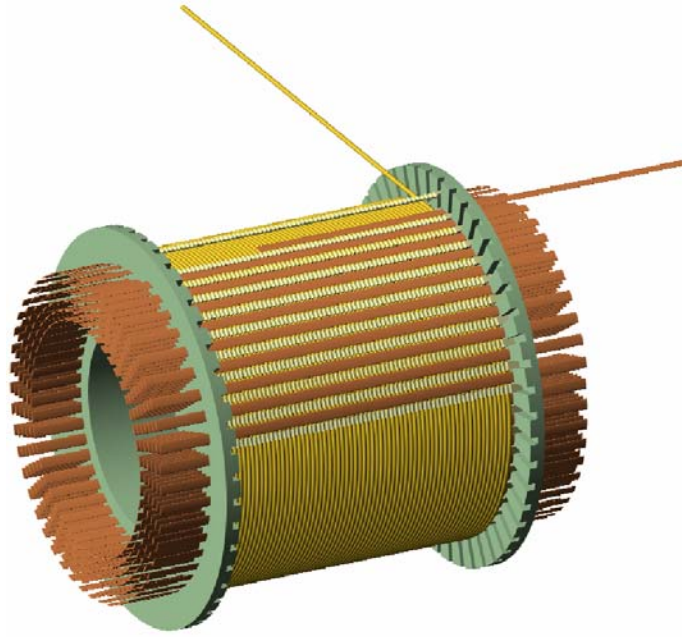


図 2.15 ダイニーマ®FRP とリッツ線の配置

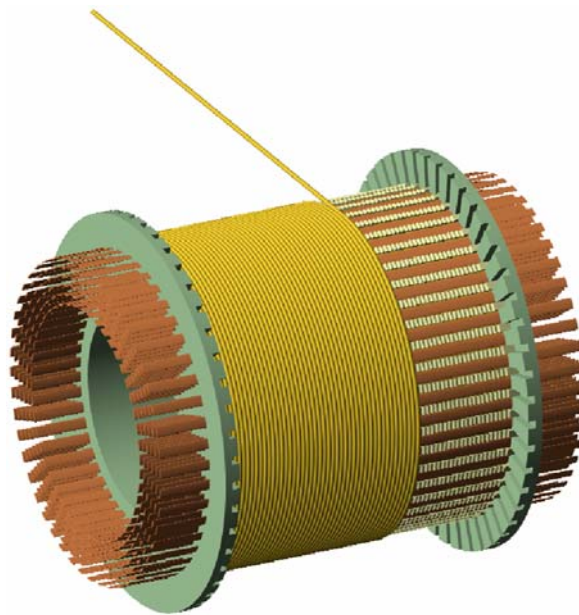


図 2.16 コイルの構成

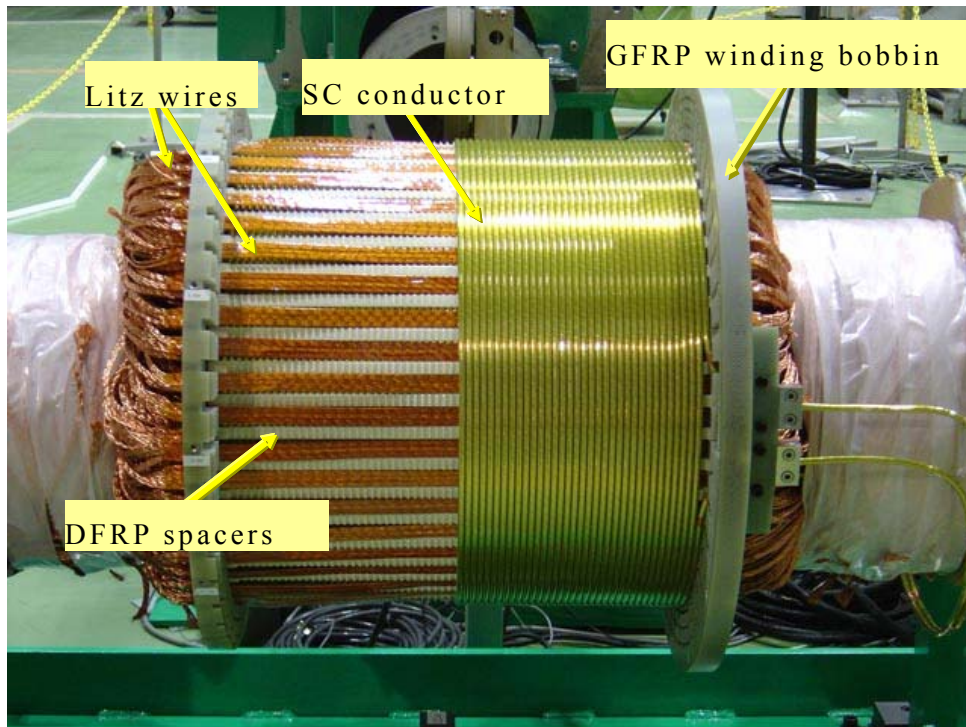


図 2.17 巻線中の 100 kJ コイル

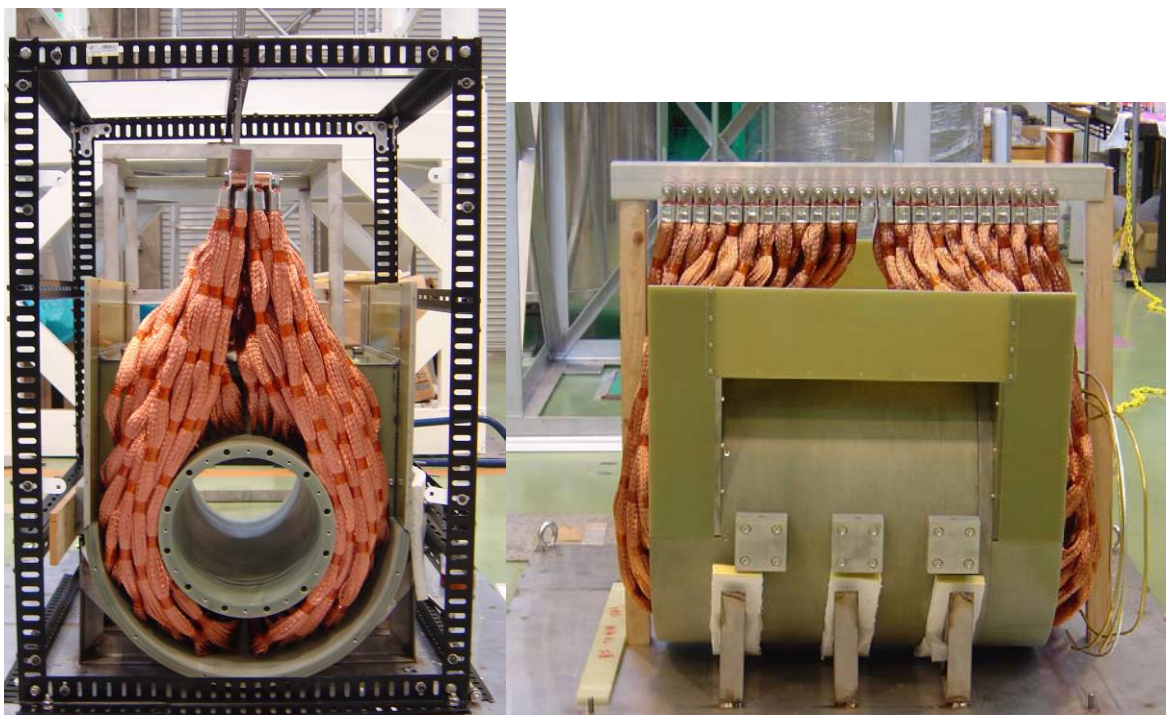


図 2.18 巻線完了時の 100 kJ コイル

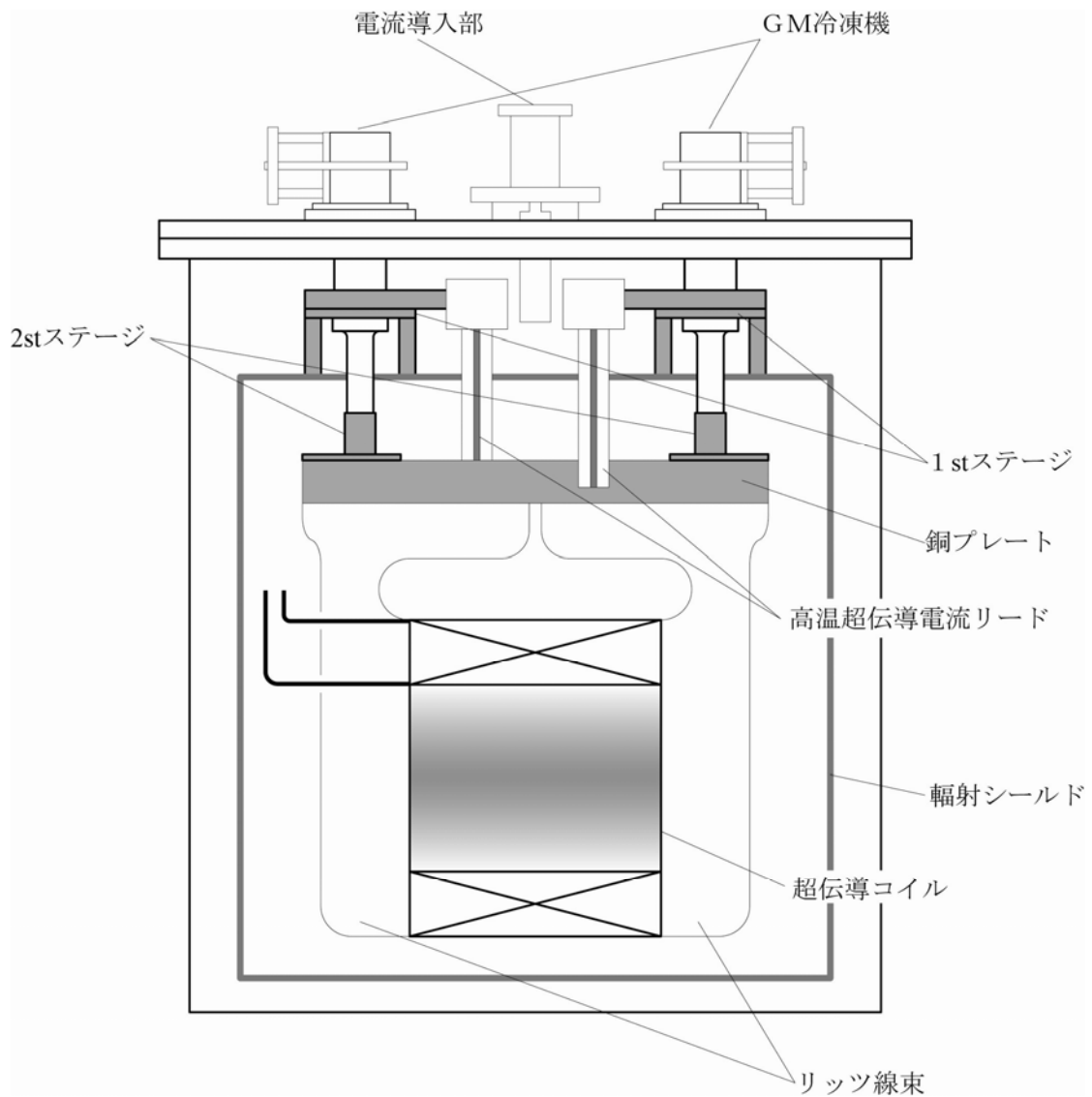


図 2.19 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの構成：冷凍機は 2 台で、その 2 台の冷凍機 2nd ステージに銅プレートを接続し、その銅プレートにリッツ線束を圧着端子で接続した。この銅プレートには、電流リードの低温端も接続されている。電流リードと銅プレートは、電気絶縁のために、窒化アルミ製のプレートを介して接続した。

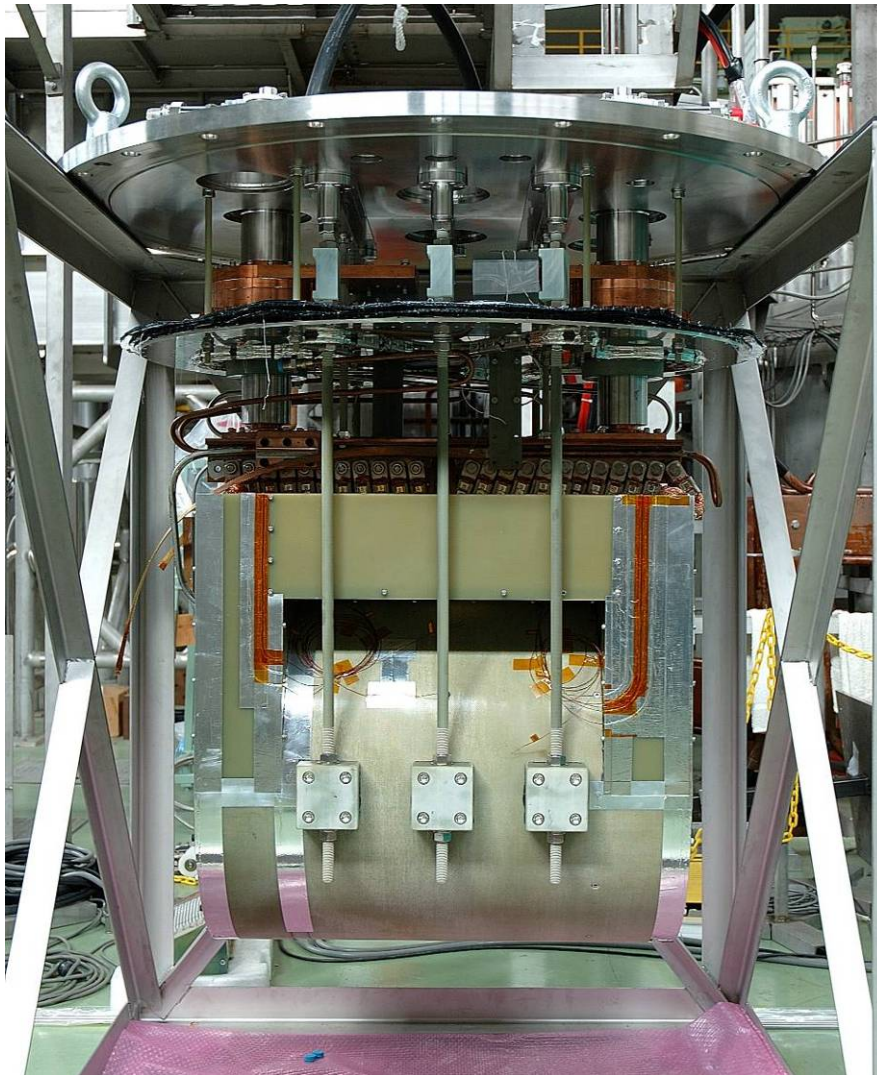


図 2.20 組み立て後の 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイル

2.5 パルスコイルの冷却・励磁試験

作製した 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの性能を評価し、その実現性を実証するために、冷却試験と励磁試験を行った。本節では、冷却試験・定格通電試験・過電流通電試験・三角波連続通電試験・遮断試験の結果について述べる。最後の遮断試験が、瞬低補償を想定したパルス運転に相当するので、常伝導領域の発生なしにこの試験が達成できるかどうか重要である。

2.5.1 試験時の温度計測

まず、コイル温度を試験時に測定するためのセットアップについて説明する。試験中は、コイル内の複数個所の温度をセルノックス®温度計で測定した。その測定箇所を図 2.21 に示す。リッツ線にセットした CJ を除く温度計は、なるべく導体に近付くように、GFRP 製のコイルボビンに予め開けておいた穴から挿入してスタイクキャストで固定した。したがって導体と温度計の間には、カプトンテープとスタイクキャストが挿入された状態になり、そのために試験中の測定温度は、導体そのものの温度より低い温度になっていると考えられる（この、温度計の測定温度と導体との温度差については、4 章で詳細に検討する）。なお CE は、導体との間にダイニーマ®FRP が挿入されている。この他、冷凍機 2nd ステージの冷却ヘッドや 1st ステージの冷却ヘッド、電流リードの温度も測定した。

コイルをクライオスタットに入れた状態の写真を図 2.22 に示す。

2.5.2 冷却試験

コイルの冷却試験は 2 回行った。1 回目は、初期冷却時にのみ液体窒素

で強制冷却し、その後に冷凍機を起動して伝導冷却を行う、短時間冷却試験を行った。2回目は、冷凍機による伝導冷却のみで冷却する長時間冷却試験を行った。1回目の冷却試験で行った強制冷却は、リッツ線束を接続した銅プレートに、銅製のパイプを溶接して、そのパイプに液体窒素を強制的に流すことによって冷却するものである。

いずれの場合でも、コイル温度を4 K以下にまで冷却することに成功した。コイル内の温度差は0.1 K以内に抑えられており、本コイルの優れた伝熱特性を実証することができた。冷却に要した時間は、1回目の短時間冷却試験では約3日間、2回目の長時間冷却試験では約5日間であった。

短時間冷却試験時の冷却特性を図 2.23 に示す。まず、液体窒素による強制冷却を半日程行った後に、夜間のため一度停止し、その半日後に強制冷却を再開した。コイル温度が130 Kまで冷却された後に、GM冷凍機による伝導冷却に切り換え、その後2日間で4 Kまで冷却された。夜間に液体窒素冷却を停止したことを考慮すると、延べ3日間(液体窒素強制冷却：1日、冷凍機伝導冷却：2日)で冷却できた。

長時間冷却試験時の冷却特性を図 2.24 に示す。冷却開始から一定の傾きでコイル温度は下がっており、約5日間で冷却できた。

コイルが超伝導転移する時の抵抗変化を図 2.25 に示す。コイルの温度が約9 Kで超伝導転移している様子がわかる。

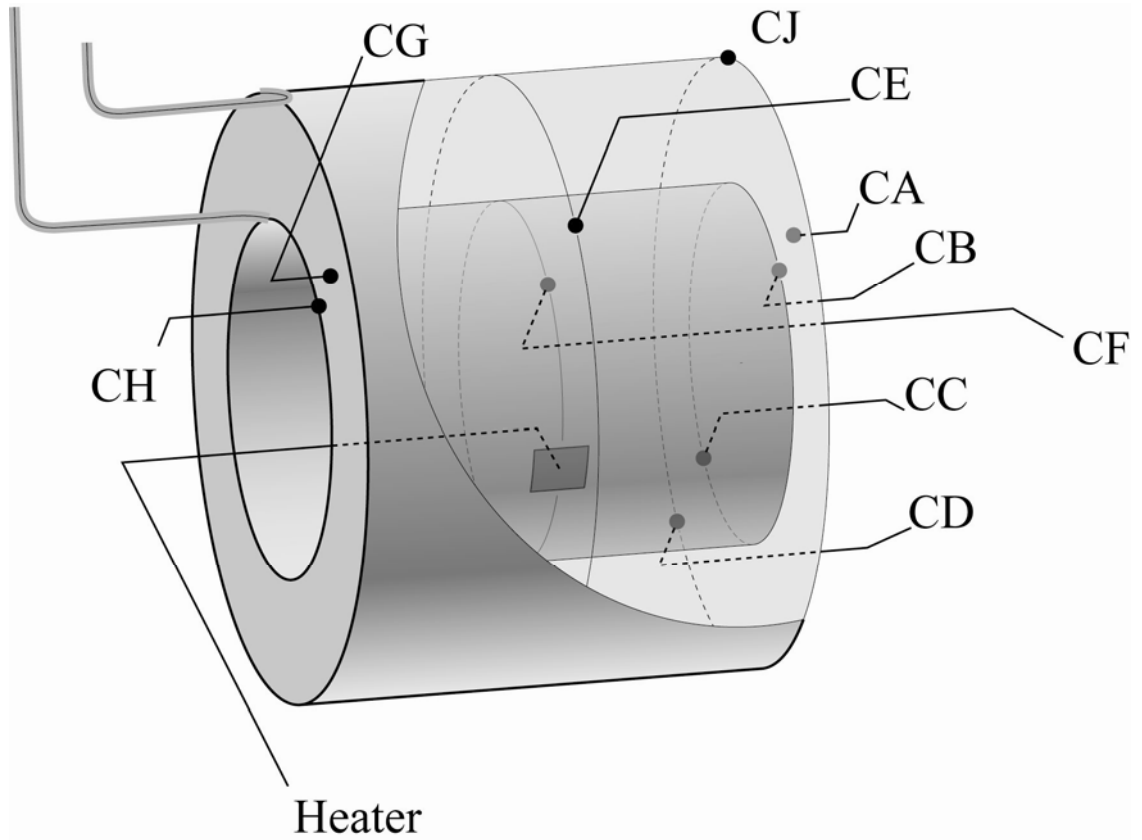


図 2.21 100 kJ コイルの温度計測位置とヒーターの設置位置：CJ 以外の温度計は、コイルボビンの GFRP に穴を開けてカプトンテープを介して導体になるべく近づくように設置した後、スタイクキャストで固定した。CJ は、リッツ線に直接貼り付けた。



図 2.22 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルのクライオスタット

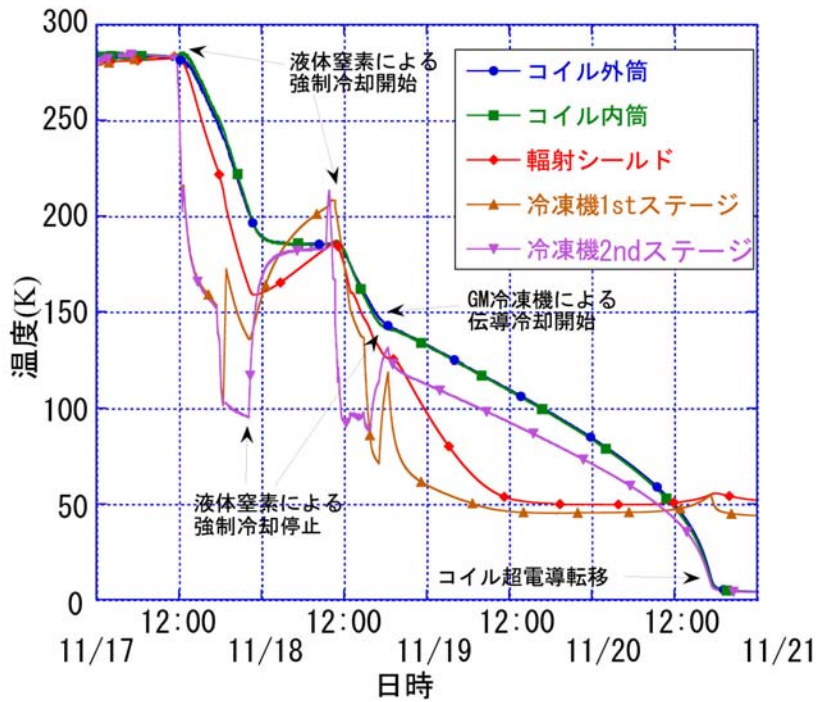


図 2.23 短時間冷却試験時の冷却特性：始めの2日間（夜間は停止）は液体窒素による強制冷却を行い、その後の2日間は、伝導冷却のみの冷却で、延べ3日間で冷却が完了した。

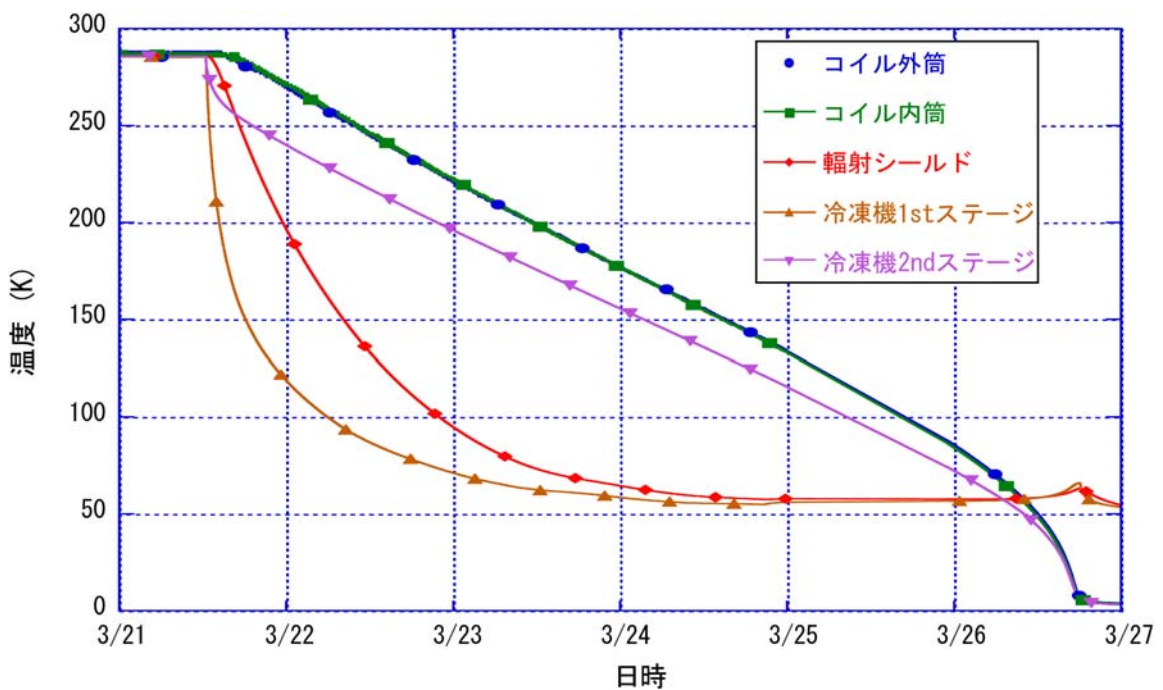


図 2.24 長時間冷却試験時の冷却特性：伝導冷却のみで冷却を行った結果で、約5日間で冷却が完了した

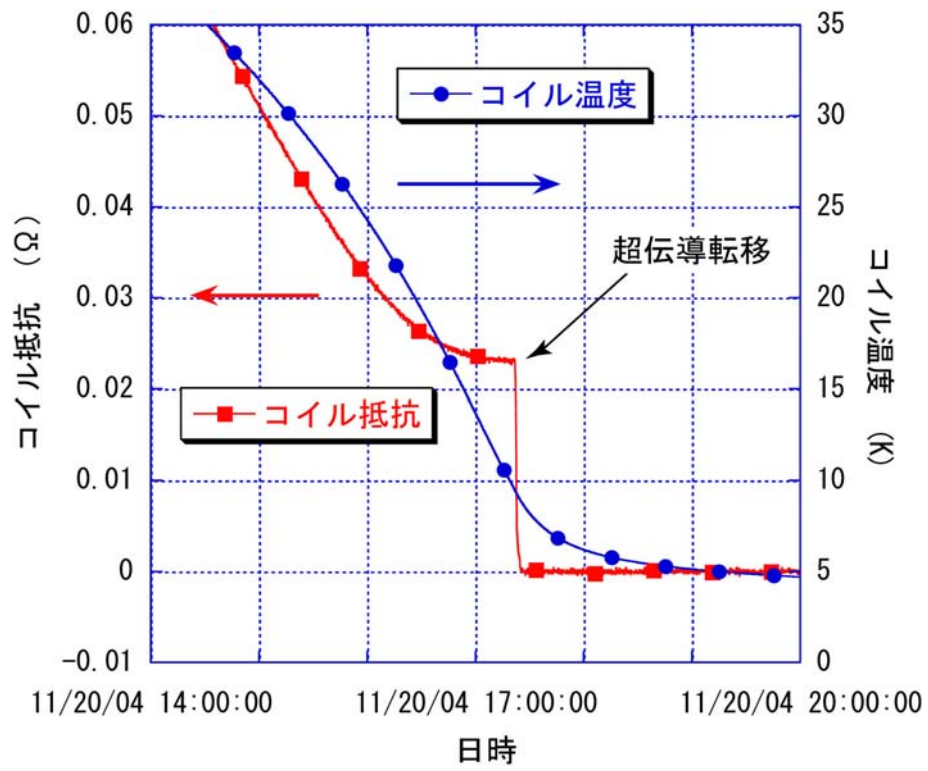


図 2.25 超伝導転移時のコイルの抵抗変化

2.5.3 定格通電試験

本コイルに定格電流 1000 A を通電した状態で 1 時間の連続運転を行い、直流連続運転の安定動作を確認した。この時の温度変化を図 2.26 に示す。励磁中に発生する交流損失によりコイルの温度が一端上昇しているものの、その大きさは約 0.1 K と小さく抑えられている。直流通電の状態になると、コイル温度は低下し、その後、冷凍機 2nd ステージの緩やかな温度上昇とともに、3.6 K から 3.7 K へ上昇した。この際、コイル内の温度差は一定に保たれており、またコイルから冷凍機 2nd ステージまでの温度勾配（リッツ線の温度勾配）も一定に保たれていたことから、コイルは定格連続運転を安定に行えることがわかった。全体の温度がゆっくり上昇しているのは、電流リードからの熱侵入によって、冷凍機 1st ステージの温度が緩やかに上昇しているためである。この温度上昇は、1st ステージへの熱侵入とその冷却能力が釣り合うところで飽和すると考えられるが、ステンレス製の輻射シールドが均温化するには、10 時間程度の時間が必要なため、飽和するまでには 1 日ほど通電を続ける必要がある。

2.5.4 過電流通電試験

コイル電流 1230 A (蓄積エネルギー 150 kJ) の過電流通電試験を実施し、この場合も安定に通電できることを確認した。その結果を図 2.27 に示す。10 A/s で励磁した後 1230 A を 5 分間通電し、再び 10 A/s で減磁した。励減磁中の交流損失 (16 J @ 123 s) によるコイルの温度上昇は約 0.15 K と低く抑えられている。直流運転では、コイルの温度は数分の時定数で冷却されており、1230 A の安定な通電保持に成功した。これは、定格を越える電流を通電してもエポキシ樹脂に大きなクラックなどが入ることなく、本コイルの伝熱特性が保たれていることを示しており、本伝導冷却型コイルの

高い安定性を実証することができた。

本コイルの励磁中には、交流損失による温度上昇の時間変化が励磁中と減磁中で異なるという、超伝導コイルの特徴的な現象も観測されている。この現象は次のように説明できる。すなわち、10 A/s 程度の励磁速度で発生する交流損失の主成分は、本コイルではヒステリシス損失であり、ヒステリシス損失パワーの時間変化が観測されているものと考えられる。超伝導フィラメントの臨界電流密度は磁場依存性をもつため、励磁時には、磁界の増加にともないヒステリシス損失パワーが低下し、温度上昇が上に凸の曲線になる。逆に減磁時には、磁界の減少に伴いヒステリシス損失パワーが増加し、温度上昇は下に凸の曲線になる。このように、伝導冷却型低温超伝導コイルでは、交流損失パワーをリアルタイムでモニタリングできる可能性があることもわかった。

2.5.5 三角波連続通電試験

励磁速度 50 A/s、減磁速度 -50 A/s、振幅 1000 A の三角波を連続通電し、定常的に交流損失が発生する状態でも安定に運転できることを確認した。その結果を図 2.28 に示す。この運転中に、交流損失は平均 1.7 W 発生するが、コイルの温度上昇は 1.1 K 以下に保たれていて、コイル内の温度差は約 0.2 K と均温化されている。冷凍機 2nd ステージの温度上昇も 0.65 K で収束しており、その結果リッツ線部で 0.45 K の温度勾配が発生していた。この試験の結果、本コイルが数 W の高い除熱性能をもっていることがわかった。

2.5.6 遮断試験

コイル電流 1230 A から遮断時定数 1.3 秒（定格 1 秒放電時の約 3 倍の

減磁速度)の高速電流遮断試験を実施し(時定数 1.3 秒での高速遮断時の交流損失は 212 J)、本コイルが定格を越えるパルス運転にも余裕をもって対応できることを確認した。その結果を図 2.29 に示す。コイル内の温度上昇は約 0.8 K であり、十分な余裕を持っていることがわかる。また、このときのコイル両端の発生電圧は、図 2.30 に示すように 179 V であり、コイルの電気絶縁の健全性を確認した。

遮断試験時に常伝導領域の発生がないことを、コイルのバランス電圧(バランス電圧は、コイル巻線導体の接続部に電圧端子を取り付け、そこを中点とし、巻始め側の電圧 V_A と、巻終わり側の電圧 V_B の差を測定したものである。)の観測結果から示す。バランス電圧の観測結果を図 2.31 に示す。遮断開始直後にスパイク電圧が観測されている。これは、コイルの誘導電圧等をキャンセルするためのバランスが崩れることによるものであると考えられる。その理由は、コイルがソレノイドコイルであるために、コイルの巻き始め側と巻き終わり側とでは回路定数が異なり、そのために速い成分の誘導電圧に差が生じることや、遮断時に導体等に流れる遮蔽電流の影響などである。もし局所的な常伝導領域の発生による電圧とすると、その常伝導部の抵抗は約 $150 \mu\Omega$ となる。このときの通電電流が約 1000 A であるため、約 150 W 発熱していることになり、常伝導部はさらに広がるはずである。しかしながら観測したバランス電圧は、通電電流の減衰よりも速い 0.1 秒以下の時定数で減衰しており、常伝導領域の発生ではないと考えられる。したがって、定格減磁速度の 3 倍という高速の遮断を行っても、常伝導部の発生は観測されておらず、本コイルのパルス運転時の高い安定性が実証されたことになる。

遮断試験の結果から、定格パルス運転より厳しい条件でも安定に運転できることを示した。これは、導体で発生した交流損失による発熱が、導体以外のスペーサーやコイルボビン、含浸材等に、1 秒程度の短い時間で素早く拡散していることを示している。これは図 2.32 に示すように、コイ

ルの構成部、銅及びアルミニウムは、10 K 以下の低温で高い熱拡散率を有するためであると考えられる。特に、巻線間を充填したエポキシ樹脂や GFRP でさえ 10 K 以下の低温ではステンレスと同程度の高い熱拡散率を持っている。コイル構成部材に熱が拡散するおおよその時間を求めるために、等価熱拡散時定数を (部材の厚さ)²/熱拡散率 と定義し、その計算結果を図 2.33 に示す。ここで、リッツ線 (Cu) の平均長さを 1 m、コイル 14 層分の導体のアルミニウム部の厚みを 84 mm、層間のエポキシ及び GFRP ボビン部の厚みを 10 mm とした。コイルの各構成部材の等価熱拡散時定数は、4 K 付近では 1 秒程度となる。このことから、コイル内部が均温化する時間、及びリッツ線を介して冷凍機 2nd ステージまでが均温化する時間は、ともに数秒程度であることが理論的にも示された。これらのことから、本コイルは、特に 10 K 以下の極低温では、数秒程度で発熱を除去できる高い除熱性能を持っていることが分かった。なお、時定数が数秒程度の高速度の熱拡散は、10 K 以下の極低温のみで現れる特長であり、液体窒素温度では等価熱拡散時定数が数 100～数 1000 秒程度に悪化してしまう。

2.6 結論

本章では、低損失性と高安定性を両立した伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを開発するために提案した、新しい捻り巻線方法と、その巻線方法に適した導体構造について説明した。そして、素線配置が規則正しい NbTi ラザフォードケーブルの周囲をアルミニウムで包み込んだ構造をもつ、断面外形が円形の試作導体と、その試作導体の短尺サンプルについて行った結合損失測定、およびその測定結果と 2 次元有限要素法による解析結果を比較して求めた素線間接触面抵抗について述べた。さらに、本導体を巻線導体として、捻り巻線法を用いて巻線した伝導冷却型コイルが、瞬低 SMES を想定したパルス運転に対応できるかどうかについて理論的な検討を行

った。そして実際にコイルを作製し、その冷却・励磁試験まで行った。得られた結論は、以下の通りである。

(1) 試作導体は、内部のラザフォードケーブル幅広面に平行な方向に変動横磁界が印加された時に、低損失性と高安定性を両立できることを明らかにした。

(2) この導体と捻り巻線法を使ってコイルを作製することによって、伝導冷却型低温超伝導コイルでも、瞬低 SMES に必要な 1 秒放電が可能であることを理論的に示すとともに、実際に作製したコイルの励磁試験を行ってそのことを実証した。さらに作製したコイルが、定格を越える運転にも余裕を持って対応できること、発生する交流損失が数 W 程度の連続パルス運転も可能であることを確認した。

(3) 作製した伝導冷却型コイルが優れた除熱性能をもつのは、コイルの構成部材が 10 K 以下で高い熱拡散率をもつことによって、高速で熱拡散するためであることを理論的に示した。

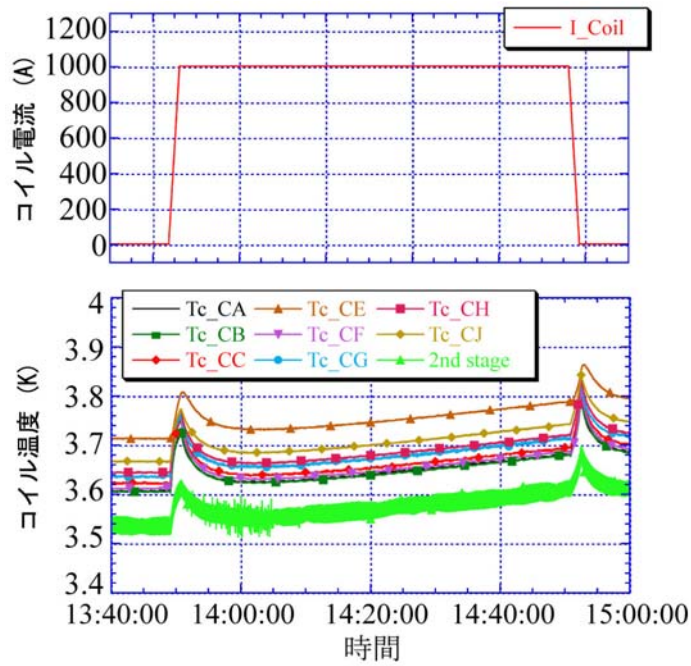


図 2.26 1000 A 定格電流の 1 時間連続通電試験

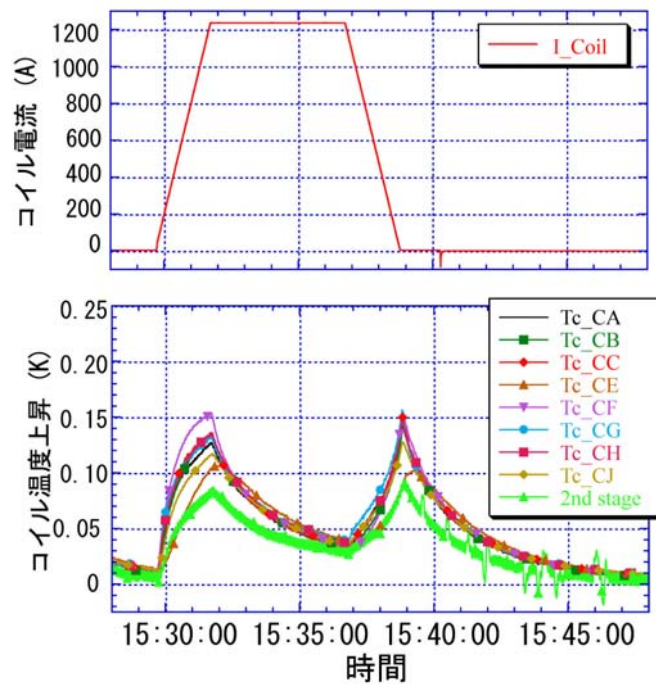


図 2.27 1230 A の過電流通電試験：励減磁時に発生する交流損失によってコイルの温度が上昇しているのが観測されている。この上昇温度の時間変化が、励磁時と減磁時で異なるのは、超伝導フィラメントの臨界電流密度の磁界依存性に伴う、ヒステリシス損失パワーの磁界依存性が観測されているものである。

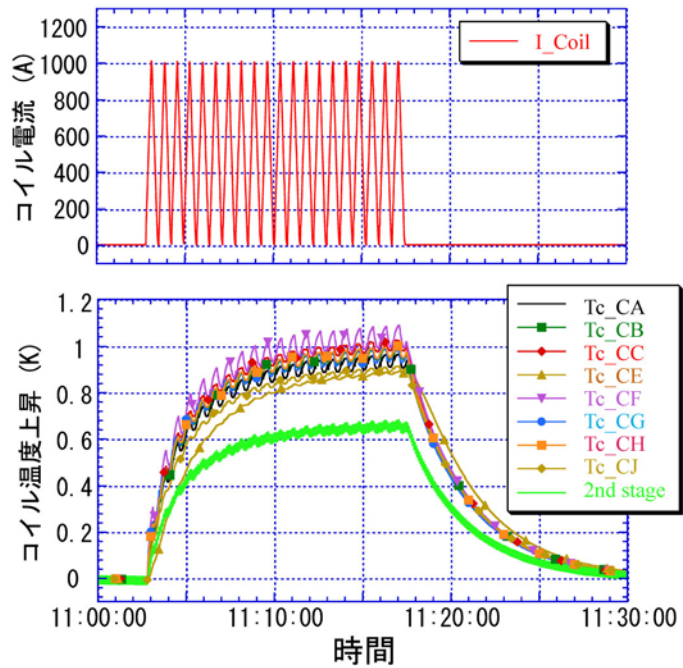


図 2.28 三角波連続通電試験：振幅は 1000 A で、励磁速度は 50 A/s。コイルの温度が平衡状態に達している。

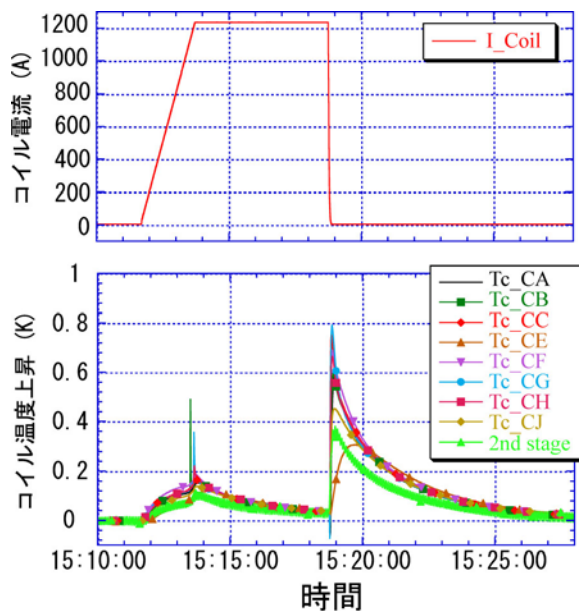


図 2.29 1230 A からの高速遮断試験：コイルの温度上昇を示した。遮断前のコイルの温度は、3.5~3.6 K であった。

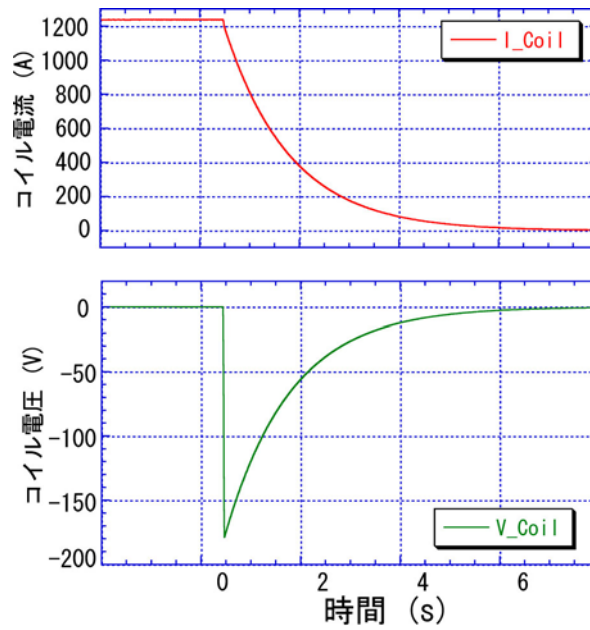


図 2.30 高速遮断試験時のコイルの通電電流と電源電圧：コイル両端電圧に異常は観測されておらず、電気絶縁の健全性が確認できる。

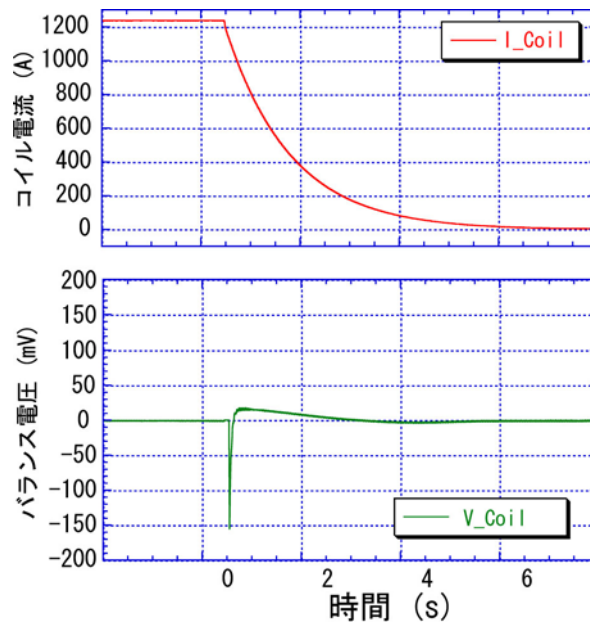


図 2.31 高速遮断試験時のコイルの通電電流とバランス電圧：赤がコイルの通電電流で、緑がバランス電圧である。バランス電圧の測定に使用した中点は、導体接続部に取り付けた。

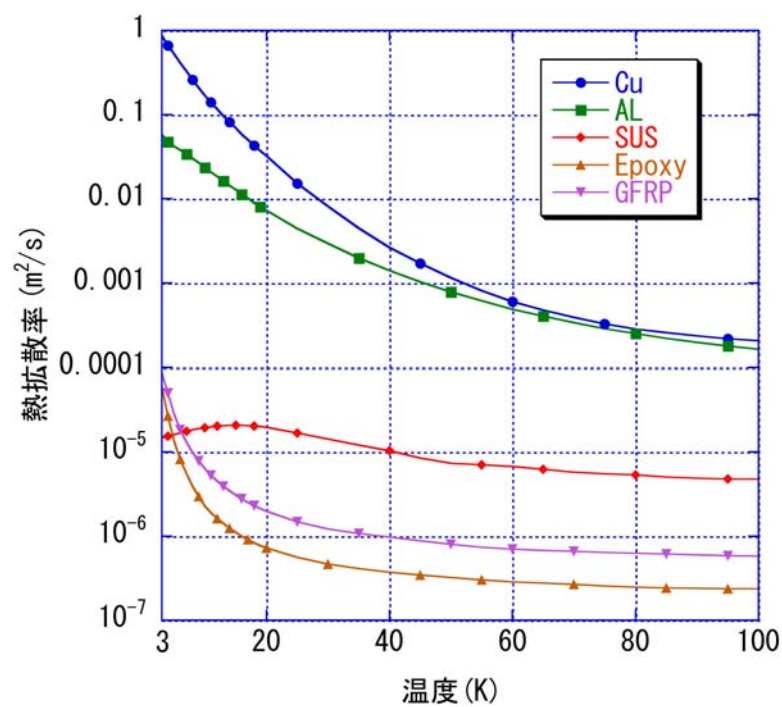


図 2.32 コイル構成材料の熱拡散率の温度依存性

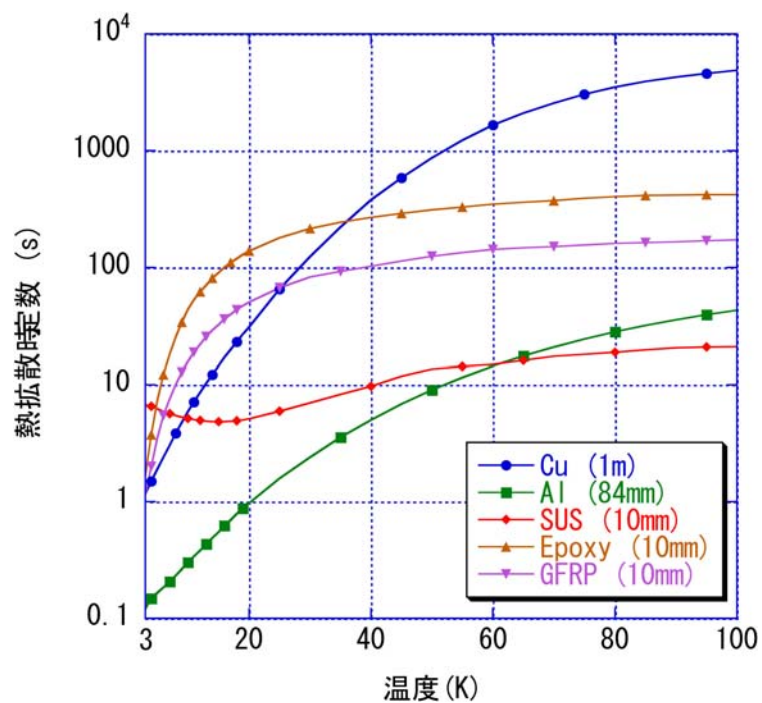


図 2.33 コイル構成部材の等価熱拡散時定数

第3章 100 kJ級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの交流損失評価

本研究では、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを開発するために、高い安定性を確保したまま交流損失を低減することのできる捻り巻線法を用いてコイルを作製した。本章では、本パルスコイルが予測どおりの低交流損失特性を達成しているかどうかを検証し、捻り巻線法の効果を実証した結果について述べる。具体的には、伝導冷却型低温超伝導コイルの交流損失を評価するために見出した新しい損失評価方法について説明し、本パルスコイルの三角波連続通電試験中の交流損失を、その方法を用いて評価した結果について述べる。次に、得られた結果から結合損失を求めた結果について述べる。

3.1 三角波連続通電試験中の交流損失の評価方法

本節ではまず、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの交流損失を評価するために見出した新しい損失評価方法について説明する。本パルスコイルの損失評価のために、新しい評価方法を用いる理由は、大型の超伝導コイルの交流損失測定によく用いられる「蒸発法」[50,51]や「エンタルピー法」[52,53]は、冷媒を必要とするため伝導冷却型コイルには採用できないからである。(蒸発法は、浸漬冷却型の超伝導コイルで用いられる方法で、冷媒の蒸発量と潜熱から交流損失を評価する方法である。エンタルピー法は、強制冷却型の超伝導コイルで用いられる方法で、冷媒流路の入口と出口で冷媒のエンタルピーを測定し、その差から交流損失を評価する方法である。) また、電氣的な方法でも、コイル両端電圧に含まれる損失性の電圧が、誘導性の電圧の $10^{-4} \sim 10^{-3}$ と非常に小さいために[54]、電源に含まれるノイズに埋もれてしまい測定できない。

本研究で用いた新しい損失評価方法は、次のようなものである。すなわ

ち、充・放電を繰り返してコイルが定常的に発熱している時、冷凍機の 2nd ステージとコイルの温度が平衡状態に到達すれば、その時の冷凍機の冷却能力からコイル内の発熱を求めることができる。

以下、上述の新しい損失評価方法について詳細に説明する。伝導冷却型超伝導コイルの温度は、冷凍機 2nd ステージの熱負荷と、冷凍機 2nd ステージの冷却能力が釣り合えば平衡状態に到達する。この時のコイルの発熱やそのほかの熱負荷の熱の流れを、図 3.1 に模式的に示す。赤い矢印が熱流を表す。冷凍機 2nd ステージへの熱負荷には、コイルで発生する発熱、 P_{coil} だけでなく、電流リードからの熱侵入や、コイルの支持構造材からの熱侵入、また輻射熱がある。コイルの発熱以外の熱負荷の総和を P_{HL} 、冷凍機 2nd ステージの冷却能力を 2 台で \dot{Q}_{cool} とすると、平衡状態では次の方程式が成り立つ。

$$\dot{Q}_{cool} = P_{coil} + P_{HL} \quad (3.1)$$

P_{HL} を求めるためには、コイルの運転を行っていない状態、すなわち $P_{coil} = 0$ の状態の \dot{Q}_{cool} を求めればよい。このようにして求めた P_{HL} を、コイルを運転している状態の \dot{Q}_{cool} の値から差し引くことで、 P_{coil} 、すなわちコイルで発生している交流損失が求められる。

冷凍機 2nd ステージの冷却能力は、図 3.2 に示すように、1st ステージと 2nd ステージの温度の関数で表すことができる。したがって、1st ステージと 2nd ステージの温度をコイルの運転中に観測することで、冷凍機の冷却能力を評価することができ、その結果からコイルの交流損失が評価できる。

また同様の平衡状態では、リッツ線束の中の熱流からもコイルの発熱を求めることができる。コイル端部のリッツ線の温度と 2nd ステージの温度、およびリッツ線の熱伝導率からリッツ線束の熱流は求められる。リッツ線の熱流を \dot{Q}_{Litz} とすると、(3.1) 式の \dot{Q}_{cool} を \dot{Q}_{Litz} に置き換えれば、上述と同様の方法でコイルの発熱が評価できる。

リッツ線を通る熱流には、電流リードから 2nd ステージに入る熱侵入は含まれないため、コイルが発熱していない状態の \dot{Q}_{Lit} からは、主としてコイルへの輻射熱が評価できる。

リッツ線を通る熱流を求めるためには、リッツ線の高温側と低温側の温度、すなわち、コイルの両端付近の温度と冷凍機 2nd ステージの温度を測定すればよい。高温側の温度は、コイルの端のリッツ線に設置した温度計 CJ の温度として（図 2.21 参照）リッツ線束の一箇所のみでの測定値で代表した。コイル中心から 2nd ステージに接続している銅プレートまでのリッツ線の長さは平均 1.1 m で、全ての銅素線の断面積を合わせると直径約 80 mm の円柱と同じ太さである。また、リッツ線の RRR は 89 であったので、これを基に熱伝導率を求めた。

3.2 に示した冷凍機の冷却能力の代表値は、実際に使用した冷凍機そのものの冷却能力ではないので、この数値には誤差があると考えられる。一方、リッツ線の熱流から求める方法では、リッツ線束の温度を一箇所の温度で代表したことによる誤差や、リッツ線同士の長さにバラツキがあることによる誤差があると考えられる。そこで、これらの誤差を評価するために、正確に熱負荷がわかる状態での較正試験を行った。

3.2 較正試験

前述の損失評価方法でコイルの交流損失を評価するために、まずコイルに設置したヒーターを用いて較正試験を行い、本損失評価方法によって伝導冷却型低温超伝導コイルの交流損失が評価できることを明らかにした。本節では、その較正試験について述べる。

前節で説明した損失評価方法でコイルの交流損失を評価するために、それぞれの方法について、コイルに設置したヒーターを用いたヒーターテストによる較正を行った。ヒーターは図 2.21 に示すように、コイル内筒の

GFRP ボビンに貼り付けたものを使用した。このヒーターは厚み $80 \mu\text{m}$ のシート状のヒーターであり、抵抗値は 240Ω である。ヒーターは、アピエゾングリースを塗ってから GFRP ボビンに貼り付け、その後スタイキャストで固定した。ヒーターには直流電流を通電し、ヒーターパワーは四端子法で求めた。今回は、 $1 \text{ W} \cdot 2 \text{ W} \cdot 3 \text{ W}$ のヒーターパワーを入力して測定を行った。

コイルの発熱 P_{coil} を求めるために、次のような手順で測定を行った。まず、ヒーターに電力を投入する前の熱負荷 P_{HL1} を、ヒーターに電力を投入する前に求めた。次に、ヒーターへ電力投入中の熱負荷 \dot{Q}_{cool} を求めた。さらにヒーターへの電力投入を停止した後、コイルが冷却されて元の状態に戻った時の熱負荷 P_{HL2} を求めた。最後に P_{HL1} と P_{HL2} の平均値を P_{HL} とし、ヒーターへの電力投入中の熱負荷 \dot{Q}_{cool} から差し引いてコイルの発熱 P_{coil} を求めた。

実際にコイルの交流損失を評価する時にはコイルに通電した状態になるため、電流リードからの熱侵入や 1st ステージの温度等が無通電時とは異なる可能性がある。そこでこれらの影響を調べるために、コイルに電流を通電しない状態での測定と、 1000 A の直流通電の状態での測定を行った。

コイルに通電しない状態で行ったヒーターテスト中の温度変化を、図 3.3 に示す。横軸が時間で縦軸が温度である。2nd ステージと 1st ステージの温度のほかにコイルの温度も示す。平衡状態の温度が低い順に、 1 W 、 2 W 、 3 W の時の温度変化である。いずれの場合も、ヒーターへの電力投入開始から 15 分程度で平衡状態へ到達していることがわかる。赤と青で示す帯状に見える測定値が、冷凍機 2 台の 2nd ステージの温度である。冷凍機 2 台の 2nd ステージの温度はほぼ同じである。

P_{coil} を求めた結果を図 3.4 に示す。横軸が投入電力 P_{in} である。縦軸はコイルの発熱を冷凍機の冷却能力から求めた結果である。このように、ヒーターパワーと冷凍機の冷却能力から評価した値の直線性がよいことから、

この方法でコイル内の発熱を評価できることがわかる。ヒーター入熱パワーと評価値との一次近似式は、無通電時と 1000 A通電時で、それぞれ、

$$P_{coil}=1.15P_{in} \quad (3.2)$$

$$P_{coil}=1.20P_{in} \quad (3.3)$$

となり、係数はほぼ一致した。ただし、1000 A通電時の 3 W入熱時に、平衡状態に到達する前にコイルがクエンチしたため、データが取れなかった。したがって、これ以降の交流損失評価では、0 A通電時の係数を使用することとする。較正係数は、 $1/1.15=0.87$ とする。なお、ヒーターに入熱していない状態の熱負荷 P_{HL} の値は、1.2 W~1.8 Wであった。これは、冷凍機 2ndステージへの熱侵入の計算値の 1.6 W~1.8 Wとほぼ一致した。

次にリッツ線の熱流からコイルの発熱を求めた結果を図 3.5 に示す。リッツ線の熱流は次式から求められる。

$$\dot{Q}_{Litz} = \frac{S_{Litz}}{L_{Litz}} \int_{T_L}^{T_H} k_{Litz} dT \quad (3.4)$$

ここで、 S_{Litz} はリッツ線の断面積、 L_{Litz} はリッツ線の長さ、 T_H はリッツ線の高温端温度、 T_L はリッツ線の低温端温度、 k_{Litz} はリッツ線の熱伝導率である。低温端温度から高温端温度まで温度積分をすることによって熱流を求めた。この方法でも交流損失の評価が可能であることが、図 3.5 の結果からわかる。無通電時と 1000 A通電時の一次近似式は、それぞれ、

$$P_{coil}=0.91P_{in} \quad (3.5)$$

$$P_{coil}=0.89P_{in} \quad (3.6)$$

となった。この方法でも、コイルに通電するかどうかで結果はほぼ変わらなかった。この場合も無通電時の結果の較正係数を使用することにする。

コイルに発熱がない場合の定常的な熱負荷をリッツ線の熱流から求めた結果は、約 0.7 W となった。この値は、冷凍機の冷却能力から換算した値よりも小さい。この理由は、電流リードからの熱侵入がリッツ線の熱流には含まれず、主に輻射熱が観測されているためであると考えられる。

リッツ線の熱流からコイルの発熱を求める方法では、前述の冷凍機の冷却能力から求めた結果に比べると、やや直線性が悪い。ヒーターパワーが大きくなるにつれて P_{coil} が小さめに換算される傾向がある。これは、内筒にヒーターを貼り付けているために、ヒーターパワーを大きくするに従いリッツ線間の温度差が大きくなっているためと考えられる。

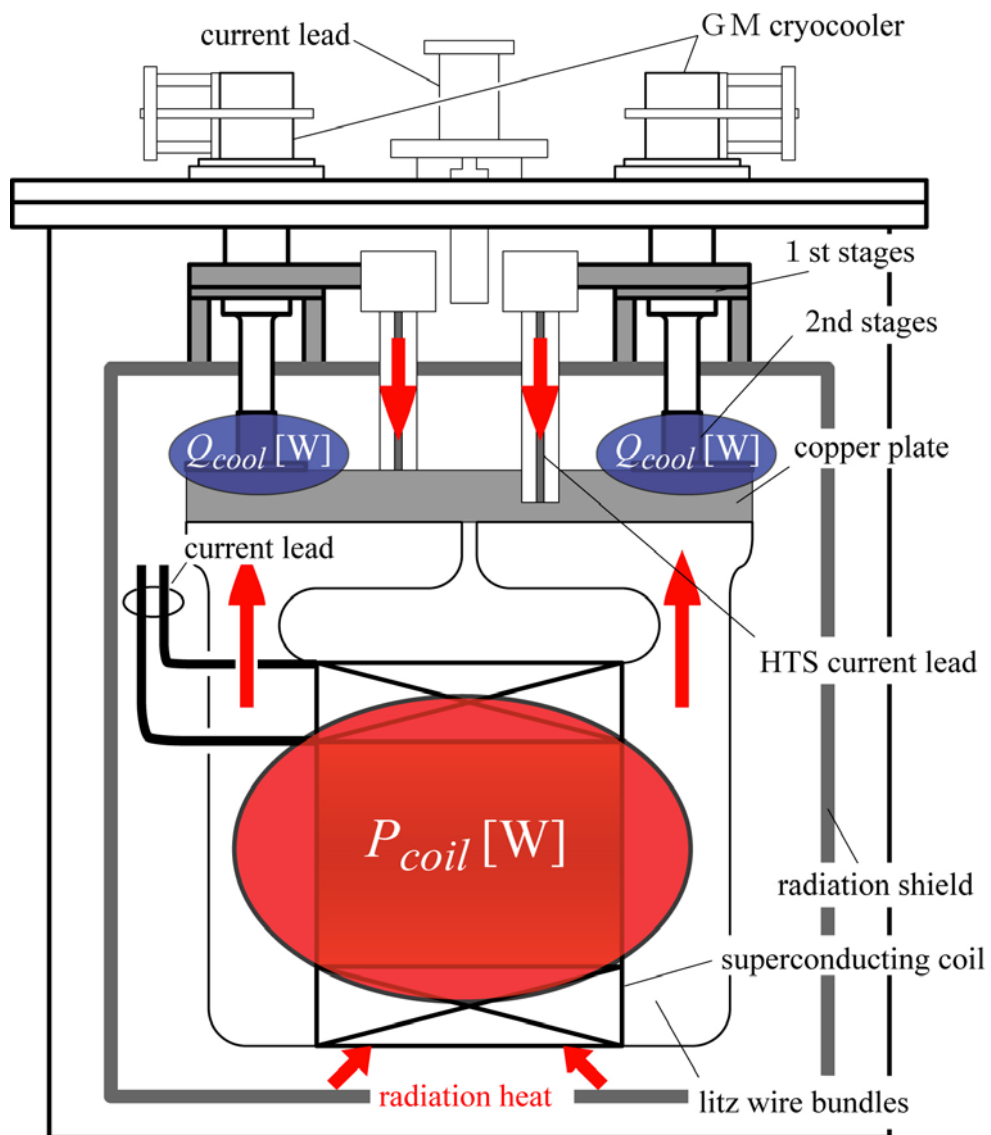


図 3.1 伝導冷却型コイルの熱の流れ：赤い矢印が熱流を表している。輻射熱とコイルの損失、コイル支持構造材からの熱侵入がリッツ線を伝わって冷凍機に入る。また、電流リードからの熱侵入も冷凍機に入る。

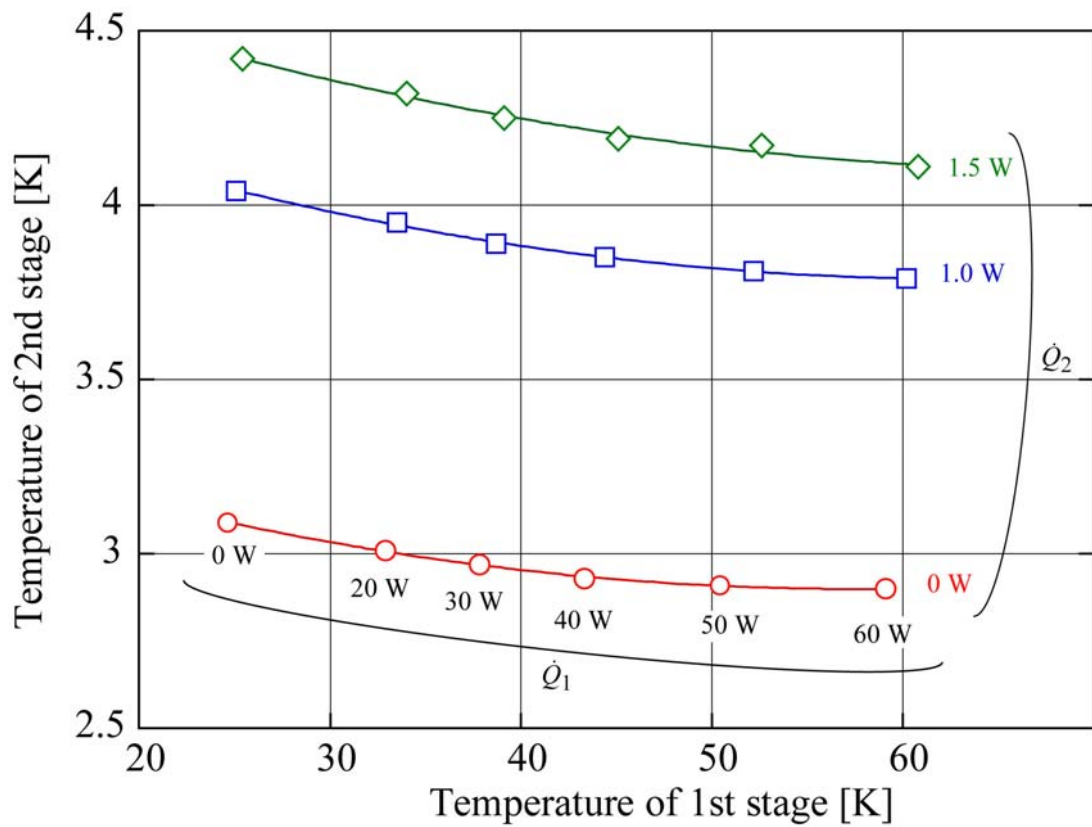


図 3.2 冷凍機の冷却能力線図： \dot{Q}_2 と \dot{Q}_1 は、それぞれ冷凍機 1 台当たりの 2nd ステージと 1st ステージの冷却能力である。丸印が $\dot{Q}_2=0$ W、四角印が $\dot{Q}_2=1$ W、菱形が $\dot{Q}_2=1.5$ W を示す。

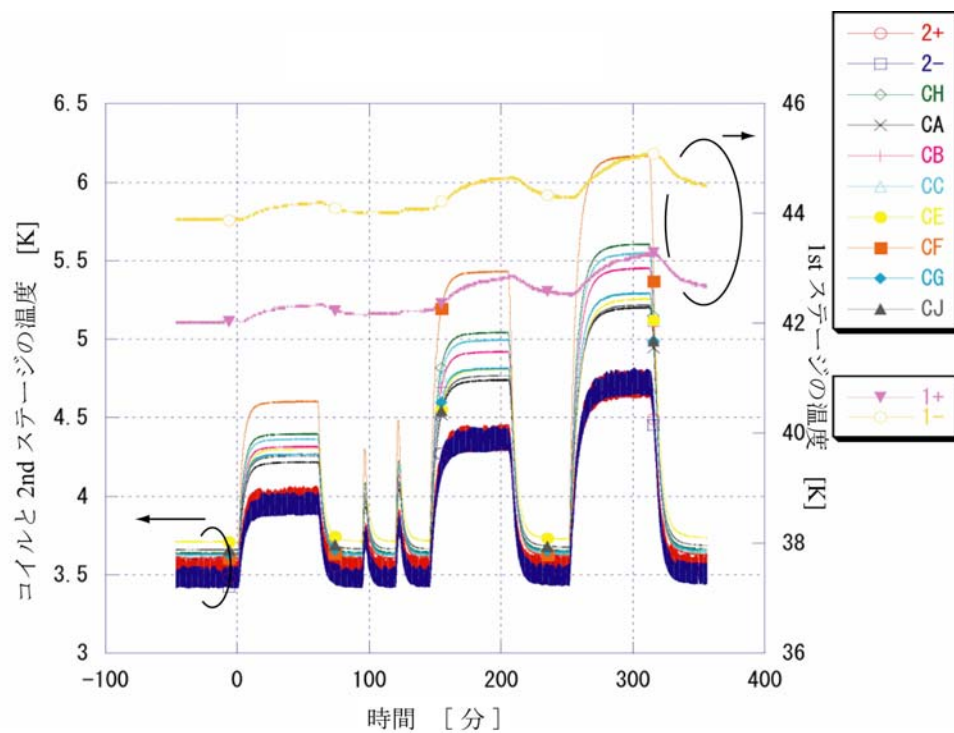


図 3.3 ヒーターテスト中の冷凍機とコイルの温度変化：コイルの通電電流は 0 A である。平衡状態の到達温度が低い順に、ヒーターパワーを 1 W、2 W、3 W とした時の結果である。赤と青で示す帯状に見える結果が 2nd ステージの温度で、グラフ上方にある黄色と紫の結果が 1st ステージの温度である。

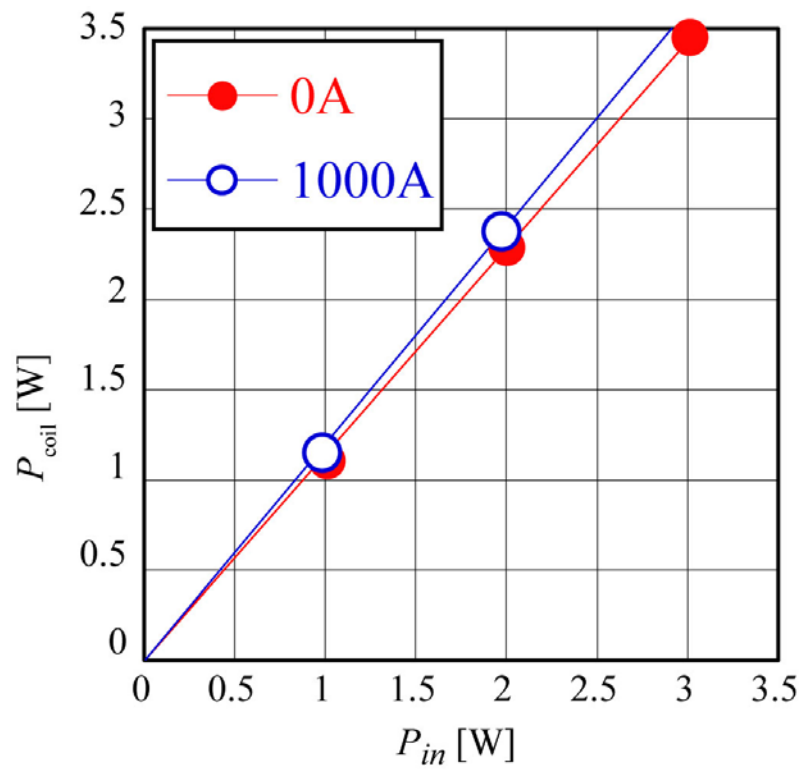


図 3.4 冷凍機の冷却能力からヒーターの発熱を換算した結果：赤が 0 A 通電時の結果で、青が 1000 A 通電時の結果である。両者はほぼ一致している。

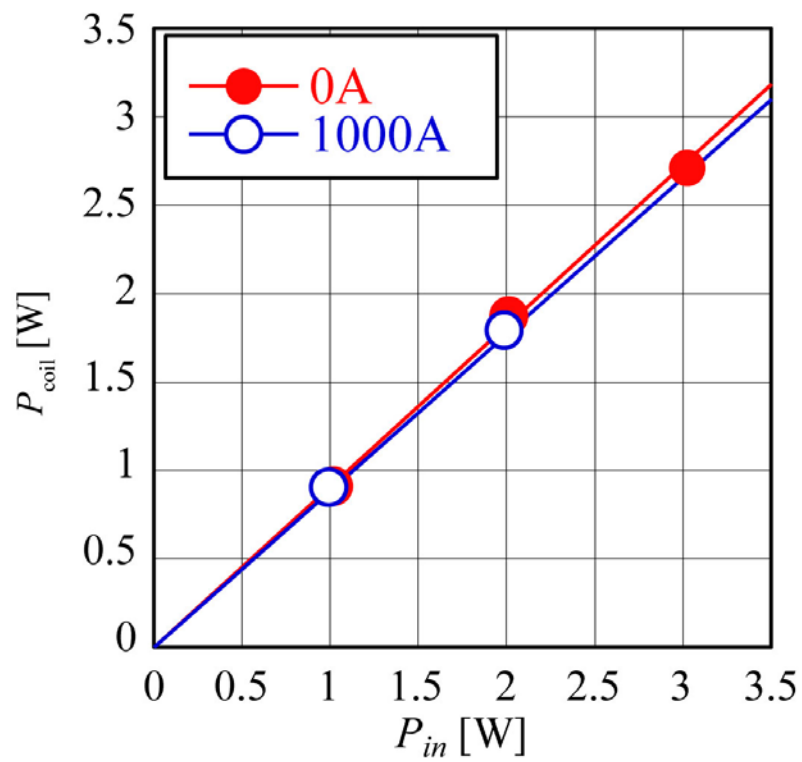


図 3.5 リッツ線の熱流からヒーターの発熱を換算した結果：赤が 0 A 通電時の結果で、青が 1000 A 通電時の結果である。両者はほぼ一致している。

3.3 三角波連続通電試験中の交流損失評価

前節では、ヒーターを使った較正試験の結果から、平衡状態にあるコイルの発熱を評価できることを示した。次に、振幅 1000 A の三角波を連続通電した場合の交流損失を評価したので、その結果について述べる。

通電した三角波の励磁・減磁時の電流変化率を、35 A/s・50 A/s・75 A/s の 3 パターンとした。それぞれの場合のコイルの温度変化を図 3.6 に示す。(a)・(b)・(c)は、それぞれ電流変化率を 35 A/s・50 A/s・75 A/s とした時の結果である。いずれの場合の温度も、平衡状態にほぼ到達している。

この平衡状態の測定温度からコイルの発熱を評価した結果を図 3.7 に示す。横軸は電流変化率で、縦軸は交流損失パワーである。冷凍機の冷却能力から求めた結果を丸印で、リッツ線の熱流から求めた結果を四角印で示す。また、コイルの交流損失の理論的な予測結果を実線で示す。青線と赤線は、それぞれ、捻りありコイルと捻りなしコイルの予測値である。丸印と四角印で示した 2 つの測定値はほぼ一致している。また、捻りありコイルの予測値と測定値はほぼ一致している。この結果から、本コイルが予測通りの低い交流損失特性を持っていることがわかる。

3.4 結合損失の評価

本コイルの巻線に採用した捻り巻線法は、コイルの素線間結合損失の低減に効果がある。したがって捻り巻線法の効果を評価するためには、本コイルの結合損失特性を明らかにする必要がある。そこで前節で求めた交流損失パワーから結合損失を求め、捻り巻線法の効果を実証する結果を得たので、その結果について述べる。この際、伝導冷却型コイルではその運転状況に応じてコイルの温度が変化するので、ヒステリシス損失の温度依存性まで考慮に入れて結合損失を評価した。

まず、前節で求めた交流損失パワーを、三角波一周期当たりの損失エネルギーに換算してプロットし直した。その結果を図 3.8 に示す。縦軸に三角波一周期当たりの損失エネルギー、横軸に立ち上げ時間の逆数としている。

得られた交流損失から結合損失を求めるためには、以下の理由から、ヒステリシス損失の温度依存性を考慮する必要がある。交流損失から結合損失を求める一般的な方法は、測定値を一次関数で近似して求めた切片をヒステリシス損失とし、そのヒステリシス損失を測定値から差し引くというものである。この際、ヒステリシス損失は立ち上げ時間に依存しないと考える。しかしながら伝導冷却型コイルでは、コイル内の発熱に応じて平衡温度が変わる（電流変化率 35 A/s・50 A/s・75 A/s のときの平衡温度は、それぞれ 4.4 K・4.7 K・5.1 K であった）ので、ヒステリシス損失が立ち上げ時間に依存する。すなわち、電流変化率が増加して交流損失が増大すると、コイルの平衡温度が上昇し、それに伴い超伝導フィラメントの臨界電流密度が低下し、その結果ヒステリシス損失は小さくなる。これに対し結合損失は、導体内の常伝導金属の電気抵抗率に依存する。巻線導体を使用した銅とアルミニウムの電気抵抗率は 20 K 程度まで変化しないので、結合損失は温度に依存しないと考えられる。したがって、コイルの温度上昇に伴い、全交流損失のうちヒステリシス損失の比率が低下する。この点を考慮に入れて結合損失を求める必要がある。

ヒステリシス損失は臨界電流密度に比例するので、超伝導フィラメントの臨界電流密度の温度依存性がわかれば、ヒステリシス損失の温度依存性もわかる。NbTi の臨界電流密度 J_c は一般に次式で与えられる [55]。

$$J_c = \alpha(T)B^{\gamma-1} \left(1 - \frac{B}{B_{c2}(T)}\right)^\delta \quad (3.7)$$

$$B_{c2}(T) = B_{c2}(0) \left(1 - \left(\frac{T}{T_{c0}}\right)^2\right) \quad (3.8)$$

ここで、 B は外部磁界で、 T は温度、 $B_{c2}(T)$ は温度 T での上部臨界磁界である。

γ, δ は定数である。 $\alpha(T)$ の温度依存性は、一般に次式で与えられる。

$$\alpha(T) = \alpha(T_0) \frac{T_{c0} - T}{T_{c0} - T_0} \quad (3.9)$$

ヒステリシス損失は J_c に比例するので、温度 T_1 と T_2 のときのヒステリシス損失の比は次式で与えられる。

$$\frac{W(T_2)}{W(T_1)} = \frac{\alpha(T_2)}{\alpha(T_1)} = \frac{T_{c0} - T_2}{T_{c0} - T_1} \quad (3.10)$$

ここで、 $W(T_1), W(T_2)$ は、それぞれ温度 T_1, T_2 のときのヒステリシス損失である。なお $B_{c2}(T)$ は、試験中の平衡温度の範囲ではその変化が小さく J_c に与える影響が小さいので、ここでは考慮していない。素線の臨界電流の測定データから、 T_{c0} をフィッティングパラメータとして求めた結果、 $T_{c0} = 9.08$ Kとなった。ここで、 $B_{c2}(0) = 14.5$ T、 $\gamma = 0.5$ 、 $\delta = 1$ として求めた。

三角波連続通電中のコイルの交流損失を厳密に求めるためには、コイル内の温度分布まで考慮して評価する必要がある。しかしながら、観測しているコイルの平衡温度は、 ± 0.1 Kの範囲にあったこと、コイル内のヒステリシス損失は導体に加わる磁界が最も大きい場所の損失が支配的であることを考慮して、コイル最内層の中心温度（温度計CFの温度）をコイルの温度としてヒステリシス損失を求めた。この温度は、三角波連続通電試験中の平衡温度から得られる。

(3.10)式で示されるヒステリシス損失の温度依存性を考慮し、本コイルの交流損失から結合損失を求めた結果を図3.9に示す。横軸が立ち上げ時間の逆数で、縦軸が1サイクル当りの損失エネルギーである。また、結合損失時定数を6 msと9 msとして求めた結合損失を、それぞれ一点鎖線と点線で示す。ここで、結合損失 W_c は次式を用いて計算した。

$$W_c = 2KA^* \tau_c J_m^2 \cdot \frac{1}{t} \quad ;$$

$$K = \sum_{i=1}^N k_i^2 \cdot v_i \cdot \frac{1}{\mu_0} \quad (3.11)$$

ここで、 I_m は通電電流の振幅値である。 k_i は、コイルの各ターンに加わる磁束密度 b_i を $b_i = k_i I_m$ と書ける係数で、 v_i は各ターンの導体体積である。 t は電流立ち上げ時間である。 A^* は導体の断面形状因子で、 $A^* \tau$ が結合損失時定数である。磁場分布計算の結果、本コイルでは $K=0.03072$ となった。三角波連続通電試験中のコイルの結合損失は、結合損失時定数 6 msから 9 msの範囲にあることがわかる。本巻線導体の結合損失時定数である 10 msとほぼ一致する結果が得られた。この結果は、本巻線方法の損失低減効果を実証するものである。また、交流損失の低減だけでなく、低温超伝導コイルで問題になる、設計どおりの特性のコイルの作製が困難であるという点についても改善していることになる。

3.5 結論

100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの交流損失を評価するために、三角波連続通電試験を行い、コイルの発熱と冷凍機の冷却能力が釣り合った平衡状態から、冷凍機の冷却能力を求めることによってコイルの交流損失を評価した。また、同様の条件で、冷却パスとしてのリッツ線の温度差とその熱伝導率からリッツ線の熱流を求め、交流損失を評価した。その結果、次のことを明らかにした。

- (1) 伝導冷却型低温超伝導コイルでは、冷凍機の冷却とコイルの発熱が釣り合った平衡状態のとき、2nd ステージの測定温度から冷凍機の冷却能力を求め、その値からコイルの発熱を求めることができる。
- (2) (1)と同様な平衡状態で、リッツ線の熱流を求め、その値からコイルの発熱を求めることができる。
- (3) (1)と(2)の損失評価方法を用い、本コイルの交流損失を評価した結果、

ほぼ予測どおりの低交流損失特性であることを明らかにした。

(4) ヒステリシス損失の温度依存性を考慮して、本コイルの交流損失から結合損失を求めた。その結果、結合損失時定数は 6～9 ms となっており、捻り巻線法の効果を実証した。

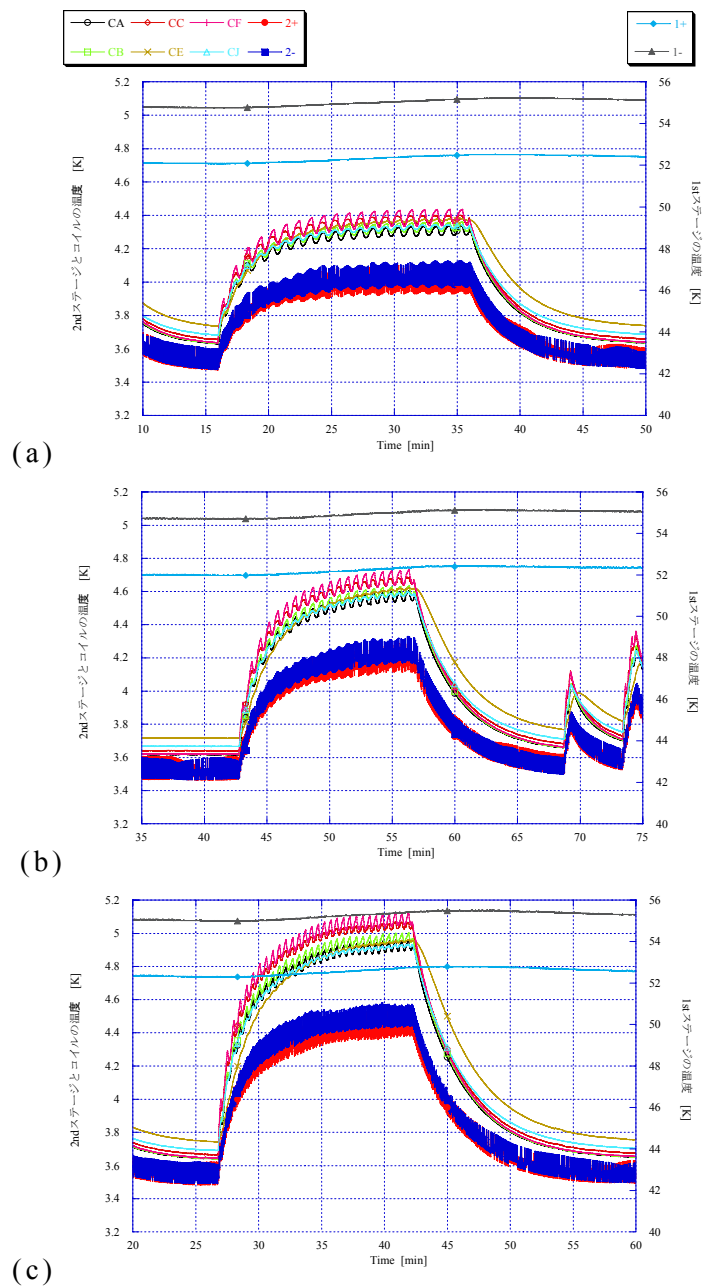


図 3.6 三角波連続通電試験時のコイルの温度変化：(a)は励磁速度 35 A/s、(b)は励磁速度 50 A/s、(c)は励磁速度 75 A/sである。いずれの場合もほぼ平衡状態に到達している。青と赤で示した結果が 2nd ステージの温度である。グラフの上方にある黒と水色の結果が 1st ステージの温度である。

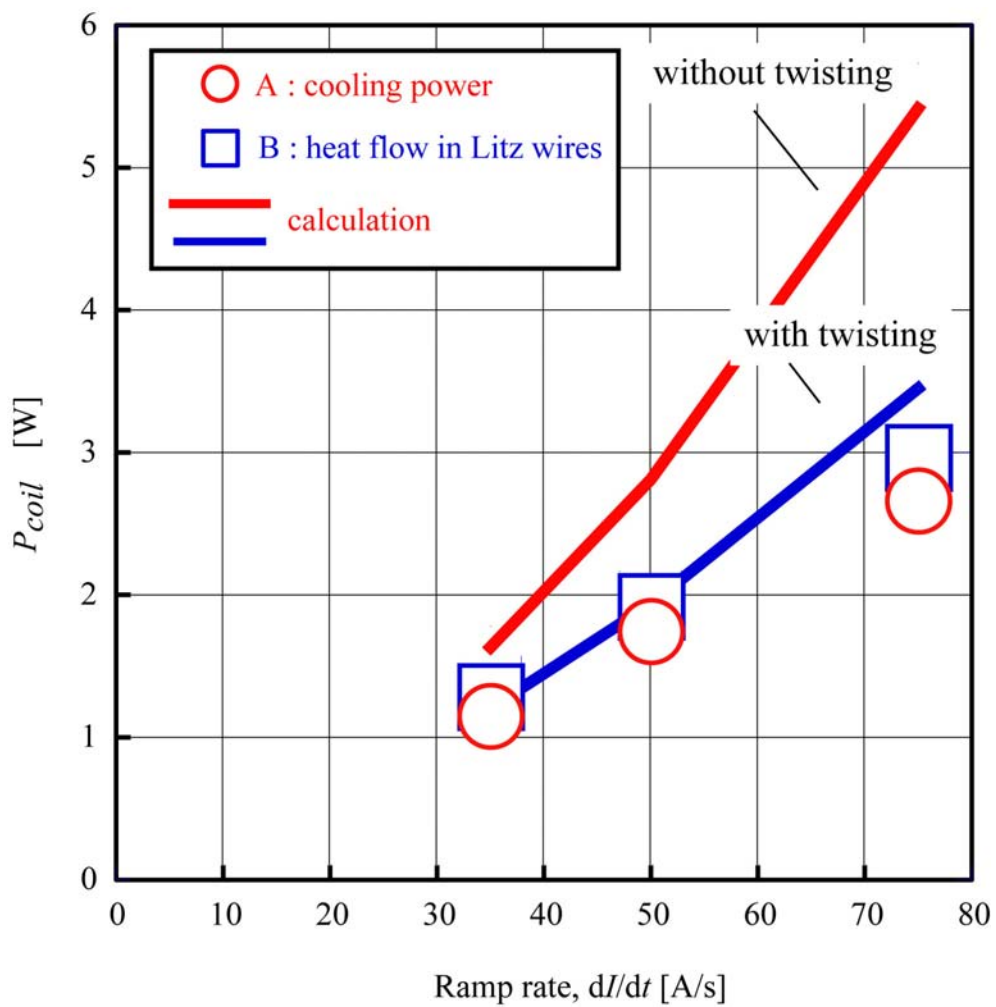


図 3.7 三角波連続通電試験時の交流損失評価結果：A は冷凍機の冷却能力から換算した交流損失値で、B はリッツ線の熱流から換算した交流損失値である。捻りありコイルの予測値と交流損失の評価値はほぼ一致している。

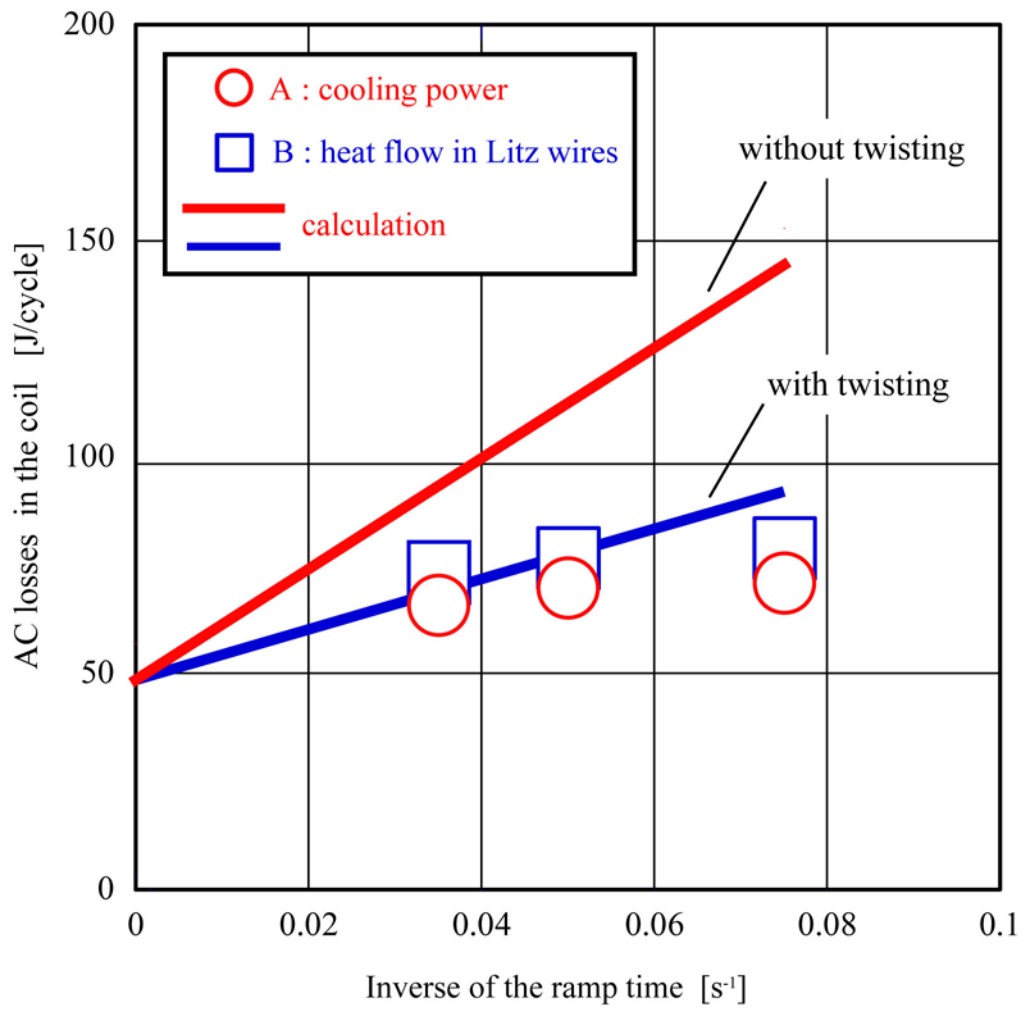


図 3.8 三角波連続通電試験時の交流損失エネルギーの励磁速度依存性：A は冷凍機の冷却能力から換算した交流損失値で、B はリッツ線の熱流から換算した交流損失値である。

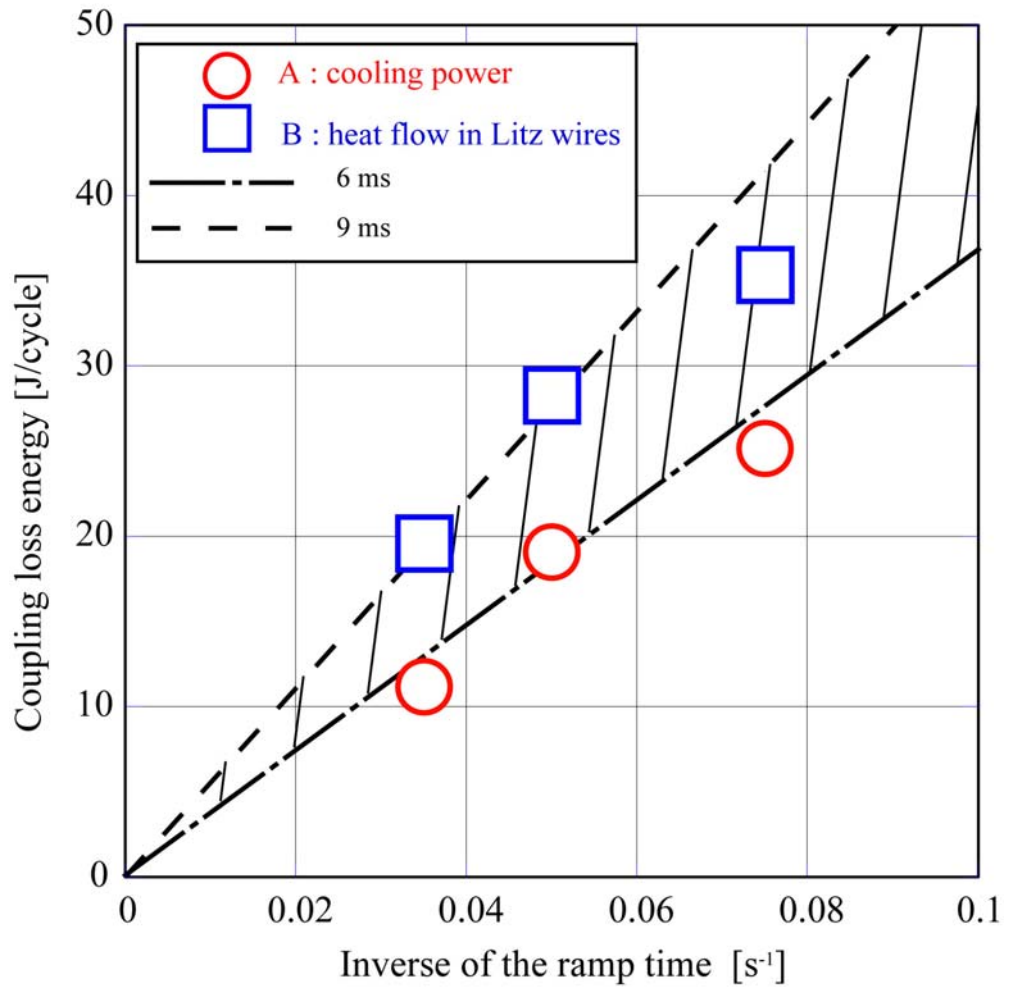


図 3.9 結合損失値の評価結果:点線が結合損失時定数 9 ms の予測値で、一点鎖線が結合損失時定数 6 ms の予測値である。コイルの結合損失時定数は、6~9 ms であることがわかる。

第 4 章 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの伝熱特性評価

第 2 章では、本コイルの冷却・励磁試験の結果を示し、定格を大きく越える運転にも余裕をもって対応できることを明らかにするとともに、10 K 以下の極低温ではコイル構成部材に高速で熱拡散することが、コイルの安定性に大きく貢献していることを示した。第 3 章では、三角波連続通電試験の結果から交流損失を評価した結果を示し、ヒステリシス損失・結合損失ともほぼ設計通りであることを明らかにした。したがって 100 kJ コイルが定格を越える運転に対しても大きな裕度をもっている理由は、設計時に無視したスペーサーへの熱拡散とスペーサーを介したコイル軸方向への熱拡散により、交流損失が効果的に分散されたためと考えられる。

本章では、100 kJ コイルの伝熱特性を定量的に明らかにするために、2次元有限要素法 (2D-FEM) を用いた伝熱解析を行った。そしてその結果と励磁試験中のコイル温度の測定結果とを比較した。そのためにまず、100 kJ コイルの伝熱特性を評価することのできる 2D-FEM モデルを、ANSYS を用いて作成した[100]。次にそのモデルを使って、三角波連続通電試験時の定常解析を行った。その結果と、実際の試験時に到達した平衡温度分布の測定結果とを比較することによって、コイル内の熱伝導率や導体とスペーサー間の接触熱抵抗を評価した。さらに、遮断試験時の過渡解析まで行った。その結果と実際の試験時の測定温度とを比較することによって、温度計で測定している場所と導体の温度差を評価し、遮断試験時の導体の到達温度を推定した。その結果から、導体からスペーサへの熱拡散による導体温度の上昇抑制効果を評価した。

4.1 2次元有限要素法熱解析モデル

コイルの伝熱特性を評価するために、2D-FEM を用いた伝熱解析を行っ

た。ここでは、伝熱解析に使用した 2D-FEM 解析モデルについて説明する。

コイルが円筒形なので、軸対称モデルを使用した。また、コイルの軸方向へも対称と考え、図 4.1(a)の黒線で囲んだコイル半分の領域を巻線部の計算領域とした。厳密には、電流導入部やコイル内の導体同士のジョイント部がコイルの片側にのみあるので、対称性は幾分崩れるものの、ここでの解析は、これらの影響は無視した。冷却パスとしてコイルの外側に引き出されたリッツ線をモデリングすることで、冷凍機による冷却の効果まで考慮した。コイルの端から冷凍機 2nd ステージまでの冷却パスの長さはリッツ線の平均長である 85 cm とした。導体からスペーサーへの熱拡散を解析するために、導体部とスペーサー部は別々にモデリングした。

本コイルは DFRP とリッツ線をスペーサーに使用している。これらのスペーサーはコイル θ 方向に交互に配置されている。このため、DFRP とリッツ線には温度差が生じる可能性がある。ここでは、コイルの平均的な熱特性を明らかにすることを目的とし、DFRP とリッツ線の温度が等しいと考える 2 次元モデルを使用した。DFRP の体積は各層で変化しないが、リッツ線は外側の層ほど量が多い。この影響は、図 4.1(c)に示すように各層のスペーサーをそれぞれモデリングし、それぞれの物性値に DFRP とリッツ線の体積比を考慮した値を使用することで、考慮に入れた。

スペーサーのモデリングについてももう少し詳述する。スペーサーにリッツ線を使用しているので、コイル軸方向へは高い熱伝導率を持つ。径方向には、DFRP とリッツ線、またエポキシ樹脂で構成されている。DFRP は、円断面の導体に密着するように、半円状の溝が加工されている。エポキシ樹脂は、巻線内の隅々に浸透するように、硬化前の粘性の低い特殊な配合のものを使用した。これに対し、リッツ線の形状は、厚み 1.5 mm の板状であるので、導体に密着していない部分がある。従って、スペーサーは 2 つの領域に分けて考えた。すなわち、図 4.1(c)のように、リッツ線を含む領域 I (region I) とリッツ線を含まない領域 II (region II) である。領域

I は、リッツ線のもつコイル軸方向（Z 方向）への高い熱伝導率を考慮するために、異方性をもつ熱伝導率を定義した。これに対し領域 II は等方性の熱伝導率を定義した。比熱は、その領域に含まれる材料の体積率を基に、熱容量が実際の値と変わらないように、等価的な比熱と密度を定義した。

境界条件について説明する。図 4.1(b)のライン A で示されるリッツ線の端に、冷凍機 2nd ステージの温度の測定値を入力した。冷凍機は 2 台あるのでそれらの平均値を用いた。またコイルの外側表面に相当するライン B 上には、熱侵入として熱流束を入力した。この熱流束は主として輻射熱である。2nd ステージへの熱侵入は、輻射熱のようにコイル内を通過するものの他に、電流リードから熱伝導で 2nd ステージに入るものもある。電流リードからの熱侵入は、2nd ステージに入るのみで、コイルは通過しない。上述の境界条件の熱流束には、コイルを通過するものだけを考えればよいので、電流リードからの熱侵入は省いた。前章で説明したように、この熱侵入はコイル全体で約 0.7 W であった。そこで、境界条件としての熱流束は、コイル外筒表面からの熱侵入がコイル全体で 0.7 W になるように定義した。その他のモデルの外側のラインは、全て断熱とした。

パルス運転中の熱解析を行うためには、導体で発生する交流損失を発熱として与える必要がある。この交流損失は主にラザフォードケーブルで発生するが、導体断面方向への等価的な熱拡散の時定数は約 10^{-4} s であるので、ここで問題にしている数秒の時間スケールでは、導体断面は一様に温度変化すると近似しても問題ない。従って導体は円断面の一様な物質とし、上述した他の領域と同様に等価的な物性値を使った。また発熱は一様な発熱密度を導体断面に入力した。この時、磁場分布計算を基に各ターンの交流損失分布を求め、それらの値を各導体に与えた。

実験結果と比較するために、温度計の領域もモデリングした。実験中にコイルの温度を測定するために使用したセルノックス®温度計は、応答速度が 0.4 s のものである。また、これらの温度計は、コイル各部にスタイ

キャストで固定されており、導体と温度計の間には薄い熱抵抗層が存在すると考えられる。結果として、特に過渡状態では、導体と温度計には温度差が生じる。この影響を考慮するために温度計とその外側表面も要素分割し、その領域の熱伝導率をフィッティングパラメータとした。温度計のモデルの位置は、実験で使用した、CA、CB、CE、CFに対応する場所にした（図 4.1(b)参照）。

4.2 解析結果

4.2.1 三角波連続通電試験中の定常解析

本解析モデルの妥当性を確かめるために、三角波連続通電試験中の定常解析を行った。電流変化率は 50 A/s とした。まず、冷却時の平衡状態の解析を行うために、導体に発熱を入力しないで定常解析を行い、そのときの温度分布を求めた。次に三角波連続通電試験中に発生する交流損失を導体に入力して定常解析を行い、そのときの温度分布を求めた。

2.5.4 項で述べたように、ヒステリシス損失パワーは、励磁中、減磁中にその値が変化する時間の関数となっている。ここではその変化は無視して、三角波一周期当りに発生した損失エネルギーを、その一周期の時間で割った平均的な損失パワーの値を導体に入力して解析を行った。したがって測定温度も、三角波一周期の平均値とした。

導体とスペーサーとの接触熱抵抗を無視した解析結果を図 4.2 に示す。横軸はコイルの r 座標で、縦軸は温度である。線で示したものが 2D-FEM の解析結果で、プロットが測定結果である。測定結果は CA、CB、CE、CF の温度計の測定温度を示している。黒塗りのプロットが通電していない状態での測定値で、白抜きのプロットが三角波を連続通電しているときの測定値である。CE と CF を結んだ直線上の解析結果を実線で、CA と CB を

結んだ直線上の結果を点線と破線で示している。

測定値と解析値は非常に良く一致している。このことは、本解析モデルの妥当性を示すとともに、導体とスパーサー間の接触熱抵抗を無視した解析で十分であることを示している。

4.2.2 遮断試験中の過渡解析

本研究で最も重点を置いている、瞬低補償動作を模擬した遮断試験時のコイルの伝熱特性を明らかにするために、遮断時とその後の冷却過程の過渡解析を行った。遮断試験の運転条件は、コイル電流 1000 A から、減衰時定数 1.3 s で遮断とした。初期条件は、前節で求めた発熱なしの状態の温度分布とした。遮断試験時には、電流変化率が指数関数的に変化するために交流損失パワーが時間に対して変化する。このことを考慮して解析するために、時間に対する関数として導体に発熱を与えた。

まず、結合損失時定数を 10 ms として発熱を与えた解析結果を図 4.3 に示す。縦軸は、初期温度からの上昇温度を示し、横軸は遮断時からの経過時間を示す。プロットは測定値で、CF のみを示している。実線は 2D-FEM 解析結果である。この結果は、温度計周りの熱抵抗層の等価熱拡散時定数が 0.5 s となるように、その領域の熱伝導率を決定した場合の結果である。コイル内で最も到達温度が高い導体の温度を CX として、細い実線で示している。測定値よりも解析結果の方の上昇温度が大きいが、その時間変化は定性的にほぼ一致している。導体の温度 CX は、上昇温度が最高 1.7 K に達していて、その時間変化も鋭い。

次に、第 3 章で求めた結合損失時定数が、短尺サンプルの値よりも小さい 6~9 ms であったので、結合損失時定数を 6 ms として発熱を与えた場合の解析結果を行った。その結果を図 4.4 に示す。この場合は、解析結果と測定結果がよく一致していて、3 章での結果と、本解析モデルの結果が

矛盾していないことがわかる。この場合も、温度計の測定温度よりも導体温度は高くなっており、1.4 K の温度上昇である。

4.3 考察

本コイルの伝熱特性を議論するために、まず測定結果と 2D-FEM の過渡解析結果との誤差について考察する。

この誤差は、DFRP とリッツ線に温度差がないとしていることに起因していると考えられる。すなわち DFRP とリッツ線の熱拡散率が異なるために、交流損失の発生直後は、DFRP とリッツ線には温度差が生じると予測できる。リッツ線はコイル軸方向へはほぼ銅と同等とみなせるので、リッツ線と DFRP のコイル軸方向への熱拡散の時定数の差は顕著である。今回は DFRP とリッツ線の温度は等しいとして 2次元解析を行ったために、誤差が生じたものと考えられる。コイル軸方向への高速熱拡散の効果を正確に明らかにするためには、それぞれの部材を独立にモデリングした 3次元解析が必要である。

次に、スペーサーによるコイル内の上昇温度抑制効果について述べる。今回行った遮断試験の条件 ($I_{top}=1000$ A、 $\tau_D=1.3$ s) で発生する交流損失値は、定格運転時の約 4.5 倍である。スペーサーの熱的な効果を考えないで、導体のみの熱容量を考えた場合には、導体温度 CX は 11 K にまで上昇する。したがってコイルはクエンチする。これに対し、結合損失時定数を 10 ms と大きめの解析を行っても、スペーサーの熱的な効果を考慮した 2D-FEM 解析の結果では、導体の最高到達温度は 5.4 K と十分低く抑えられている。このことは、数秒という時間の間に、導体で発生した熱がスペーサーへ拡散し、またその熱が、リッツ線を通してコイル軸方向へ拡散することによって、温度上昇が効果的に抑えられていることを示している。さらにこのことから、コイルの安定性裕度は設計値よりも充分大きいことが

推測できる。

4.4 結論

100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの伝熱特性を明らかにするために、励磁試験結果と 2次元有限要素法による伝熱解析結果を比較した。その結果、コイルの熱特性を評価できる 2D-FEMモデルが作成できた。さらに、遮断試験結果と 2D-FEM 解析結果との比較から、特に、スペーサーの効果について詳細に調べ、次のことを明らかにした。

- (1) 導体とスペーサー間の接触熱抵抗はほぼ無視できた。
- (2) 遮断時のコイルの温度上昇は、コイル軸方向への高い熱拡散によって、効果的に抑えられていた。
- (3) 本コイルが優れた伝熱特性をもっており、その効果によってコイルの安定性裕度が大きくなっていることを明らかにした。

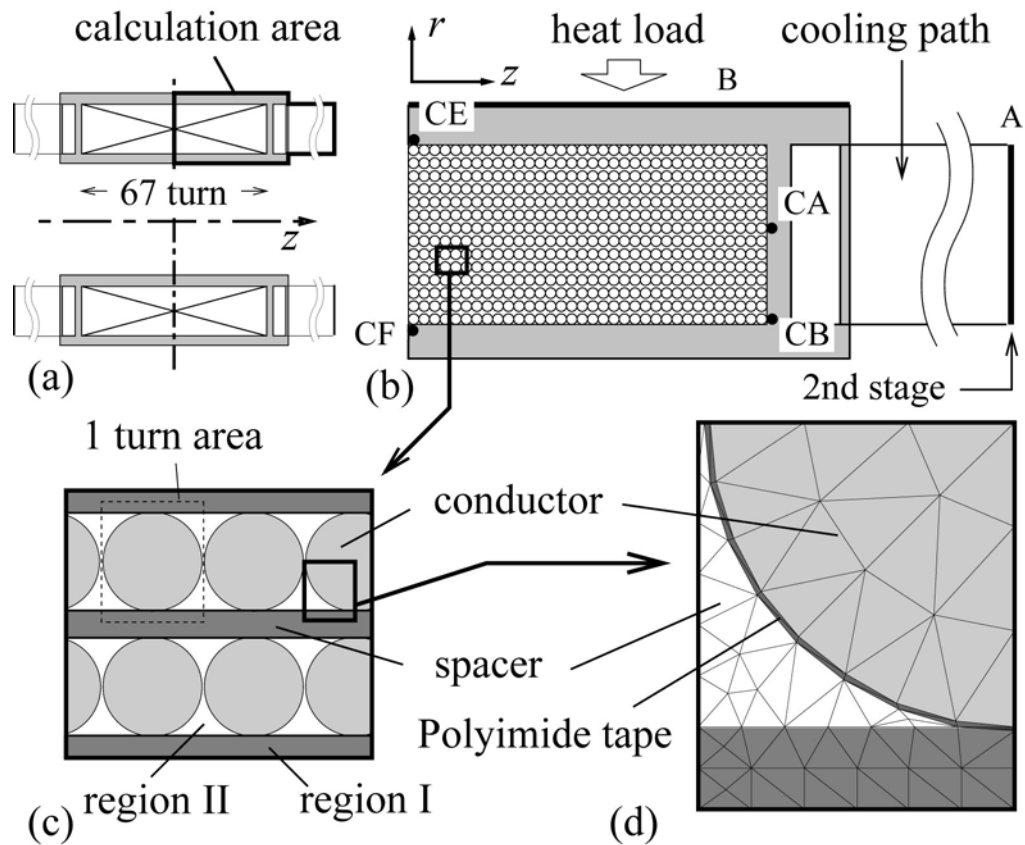


図 4.1 2次元有限要素法解析モデル：(a) 100 kJ コイルの外形、(b)有限要素モデル、(c)スペーサーのモデリング、(d)メッシュ図。(b)のライン A に冷凍機 2nd ステージの実測温度を入力し、ライン B に、コイル全体で 0.7 W の熱侵入になるような熱流束を入力した。その他のラインは断熱とした。(c)に示すようにスペーサー部は、2つの領域に分けてモデリングした。region I にはリッツ線があるので、コイル軸方向への高い熱伝導率を持つ異方性を考慮した。

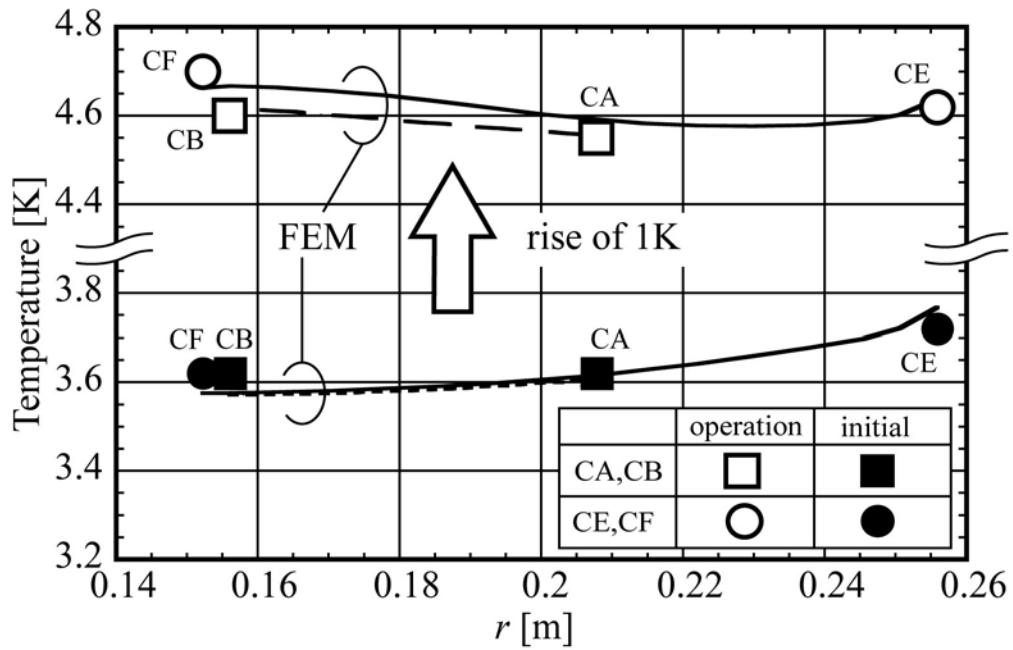


図 4.2 定常解析結果と三角波連続通電試験中の測定温度の比較：黒塗りのプロットが試験前の初期温度分布で、白抜きプロットが試験中の温度分布である。実線と点線が 2D-FEM 解析結果である。実線は、CF から CE までを結んだ直線状の解析結果で、点線が CA から CB を結んだ直線状の解析結果である。測定結果と解析結果はよく一致している。

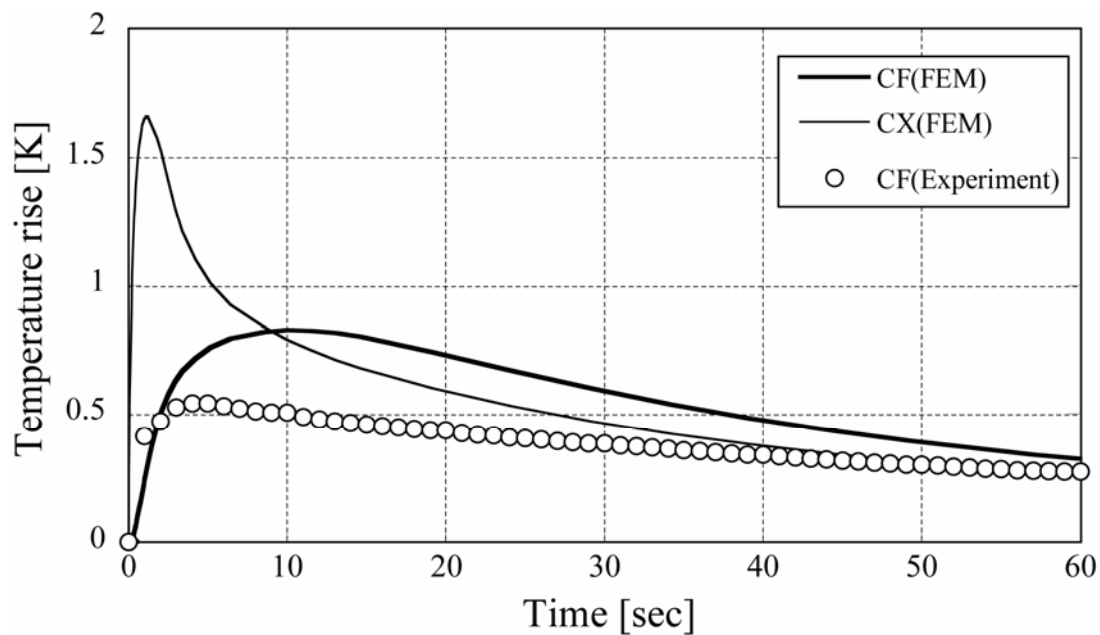


図 4.3 1000 A、1.3 s で遮断したときの温度の測定結果と過渡解析結果の比較：解析は、結合損失時定数を 10 ms として行った。丸印が CF の測定値を示す。線が 2D-FEM 解析結果である。解析結果の到達温度の方が高い。

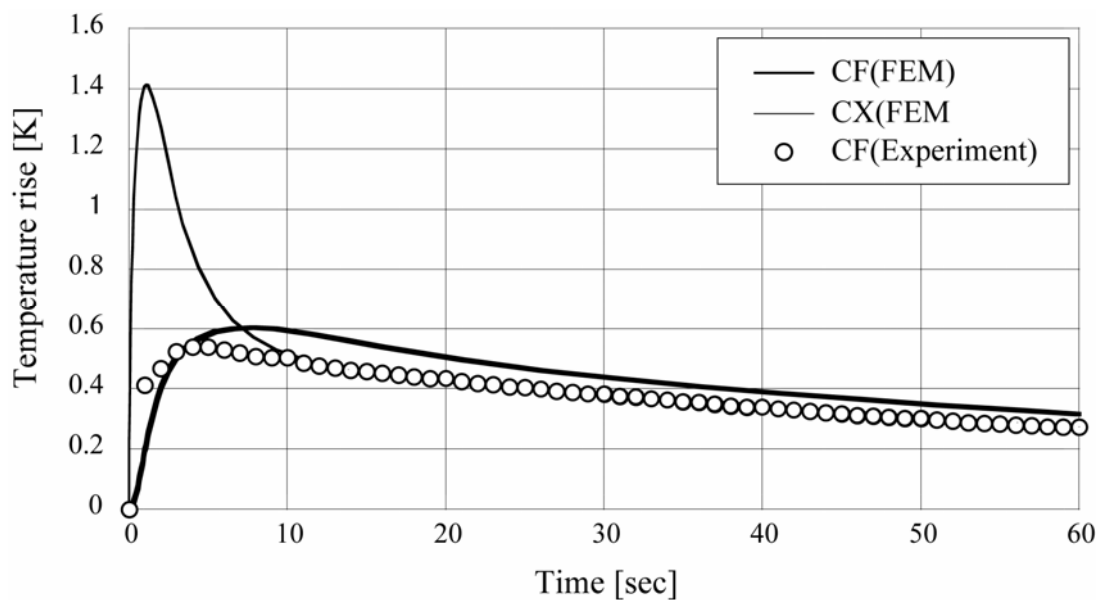


図 4.4 1000 A、1.3 s で遮断したときの温度の測定結果と過渡解析結果の比較：解析は、結合損失時定数を 6 ms として行った。丸印が CF の測定値を示す。線が 2D-FEM 解析結果である。解析結果の到達温度と測定値はよく一致している。

第 5 章 100 kJ 級伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの安定性裕度に関する検討

本研究で開発した伝導冷却型コイルは、導体の熱容量だけでも定格パルス運転が可能のように、導体からスペーサー等への熱拡散を無視した最も安全側の設計がなされている。設計時に無視したこの熱拡散の効果によって、定格を越える運転にも余裕をもって対応できることをこれまでに示した。コイルを最適設計するためには、本コイルがどの程度の余裕をもっているのかを、定量的に明らかにすることが重要である。そこで本章では、前章までに得られた本コイルの特性を基に、コイルの安定性裕度を評価した結果について述べる。また、その結果を基に、適度な安定性裕度を確保したまま、どの程度運転条件を厳しくできるか、特に出力をどの程度大きくできるかについて検討した結果について述べる。

5.1 パルスコイルの安定性裕度の解析

4 章で説明した 2D-FEM 解析モデルを用いて、本コイルの安定性裕度を評価した。ここで安定性裕度とは、定格パルス運転時に発生する交流損失に対する、コイルがクエンチする最低の交流損失の比で定義する。安定性裕度を求めるために、コイルを過負荷運転した場合を模擬し、定格運転時よりも大きな発熱を与えた場合のコイルの温度上昇を解析した。そして、コイル内の最高到達温度が電流分流温度に到達するかどうかを調べた。

4 章で説明した解析では、冷凍機 2nd ステージの温度の測定値を境界条件として使用した。この場合、解析しようとする通電試験を実際に行って、2nd ステージの温度を測定する必要がある。実際に試験を行っていない条件の解析を行うためには、2nd ステージの温度は境界条件として使用できない。そこでここでは、2nd ステージの冷却能力を境界条件として使用し

た。

まず 2nd ステージに与える境界条件が解析結果に及ぼす影響を明らかにするために、温度を境界条件として与えた場合と、冷却能力を境界条件として与えた場合の解析を行い、その結果を比較した。2nd ステージの冷却能力はその温度の関数となるが、解析を簡単化するためにここでは一定値とした。2nd ステージの温度が高いほどその冷却能力は大きくなるので、この解析では冷却能力を小さめに与えたことになる。

解析を行った通電試験の条件は、4 章で解析した条件と同じ遮断試験（1000 A から減衰時定数 1.3 s で遮断）とした。また、安全側の評価にするために、結合損失時定数は 10 ms とした。

図 5.1 に、温度計 CF とコイル内の最高温度 CX の解析結果を示す。白抜きのプロットが 2nd ステージの測定温度を境界条件として与えた場合の解析結果で、CF-1、CX-1 として示した。塗りつぶしたプロットが冷却能力を境界条件として与えた場合の解析結果で、CF-2、CX-2 として示した。経過時間 4 秒程度までは両者にほぼ差はなく、特に導体（CX）の到達温度は一致している。このことから、1 秒程度のパルス運転中のコイル内の最高到達温度を評価するためには、2nd ステージに与える境界条件として冷却能力でも十分であることがわかった。これにより、通電試験を行っていない条件でも、数秒程度のパルス運転時に、コイル内の温度がどの程度上昇するのかを推定できることがわかった。

次に、過負荷運転しているコイルの最高到達温度を求めるために、定格運転時の交流損失よりも大きな交流損失をコイルに与えて解析を行った。この時の発熱条件は、瞬低補償を行う場合のパルス運転を想定し、1 秒間の一定発熱を与えた後、発熱ゼロとした。解析結果を図 5.2 に実線で示す。横軸は、定格パルス運転時の交流損失に対する与えた発熱の比である。縦軸は、コイル内の最高到達温度である。放電後の電流分流温度は 8.2 K であるので、この温度を細い実線で示している。白抜きの丸印で示すように、

定格の約 14 倍の発熱の場合に本コイルはクエンチすることがわかる。すなわち、安定性裕度は 14 である。このことは、極めて安全側に本コイルが作製されていることを示すものである。したがって、より大きな発熱を許容することができるので、本コイルの出力はさらに大きくできることがわかる。

スパーサーの熱拡散の効果を明らかにするために、導体のみの比熱を考えて断熱として温度上昇を求めた近似解析結果も、図 5.2 に一点鎖線で示す。この場合の安定性裕度は約 2 となった。コイルのスパーサー等への熱拡散によって、本コイルの安定性裕度が 7 倍大きくなったことになる。

5.2 パルスコイルの最大出力の推定

定格パルス運転(50kW、1秒)時の 7 倍の発熱まで許容するとした場合、コイルの出力をどの程度まで大きくできるのかを推定した。この運転時の発熱は、コイルがクエンチしてしまう限界の発熱の約 1/2 である。したがって、安定性裕度は約 2 の運転条件となる。

まず、出力の増大に伴って交流損失がどのくらい大きくなるかを見積もった。定格パルス運転時の交流損失は、本コイルでは結合損失が支配的であり、出力を増大させるために電流変化率を大きくするとその比率は大きくなるので、ここでは、結合損失のみに注目して計算した。

結合損失は磁界変化率の 2 乗に比例するので、定格パルス運転時の 7 倍の発熱を許容するということは、約 2.6 倍の電流変化率を許容することができる。したがって、その時の電流変化率は 760 A/s となる。4.2 K のコイルの臨界電流の半分である 1500 A を待機電流とすると、コイルの出力は 140 kW まで大きくできる。これは、定格出力 50 kW の 2.8 倍である。このことは、コイルのコストを約 1/2.8 にしたことと等価である。なお、この運転パターンでは、放電終了時の通電電流が 919 A となるために、電流

分流温度が 8 K と低くなる。8 K まで温度が上昇してコイルがクエンチするための発熱は、140 kW、1 秒の出力時の交流損失の 1.9 倍となり、安定性裕度は、ほぼ 2 のままである。

以上のように、待機電流を 1500 A とし、安定性裕度を約 2 とすると、本コイルは、230 kJ/140 kW、1 秒の運転も可能であることがわかった。

5.3 結論

本章では、2～4 章までに得られた結果を基に、本コイルの安定性裕度を求めた。ここでは安全側の評価にするために結合損失時定数を 10 ms とし、発熱を与えた。次にその結果を基に、コイルのサイズを変えずに出力をどの程度まで大きくできるかを検討した。さらに、本コイルは、定格パルス運転時に発生する交流損失の 14 倍という大きい安定性裕度を持っていることを示した。その結果、本コイルは、定格出力 50 kW、1 秒の 2.8 倍である 140 kW、1 秒の出力が可能であることを示した。

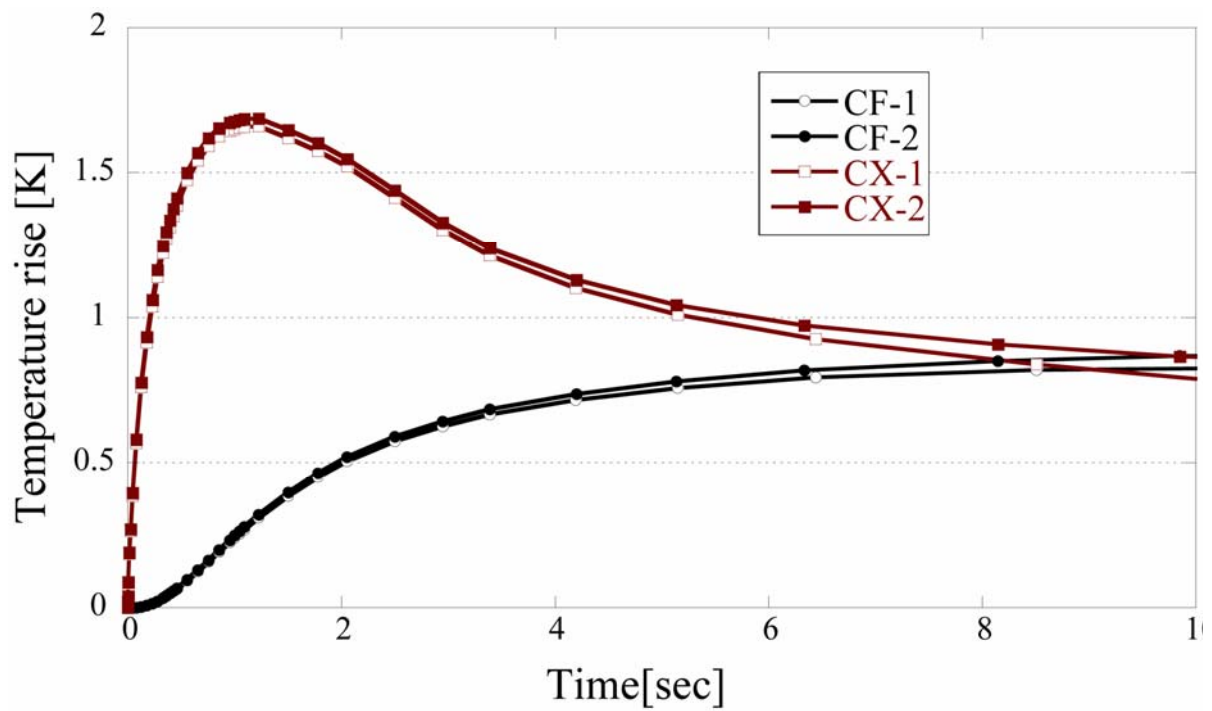


図 5.1 2nd ステージの境界条件の与え方を変えた場合のコイル内の温度変化：CF は温度計の温度で、CX は導体の温度である。CF-1、CX-2 が 2nd ステージに測定温度を入力した場合の解析結果で、CF-2、CX-2 が 2nd ステージに冷却能力を入力した場合の解析結果である。14 秒程度までは、解析結果にほとんど差はない。特に CX（導体）の到達温度に差はない。

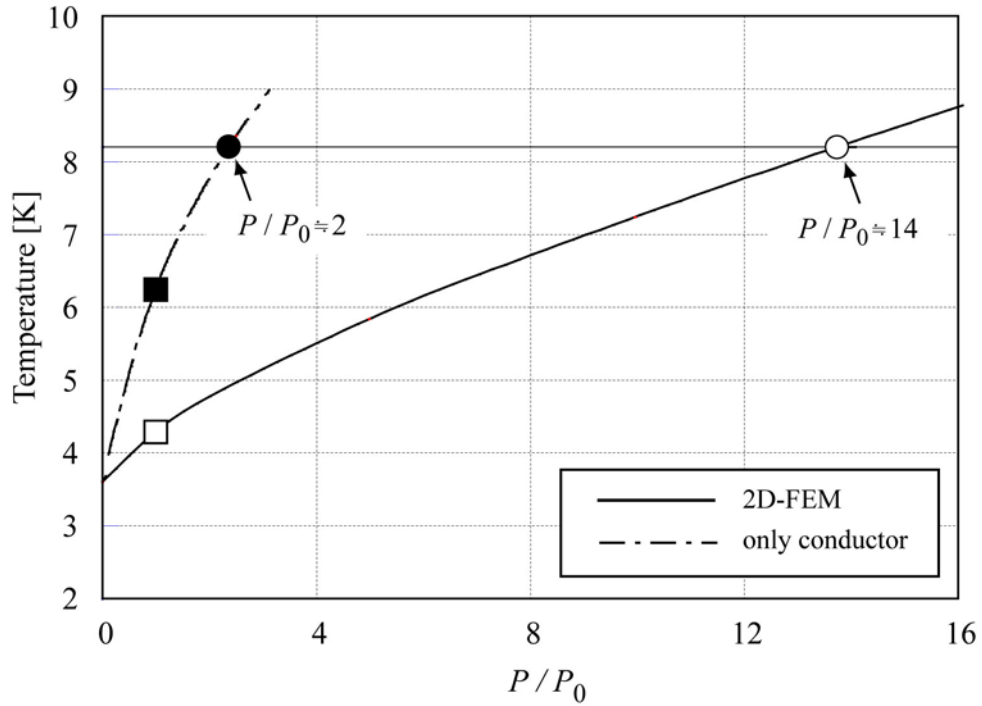


図 5.2 100 kJ コイルの安定性裕度：実線が 2D-FEM 解析結果である。一点鎖線は、導体のみを考慮した場合の解析結果を示している。横軸は、定格パルス運転中に発生する交流損失に対する与えた発熱の比を示す。水平な細い実線が電流分流温度 8.2 K を示す。本コイルの安定性裕度は、約 14 となる。

第 6 章 総括

本研究では、低コストで操作性に優れた伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを開発し、世界で始めてその運転に成功した。

本論文で得られた成果を以下にまとめる。

- (1) 捻り巻線法に適した導体を開発してその短尺サンプルの実験を行い、導体内のラザフォードケーブル幅広面に平行な磁界が印加されているとき、この導体は低損失性と高安定性を両立していることを実証した。
- (3) 開発した導体を巻線用導体とし、捻り巻線法を用いて、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルを開発した。そして、このコイルの冷却・励磁試験を行い、定格を越える運転にも余裕を持って対応できること、発生する交流損失が数 W 程度の連続パルス運転も可能なことを実証した。
- (4) 冷凍機の冷却能力からコイルの交流損失を求めることで、このような大型の超伝導コイルでも交流損失の評価が可能なことを示した。そして、この方法によって、本コイルの交流損失特性を明らかにした。ヒステリシス損失の温度依存性まで考慮して結合損失を求め、捻り巻線法の損失低減効果を実証した。
- (5) 本コイルの伝熱特性を明らかにするために、2次元有限要素法による解析モデルを作成し、実験時の温度変化をシミュレーションできるようにした。導体とスペーサー間の接触熱抵抗はほぼ無視できた。また、スペーサーへの熱拡散が効果的であることを明らかにした。
- (6) 作成した2次元有限要素法による解析モデルによって、本コイルの安定性裕度を評価し、定格パルス運転時に発生する交流損失の14倍という大きな安定性裕度を有していることを示した。
- (7) コイルの安定性裕度を約2とし、待機時の通電電流をコイルの臨界電流の半分の1500 Aとした時、定格出力の2.8倍である140 kWの出力が可能であることを示した。

以上のことから、伝導冷却型低温超伝導パルスコイルの設計の第一段階として、導体とスペーサーとの接触熱抵抗を考慮しない、2次元有限要素法解析が有効であることがわかった。

本研究に関する課題として、次の点がある。コイルの伝熱特性を評価するための2次元有限要素法解析モデルは、定量性に欠ける部分があった。より詳細なコイルの性能評価、あるいは小型化等の最適化設計を行うためには、より定量的に精度の高い3次元有限要素法による解析が必要である。

謝辞

研究の進捗や、本論文をまとめるにあたり、適宜ご指導いただきました、核融合科学研究所研究主幹三戸利行教授に深く感謝の意を表します。また、本研究を進めるうえで、助手として勤務する以前から、終始懇切丁寧なご指導をいただきました、鹿児島大学工学部電気電子工学科住吉文夫教授に心から感謝の意を表します。核融合科学研究所佐藤元泰教授、柳長門助教授、日本大学新富孝和教授、九州大学岩熊成卓助教授には、本論文執筆についてご指導、ご助言を賜りましたことに、感謝申し上げます。巻線機的设计から作製、コイルの巻線、実験と、本研究を進める上で、大きな役割を果たしていただきました、澁谷工業阿部亮様に深く感謝申し上げます。核融合科学研究所辺見努様には、コイルの開発、試験に際し、多くの役割を果たしていただきましたことに、心から感謝申し上げます。コイルの巻線から試験の準備まで多くのお世話になりました、核融合科学研究所技術部の馬場智澄様、横田光弘様、小川英樹様、森田佳隆様、技術部のみなさまに、心から感謝申し上げます。核融合科学研究所の力石浩孝助教授、今川信作教授、妹尾和威助手の皆様には、有益なご助言をいただきましたことに、感謝申し上げます。本研究を進めるために、多くのご尽力をいただきました、株式会社テクノバの奥村嘉賀男様に感謝申し上げます。

いつもご助言や励ましのお言葉をいただきました、福岡女学院大学川島照子元教授に感謝申し上げます。また、日頃から貴重なご意見をいただき、またいろいろなご相談にも乗っていただきました、鹿児島大学工学部電気電子工学科の川畑秋馬助教授に感謝申し上げます。また、同研究室修士2年生の山室秀行君には、実験と解析に協力していただきましたことに感謝申し上げます。学部4年生の佃信児君と井上敬太君には、解析に協力していただきましたことに。感謝申し上げます。

参考文献

- [1] M.N. Wilson, C.R. Walters, J.D. Lewin, P.F. Smith, *J. Phys.*, D3, p.1518, 1970.
- [2] H. Brechna, "Superconducting Magnet System", (Springer=Verlag, Berlin, 1973.
- [3] F. Sumiyoshi, F. Irie, and K. Yoshida, "Magnetic field dependence of ac losses in multi-filamentary superconducting wires," *Cryogenics*, Vol. 18, p. 1518, 1978.
- [4] F. Sumiyoshi, H. Hori, and F. Irie, "Coupling-current loss in a multifilamentary superconducting wire with a normal-metal core", *Cryogenics*, Vol. 22, pp.155-160, 1982.
- [5] K. Kwasnitza, I. Horvath, "Experimental evidence for an interaction effect in the coupling losses of cabled superconductors," *Cryogenics*, Vol.23 pp.9-14, 1983.
- [6] H. Tateishi, T. Onishi, K. Komuro, and K. Koyama, "The influence of solder-filling on the ac losses of pulsed superconducting cables," *Cryogenics*, Vol. 22 pp. 509-517, 1982.
- [7] S. Kawabata, F. Sumiyoshi, T. Kawashima, T. Mito, K. Takahata, and H. Takano, "Interstrand coupling effect on losses and current distributions in superconducting cable conductors," *Cryogenics*, Vol. 34 pp.293-301, 1994.
- [8] A.M. Campbell, "Ac losses in cables of twisted multifilament superconductors," *Cryogenics*, Vol. 20, Issue 11, pp. 651-654, 1980.
- [9] T. M. Mower and Y. Iwasa, "Experimental investigation of a.c. losses in cabled superconductors," *Cryogenics*, Vol. 26, Issue 5, pp.281-292, 1986.

- [10] F. Sumiyoshi, S. Kawabata, Y. Kanai, T. Kawashima, T. Mito, K. Takahata, and J. Yamamoto, *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 3, p.476, 1993.
- [11] M.D. Sumption, R.M. Scanlan, and E.W. Collings, "Coupling loss and contact resistance in cored stabirite cables-influences of compaction and variation of core width," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 11, No. 1, pp. 2571-2574, 2001.
- [12] A. Kimura, N. Kimura, Y. Makida, A. Terashima, T. Shintomi, H. Hirabayashi, et al., "Influence of curing on AC losses of cables for superconducting accelerator magnets," *IEEE Trans. Magn.*, Vol. 30, pp. 2515-2518, 1994.
- [13] A. Kimura, SW. Kim, N. Kimura, Y. Makida, T. Shintomi, H. Hirabayashi, et al., "Stabilities of the Rutherford cables with Cu matrix and CuMn barrier", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 5, No. 2, pp. 385-388, 1995.
- [14] S. Kawabata, F. Sumiyoshi, T. Kawashima, T. Mito, K. Takahata, H. Takano, "Interstrand coupling effect on losses and current distributions in superconducting cable conductors," *Cryogenics*, Vol. 34, No. 4, pp. 293-301, 1994.
- [15] N. Amemiya, H. Yonekawa, T. Ogitsu, E. Kobayashi, K. Sasaki, N. Ohuchi, K. Tsuchiya, and K. Miyashita, "Influence of current re-distribution on minimum quench energy of superconducting triplex cable against local disturbance," *Cryogenics*, Vol. 38, No. 5, pp. 559-568, 1998.
- [16] J.D. Adam, D. Leroy, L.R. Oberli, D. Richter, M.N. Wilson, R. Wolf, H. Higley, A.D. McInturff, R.M. Scanlan, A. Nijhuis, H.H.J. tenKate, and S. Wessel, "Rutherford cables with anisotropic transverse resistance,"

- IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 7, No. 2, pp. 958-961, 1997.
- [17] J.M. Depond, D. Leroy, L.R. Oberli, and D. Richter, "Examination of contacts between strands by electrical measurement and topographical analysis," IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 7, No. 2, pp. 793-796, 1997.
- [18] D. Richter, J.D. Adam, D. Leroy, and L.R. Oberli, "Strand coating for the superconducting cables of the LHC main magnets," IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 9 No. 2, pp. 735-741, 1999.
- [19] M.D. Sumption, E.W. Collings, R.M. Scanlan, A. Nijhuis, H.H.J. ten Kate, S.W. Kim, M. Wake, and T. Shintomi, "Influence of strand surface condition on interstrand contact resistance and coupling loss in NbTi-wound Rutherford cables," Cryogenics, Vol. 39 No. 3, pp. 197-208, 1999.
- [20] M.D. Sumption, H.H.J. Tenkate, R.M. Scanlan, and E.W. Collings, "Contact Resistance and Cable Loss Measurements of Coated Strands and Cables Wound from Them," IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 5 No. 2, pp. 692-696, 1995.
- [21] T. Mito, K. Takahata, A. Iwamoto, R. Maekawa, N. Yanagi, T. Satow, et al., "Extra AC losses for a CICC coil due to the no-uniform current distribution in the cable," Cryogenics, Vol. 38, No. 5, pp. 551-558, 1998.
- [22] T. Hamajima, S. Hanai, Y. Wachi, M. Kyoto, M. Shimada, M. Ono, et al., "Test results of the SMES model coil-pulse performance," Cryogenics, Vol. 39, pp. 947-953, 1999.
- [23] T. Hamajima, Y. Kakusho, K. Hoashi, A. Tsuda, N. Harada, H. Yamada, K. Takahata, and T. Satow, "Irregular AC losses with long time constants in large Cable-in-Conduit conductors," IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 13, No. 2, pp. 2384-2387, 2003.
- [24] K. Takahata, T. Mito, H. Chikaraishi, S. Imagawa, and T. Satow,

“Coupling losses in cable-in-conduit conductors for LHD poloidal coils,”
Fusion Engineering and Design, Vol. 65, No. 1, pp. 39-45, 2003.

[25] T. Mito, K. Takahata, A. Iwamoto, R. Maekawa, N. Yanagi, T. Satow, O. Motojima, J. Yamamoto, F. Sumiyoshi, S. Kawabata, N. Hirano, “AC loss measurements of the experiments on a single inner vertical coil (EXSIV) for the large helical device,” IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 7, No. 2, pp. 330-334, 1997.

[26] N. Koizumi, K. Okuno, Y. Takahashi, H. Tsuji, M. Nishi, K. Yoshida, M. Sugimoto, T. Isono, T. Sasaki, H. Hiue, Y. Yasukawa, F. Hosono, T. Sasaki, Y. Wadayama, H. Tsukamoto, and S. Shimamoto, “Experimental results on instability caused by non-uniform current distribution in the 30kA NbTi demo poloidal coil (DPC-U) conductor,” Cryogenics, Vol. 34, No. 2, pp. 155-162, 1994.

[27] N. Koizumi, K. Okuno, Y. Takahashi, H. Tsuji and S. Shimamoto, “Stabilized operation of 30 kA NbTi demo poloidal coil (DPC-U) with uniform current distribution in conductors,” Cryogenics, Vol. 34, No. 12, pp. 1015-1022, 1994.

[28] Y. Wadayama, N. Koizumi, Y. Takahashi, K. Matsui, H. Tsuji and S. Shimamoto, “Effect of non-uniform current distribution on the stability in NbTi cable-in-conduit superconducting conductor,” IEEE Trans. Magn., Vol. 32, No. 4, pp. 2858-2861, 1996.

[29] L. Krempasky, and C. Schmidt, “Influence of supercurrents on the stability of superconducting magnets,” Physica C, pp. 327-334, 1998.

[30] H. Ohsaki, S. Taniguchi, S. Nagaya, S. Akita, S. Koso, and M. Tatsuta, “Development of SMES for power system control: present status and perspective,” Physica C, 412-414, pp. 1198-1205, 2004.

[31] S. Hanai S, A. Shimada, T. Tsuchihashi, I. Kurusu, M. Ono, K.

- Shimada, S. Koso, K. Tsutsumi, and S. Nagaya, "Design and test results of CIC conductor for a cost reduced 100 MW/500 kWh SMES," IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 13, No. 2, pp. 1810-1813, 2003.
- [32] S. Nagaya, N. Hirano, M. Kondo, T. Tanaka, H. Nakabayashi, K. Shikimachi, S. Hanai, J. Inagaki, and S. Kawashima, "Development and performance Results of 5 MVA SMES for Bridging Instantaneous Voltage Dips," IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol.14, No.2, pp.699-704, 2004.
- [33] T. Hasegawa, N. Ohtani, T. Koizumi, Y. Aoki, S. Nagaya, N. Hirano, L. Motowidlo, R.S. Sokolowski, R.M. Scanlan, D.R. Dietderich, and S. Hanai, "Improvement of superconducting properties of Bi-2212 round wire and primary test results of large capacity Rutherford cable," IEEE Trans. Appl. Supercond, Vol. 11, No. 1, pp. 3034-3037, 2001.
- [34] M. Parizh, A.K. Kalafala, and R. Wilcox, "Superconducting magnetic energy storage for substation applications," IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 7, No. 2, pp. 849-852, 1997.
- [35] A.K. Kalafala, J. Bascunan, D.D. Bell, L. Blecher, F.S. Murray, M.B. Parizh, M.W. Sampson, and R.E. Wilcox, "Micro superconducting magnetic energy storage (SMES) system for protection of critical industrial and military loads," IEEE Trans. Magn, Vol. 32, No. 4, pp. 2276-2279, 1996.
- [36] K. Watanabe, Y. Yamada, J. Sakuraba, F. Hata, C.K. Chong, T. Hasebe and M. Ishihara, "(Nb, Ti)₃Sb Superconducting Magnet Operated at 11 K in Vacuum Using High-Tc (Bi, Pb)₂Sr₂Ca₂Cu₃O₁₀ Current Leads," Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 32, L 488, 1993.
- [37] 三上行雄, 櫻庭順二, 渡沢恵一, 渡辺和雄, 淡路智, "15T 冷凍機冷却型超伝導マグネットの開発," 低温工学, Vol. 34, No. 5, pp. 200-205, 1999.

- [38] 渋谷和幸, 神門剛, 伊藤聡, 濱田衛, 林征治, 川手剛雄, “10T 伝導冷却型超電導マグネット,” 低温工学, Vol. 34, No. 5, pp. 218-220, 1999.
- [39] 神門剛, 伊藤聡, 濱田衛, 林征治, 川手剛雄, 渋谷和幸, “高速励磁型 8T 伝導冷却型超電導マグネット,” 低温工学, Vol. 34, No. 5, pp. 227-229, 1999.
- [40] M. Iwakuma, K. Funaki, K. Kajikawa, H. Kanetaka, H. Hayashi, K. Tsutsumi, et. al., “Development of a 1 T Cryocooler-Cooled Pulse Coil with a Bi2223 Superconducting Parallel Conductor for SMES”, IEEE Trans. Appl. Supercond. Vol. 9, No. 2, pp.928-931, 1999.
- [41] H. Miyazaki, A. Iwamoto, M. Iwakuma, K. Funaki, H. Hayashi, and A. Tomioka, “Ac Loss and Thermal Runaway of 1 T Cryocooler-Cooled Oxide Superconducting Pulsed Coil,” IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 14, No. 2, pp. 774-777, 2004.
- [42] H. Miyazaki, S. Harada, M. Iwakuma, K. Funaki, H. Hayashi, and A. Tomioka, “Thermal Runaway of A 1 T Cryocooler-Cooled Oxide Superconducting Pulsed Coil in Ac Operation”, IEEE Trans. Appl. Supercond. Vol. 15, No. 2, pp.1663-1666, 2005.
- [43] H. Miyazaki, S. Harada, M. Iwakuma, K. Funaki, H. Hayashi, and A. Tomioka, “Initiation of thermal runaway in a 1 T cryocooler-cooled oxide superconducting pulsed coil in AC operation,” Physica C, 426–431 pp. 1397–1401, 2005.
- [44] M. Ono, T. Hamajima, M. Hiregishi, Y. Wachi, H. Maeda, and T. Fujioka, “The influence of electrical & mechanical properties of co-axial cable on coupling losses and stability,” Proc of MT-15, pp. 457-460, 1997.
- [45] J.D. Adam, D. Leroy, L.R. Oberli, D. Richter, M.N. Wilson, and

- R. Wolf, "Rutherford cables with anisotropic transverse resistance," IEEE Trans. Appl. Supercond. Vol. 7, No. 2, pp. 958-961, 1997.
- [46] T. Kawashima, F. Sumiyoshi, S. Kawabata, T. Shintomi, "3D FEM analysis of inter-strand coupling losses in Rutherford cables with composite core," IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 9, No. 2, pp. 717-721, 1999.
- [47] A.K. Ghosh, W.B. Sampson, S.W. Kim, D. Leroy, L.R. Oberli, and M.N. Wilson, "Stability measurements of cored cables in normal and superfluid helium," Physica C, 310, pp. 335-339, 1998.
- [48] F. Sumiyoshi, Y. Kanai, T. Kawashima, M. Iwakuma, T. Mito, K. Takahata, N. Yanagi, and J. Yamamoto, "Sweep-rate dependence of losses in aluminum-stabilized superconducting conductors for Large Helical Device," Fusion Engineering and Design, Vol. 20, pp. 371-376, 1993.
- [49] H. Fujishiro, M. Ikebe, T. Kashima, and A. Yamanaka, "Thermal Conductivity and Diffusivity of High-Strength Polymer Fibers," Jpn. J. Appl. Phys., Vol. 36, pp. 5633-5637, 1997.
- [50] B. ten Haken, V. Ottoboni, M.D. Bentzon, and L. Gherardi, "Advanced testbeds for quality control of superconductors in power applications," Supercond. Sci. Technol., Vol. 13, pp. 1428-1435, 2000.
- [51] K. Kuroda, "Modified boil-off method for measuring a.c. losses of superconducting composites," Cryogenics, Vol. 26, pp.566-568, 1986.
- [52] C. Traeholt, S. K. Olsen, C. Rasmussen, E. Veje, and O. Tonnesen, "Calorimetric measurements of losses in HTS cables," IEEE Trans. Appl. Supercond., Vol. 11, No. 1, pp. 1777-1780, 2001.
- [53] T. Mito, K. Takahata, A. Iwamoto, R. Maekawa, N. Yanagi, T. Satow, et al., "Extra AC losses for a CICC coil due to the no-uniform current distribution in the cable," Cryogenics, Vol. 38, No. 5, pp. 551-558, 1998.

- [54] 笠原奉文，秋田調，“交流超電導コイルの損失評価 $-\tan\delta$ 計による測定-,” 電中研研究報告 T88075, (1989)
- [55] 船木和夫，住吉文夫，“多芯線と導体”，産業図書 (1995)

発表論文

[100] A. Kawagoe, F. Sumiyoshi, T. Mito, H. Chikaraishi, T. Baba, et al., “Stability Evaluation of a Conduction-Cooled Prototype LTS Pulse Coil for UPS-SMES,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 15, No. 2, pp. 1891-1894, 2005.

[101] 川越明史, 住吉文夫, 若松秀宗, 林秀美, 花井哲, 濱島高太郎, “高温超伝導コイルの高性能化を目指す新しいケーブル・イン・コンジット型導体の開発,” *電学論 B*, 124, 10, pp.1186-1191 2004年10月

[102] A. Kawagoe, F. Sumiyoshi, T. Mito, H. Chikaraishi, T. Baba, et al., “Winding Techniques for Conduction Cooled LTS Pulse Coils for 100kJ Class UPS-SMES as a Protection from Momentary Voltage Drops,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 14, No. 2, pp. 727-730, 2004.

[103] A. Kawagoe, F. Sumiyoshi, T. Mito, T. Kawashima, and N. Hirano, “Compact stranded superconducting conductors with both low ac loss and high stability. I. Proposal of a new design,” *Cryogenics*, Vol. 44, No. 9, pp. 617-622, 2004.

[104] A. Kawagoe, F. Sumiyoshi, T. Mito, and T. Kawashima, “Compact stranded superconducting conductors with both low ac loss and high stability. II. Experiments to confirm fundamental performance,” *Cryogenics*, Vol. 44, No. 9, pp. 623-630, 2004.

[105] A. Kawagoe, F. Sumiyoshi, M. Nakanishi, T. Mito and T. Kawashima, “A new winding method to reduce AC losses in stable LTS pulse coils,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 13, No. 2, pp. 2404-2407, 2003.

[106] A. Kawagoe, K. Yoshikawa, F. Sumiyoshi, T. Kawashima and T. Mito, “Minimum quench energy of new type Rutherford cable with both

high stability and low losses,” *Physica C*, Vol. 378-381, pp. 1154-1157, 2002.

[107] F. Sumiyoshi, A. Kawagoe, K. Yamashita, H. Hayashi, H. Okamoto, “Development of Bi-2223 coils without degradation due to face-on oriented magnetic fields applied to wound tapes,” *Physica C*, Vol. 372-376, pp.1402-1405, 2002.

[108] 住吉文夫, 川越明史, 横山専平, 林秀美, 岡元洋, “テープ線材幅広面に加わる垂直磁界に因る特性劣化の少ない高温超伝導コイルの開発,” *電学論 B*, 121, 10, pp.1345-1352 2001年10月

[109] A. Kawagoe, F. Sumiyoshi, T. Mito, A. Iwamoto, S. Satoh and N. Hirano, “Increase of Inter-Strand Coupling Losses in Superconducting Cable-in-Conduit Conductor under Actual Condition of Sweep Rate,” *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, 9 (2), pp. 727-730, 1999.

付録 A 成形より線型導体の新しい設計方法（ピッチ調整の考え方）

ここでは、成形より線型導体の低損失化と高安定化を両立しようとする設計方法について説明する。ここでの議論は、幅広面に垂直な磁界が印加される場合を考えているが、ここで記述する導体設計方法は、成形より線型導体の幅広面に平行な方向に磁界が印加される場合にも適用できる。

図A.1に示すようなラザフォードケーブルを考え、このケーブルの幅広面に垂直な変動横磁界が印加されている場合を考える。このとき、ケーブル断面には、変動横磁界を遮蔽する起電力が生じ、これに駆動されて素線間に結合電流が流れ、ジュール損失、いわゆる素線間結合損失を発生する。このとき発生する遮蔽起電力は、 V_C をケーブルのツイストによって発生する遮蔽起電力、 V_S を素線のツイストによって発生する遮蔽起電力とすると、ケーブルのツイストピッチを L_C 、素線のツイストピッチを L_S として、

$$V_C = \frac{1}{8(\alpha_o + 1)} \left[\alpha_o(\alpha_o + 2)a_o - \frac{x^2}{a_o} \right] L_C \mu_0 \dot{H}_e \propto L_C \quad (\text{A.1})$$

$$V_S \cong \frac{L_S}{2\pi} r_b \mu_0 \dot{H}_e \propto L_S \quad (\text{A.2})$$

とかける[A.1]。ここで、 \dot{H}_e は印加磁界の挿引速度、 μ_0 は真空の透磁率である。 α_o はアスペクト比で、 $\alpha_o = b_o/a_o$ で与えられる。 a_o と b_o は、図A.1(a)に示すように、それぞれ、素線中心を結んだ四角形の厚みと幅の半分である。また、 r_b はフィラメント束領域の半径である。ここでは、 V_C は x 軸を基準電位（零電位）としており、 V_S は素線中心を基準電位としている。ケーブルと素線のツイスト方向は同じ（Zより）とするが、逆の場合（いずれかがSよりの場合）はそのツイストピッチを負の数とする。

素線間結合損失は、クロスオーバの素線間接触抵抗を R_{C0} として一般に次式で表される。

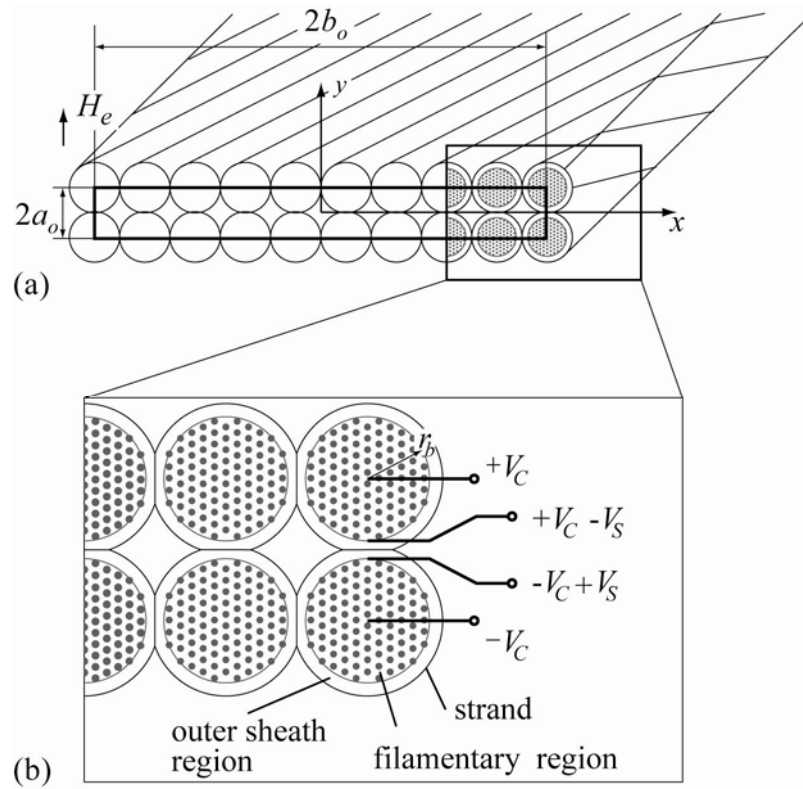
$$W \propto \frac{(V_C - V_S)^2}{R_{CO}} \quad (\text{A.3})$$

従来の導体設計法では、(A.3)式の分母の素線間接触抵抗を大きくすることにより、素線間結合損失を低減している。これに対し本設計方法では、(A.3)式の分子、すなわちクロスオーバの素線間（正確には、図A.1の上下に接している素線対の、それぞれの最外層フィラメントのうち、接触面に近い領域にあるフィラメント間）に誘起される遮蔽起電力、 $2(V_C - V_S)$ を小さくする。そのために、通常のラザフォードケーブルと異なり、素線のツイスト方向とケーブルのツイスト方向を同方向とし、さらに素線のツイストピッチをケーブルのツイストピッチよりも長く設定する。この構造によって、素線間接触抵抗を大きくすることなく、素線間結合損失を低減できる。なお、ツイスト方向を逆方向にすると、(A.1)-(A.3)式より明らかなように、 $V_C - V_S$ を小さくできず、素線間結合損失を小さくすることはできない。

以下この効果について少し詳細に説明する。(A.1)式からわかるように、ラザフォードケーブルのクロスオーバの素線間に発生する遮蔽起電力は、ケーブル断面内部で一定ではない。図A.2(a)に、ケーブル断面内に発生する遮蔽起電力のx方向分布を示す。また(A.2)式からもわかるように、フィラメントのツイストによって素線内に発生する遮蔽起電力 V_S もx方向依存性をもっているが、簡単のために図A.2では一定としている。図A.2(a)に示すように、 V_C はケーブル断面中心で最大となる。したがって、素線のツイストピッチを長くしても、図A.2(b)に示すようにクロスオーバの素線間の電位差を小さくできる領域は限られる。そこで本設計方法では、電位差の大きい導体中央部に高抵抗コアを挿入することによって、この部分の損失を低減する。高抵抗コアのない両端付近は、電位差を小さくしているので、安定性向上に寄与するように低抵抗接続しても、損失が低減できる。すなわち、発生する素線間結合損失は図A.2(c)の灰色部の面積となってケーブルの低損失化が達成できることがわかる。またこのように、素線間の

接触抵抗を比較的理想的な接触に近く極めて小さくする部分と、意図的に大きくする部分とにはっきり二分することで、あいまいな接触抵抗に性能を左右されない導体の作製が可能となる。

以上のように、本設計方法では、導体内に挿入する高抵抗コアの幅、及び素線のツイスト方向とツイストピッチを調整することによって、結合損失と安定性をコントロールすることができる。その結果、従来の設計では不可能とされている低損失性と高安定性の両立が期待できる。



図A.1 ラザフォードケーブル幅広面に垂直な変動横磁界が印加されている時の遮蔽起電力：(a) はケーブルの断面図で、(b)が遮蔽起電力である。 V_C はケーブルのツイストによって発生する遮蔽起電力で、 V_S は素線のツイストによって発生する遮蔽起電力とする

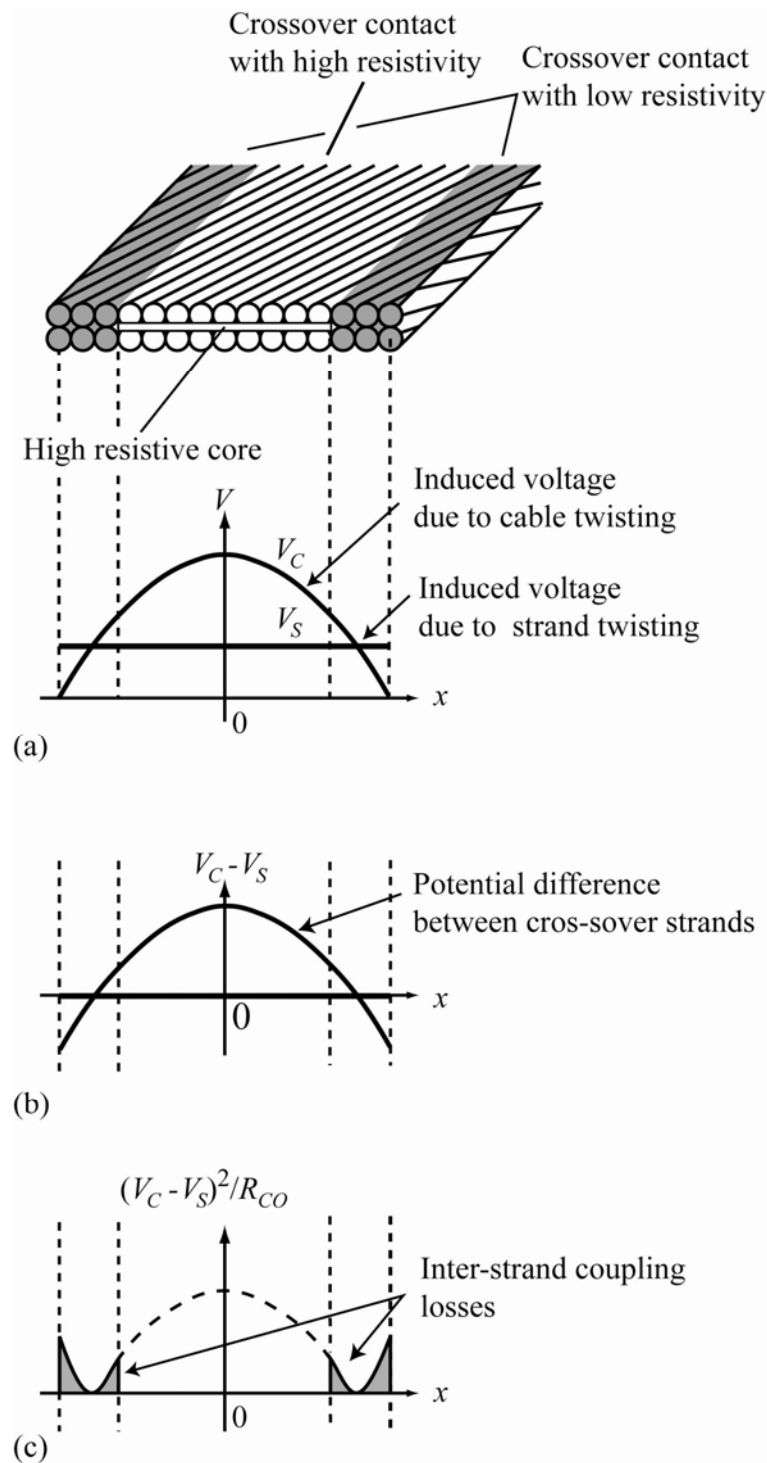


図 A.2 ラザフォードケーブルの設計方法：(a)ケーブル断面と遮蔽起電力、(b)上下素線間の電位差、(c)素線間結合損失

付録 B 成形より線型導体の新しい設計方法の基本性能の実証試験

ここでは、付録 A で説明した、低損失性と高安定性を両立した成形より線型導体の新しい設計法について、その導体の基本的な性能を実験的に確認した実証試験の結果について記述する。

B.1 実証試験用サンプル導体

特にこの実験で実証したいのは次の 2 点である。

- (1) 成形より線型導体のピッチ調整を行い、かつ素線同士の接触抵抗の曖昧さに影響を受けないような導体断面構成を採用することによって低損失性が達成されるか。
- (2) 低損失性を追求しても導体の安定性は損なわれていないか。具体的には最小クエンチエネルギー (MQE) が所定の範囲に収まっているか。

これらを実証するために、表 B.1 に示すような 5 種類のサンプルを用いた。(実際に準備したのは、サンプル名に(H)のついていない 4 種類である。(H)のついていないサンプルは、ついていない同じ名前のサンプルを、条件を変えて再測定したものである。) サンプル名は、提案している新しい製法に基づいてツイストのピッチ調整したものを (twist adjustment の略で) ‘TA’ とし、従来型のものには調整しないので、(no adjustment の略で,) ‘NA’ とした。さらに、ステンレスコアのあるものとないものを区別するために、それぞれ ‘-SS’ と ‘-NC’ と書き、TA と NA のあとに続けた。

次にサンプル形状の特徴について述べる。ツイストのピッチ調整をしたサンプル (TA シリーズ) では、ケーブルのツイストの向きと素線のそれが同じで、しかも素線のツイストピッチが従来型のもの (NA シリーズ) に比べて相当長い。それぞれのシリーズに対して、高抵抗コアを持つものと持たないものの 2 種類を準備した。高抵抗コアの材質はステンレスであ

り、幅 3 mm、厚み 25 μm である。したがって幾何学的な寸法を比べる限り、ステンレスコアを持つサンプルは、ケーブル断面内の上下素線対 9 対のうち、両端の 2 対ずつがステンレスコアと接しないことになる。また、サンプルケーブルのクロスオーバの素線対を低抵抗接続するために、およそ 30 MPa 程度の圧力をサンプル幅広面に垂直に加えた状態で、約 200 度の熱処理を窒素雰囲気中で行い、測定後まで圧力は保持した。

なお、サンプルを構成する素線である NbTi 多芯線の断面構成を図 B.1(a) に示す。NbTi のフィラメント束領域と、外側と中心の両方に配置された安定化 Cu との間は CuNi バリアで仕切られている。Cu/CuNi/NbTi の体積比は 1.6/0.6/1 である。また、最外層にある Cu シースの厚みは 45 μm である。

B.2 低損失性の実証試験

B.2.1 サンプルの準備

低損失性の実証試験を行うには、短尺直線状サンプルを交流横磁界中に置き、発生する結合損失を測定すればよい。この実験では、表 B.1 に示すサンプルのうち、TA-SS、TA-NC、NA-SS、それに NA-NC を使った。特にサンプル TA-SS は、ツイスト調整に加えて、ステンレスコアを入れ加圧熱処理を行って、クロスオーバの素線間抵抗の調整まで行ったものである。このサンプルが、付録 A で説明した新しい製法に基づいて作られている。これに対し残りの 3 つのサンプルは、比較用として準備したものである。このうちサンプル NA-SS は、ツイスト調整をしない以外はすべて TA-SS と同じ条件である。この比較用サンプル NA-SS よりも TA-SS の損失値が小さくなるかどうかを実測により示せるかどうかを実証試験として重要である。また、サンプル TA-NC は、TA-SS に近いツイスト調整を行って

いるが、ステンレスコアを入れないで加圧熱処理を行っているので、クロスオーバのすべての素線対が低抵抗で接続されている。(このサンプルのツイスト調整を、意図的にサンプル TA-SS と少しずらしたのは、後述の図 B.4 に示す理論的な結果予測に基づき、サンプル NA-NC とは異なる損失値を実測で示したいという理由からである。) サンプル NA-NC は、ステンレスコアが入っていないという点ではサンプル TA-NC と同じであるが、ツイスト調整も行っていないので、サンプル TA-SS の最も対極にあるサンプルと言える。

サンプルは約 500 mm の直線形状とした。ケーブル間を絶縁した 5 本を積層して、ステンレス製の板とボルトで圧力を加えた(図 B.1(b))。またサンプルの両端は超伝導フィラメント同士が接触しない程度まで切断面を研磨してある。

B.2.2 測定装置

結合損失の測定は、本文第 2 章の 2.2.2 項で述べたものと同じ装置で行った[B.1]。測定条件は、直流バイアス磁界 $\mu_0 H_{dc}=0.5$ T、交流磁界振幅 $\mu_0 H_m=0.8$ mT、1.6 mT、周波数は 0.1 Hz~318 Hzとした。また、測定装置内で図B.1 に示すサンプルホルダを 90 度回転させることにより、ラザフォードケーブル幅広面に垂直（‘FO’ と略記）と平行（‘EO’ と略記）に磁界を印加した場合について、磁化法によって交流損失を測定した。ピックアップコイルは、図B.1 に示すように、サンプルホルダに取り付けたEO磁界用とFO磁界用の 2 種類を使用した。

B.2.3 測定結果

図 B.2 (a)と (b)は測定した結合損失の周波数依存性である。縦軸は規格化

損失で、印加磁界一周期当たり、素線単位体積当たりの損失値を、 $\mu_0 H_m^2$ で割ったものである。図B.2(a)はステンレスコアのあるサンプルで、(b)はコアのないサンプルの測定結果である。いずれもTAシリーズのサンプルの測定値を白抜きのプロットで示している。EO磁界印加時の測定値 W_{EO} は三角（▼、▽、▲、△）でプロットしている。FO磁界を印加した時の測定値 W_{FO} は、ステンレスコアありが四角印、コアなしが丸印でプロットしている。

規格化損失値の周波数依存性は、デバイ曲線の全部あるいはその一部分を示している[B.2]。また印加磁界の振幅に依存していなかった。したがって、これらのデータは期待した結合損失が測定できていると考えられる。

B.2.4 ピッチ調整による素線間結合損失の低減効果

ピッチ調整が素線間結合損失に及ぼす影響を議論するために、図B.3に示すような、縦軸を結合時定数 $(n\tau)_R$ 、横軸を素線ツイストピッチの大きさ L_S にとったグラフ上に、図B.2のデータを再プロットした。ここで $(n\tau)_R$ は、 W をデバイカーブ左斜面における規格化損失値、 f を印加磁界の周波数として、次式で与えられる。

$$(n\tau)_R = \frac{W}{4\pi^2 f} \quad (1)$$

サンプル幅広面に平行なEO磁界中で測定された、‘EO’と付記した黒塗りの各マーク（●、◆、▲、▼）は、素線内結合損失が測定されていると考えられる[B.3]。このことは、これらのデータが L_S の二乗に比例していることから裏づけられている。一方、サンプル幅広面に垂直なFO磁界中で測定された、‘FO’と付記した黒塗りの各マークは、素線内結合損失と素線間結合損失の和が測定された全結合損失である。したがって、本論文で観測したい素線間結合損失は、FO磁界中の損失からEO磁界中のそれを

差し引くことで求められ、同じ形の白抜きのマークでプロットした。この結果より、新しい設計法に基づいて作製されたTA-SSの素線間結合損失 ∇ は、ピッチ調整を行っていないNA-SSの素線間結合損失 \triangle よりも40%低減していることがわかる。これは、ステンレスコアを入れてクロスオーバの素線間抵抗の調整を行い、その上ピッチ調整まで行ったことによる損失低減効果を実証するものである。また、ステンレスコアなしのサンプルTA-NCも、同様にピッチ調整による20%の損失低減効果が観測されたものの、クロスオーバの素線間抵抗の調整までを行っていないため、その絶対値は、コアありのサンプルに対して10倍以上と大きい。

図中の破線、実線、一点鎖線は、2次元有限要素法(2D-FEM)による損失解析結果[B.4]で、それぞれ全結合損失 W_c+W_s 、素線間結合損失 W_c 、素線内結合損失 W_s である。全結合損失と素線間結合損失は、ステンレスコアなしのサンプルについて解析した結果を細線で示し、ステンレスコアありのサンプルについて解析した結果は太線で示している。素線内結合損失の解析結果は、ステンレスコアあり、なしで一致しているので、一本で示している。ステンレスコアありのサンプル及びコアなしのサンプルともに、測定値と2D-FEM解析値とはよく合っている。なお、本解析では、サイドバイサイドの素線間は、クロスオーバの素線間よりも十分大きな抵抗値をもっているとしており、また特にコアありのサンプルでは、断面写真を参考にして、コア幅とクロスオーバの素線同士の接触状況まで詳細に調べ、計算に反映させている。

表 B.1 損失測定と MQE 測定に使用したサンプルのパラメータ

| Sample name | TA-SS | TA-NC | NA-SS | NA-SS(H) | NA-NC |
|------------------------------|-----------------|---------|-----------------|----------|---------|
| Strand | | | | | |
| Twist adjustment | yes | → | no | → | → |
| Twist pitches | 93 mm | 172 mm | 9.5 mm | → | → |
| Twist direction | Z | Z | S | → | → |
| Diameter | 0.59 mm | → | → | → | → |
| Cable | | | | | |
| Number of strand | 18 | → | → | → | → |
| Twist pitch | 55 mm | → | → | → | → |
| Twist direction | Z | → | → | → | → |
| Core | | | | | |
| | stainless steel | no core | stainless steel | → | no core |
| Thickness | 25 μ m | - | 25 μ m | → | - |
| Width | 3 mm | - | 3 mm | → | - |
| Crossover contact resistance | low | → | → | high | low |

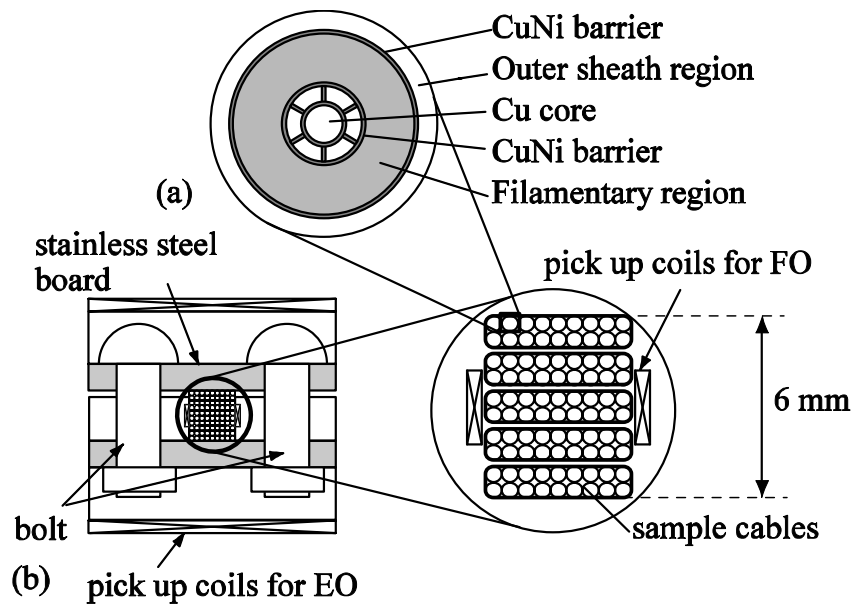


図 B.1 (a) 素線の断面図。(b)サンプルホルダにセットした 5 本積層サンプル。

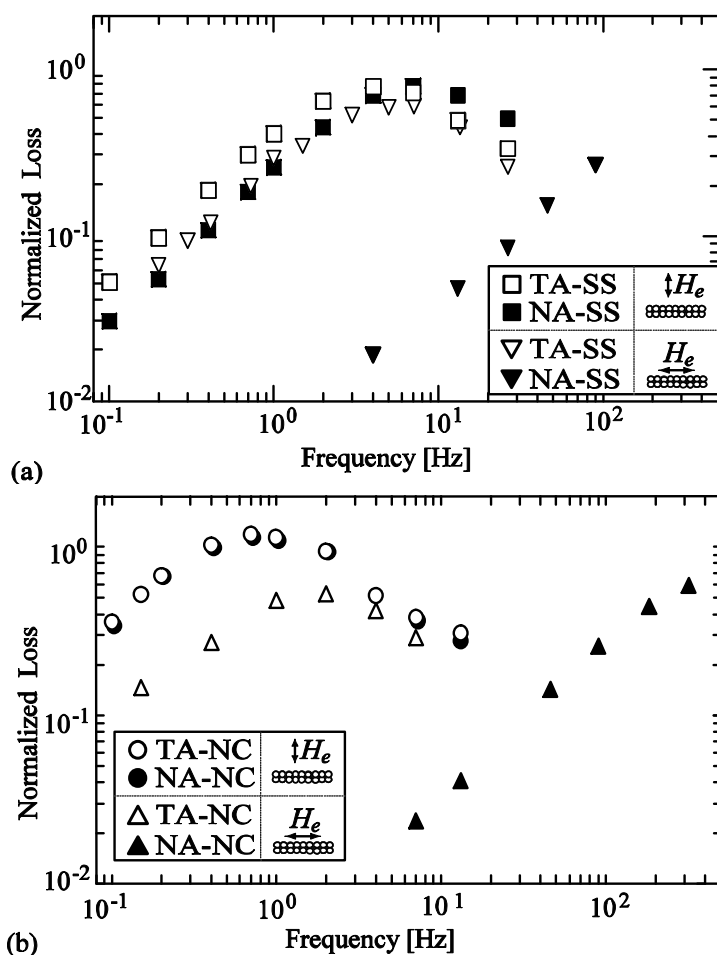


図 B.2 規格化損失の周波数依存性

(a) ステンレスコアあり。(b) ステンレスコアなし。

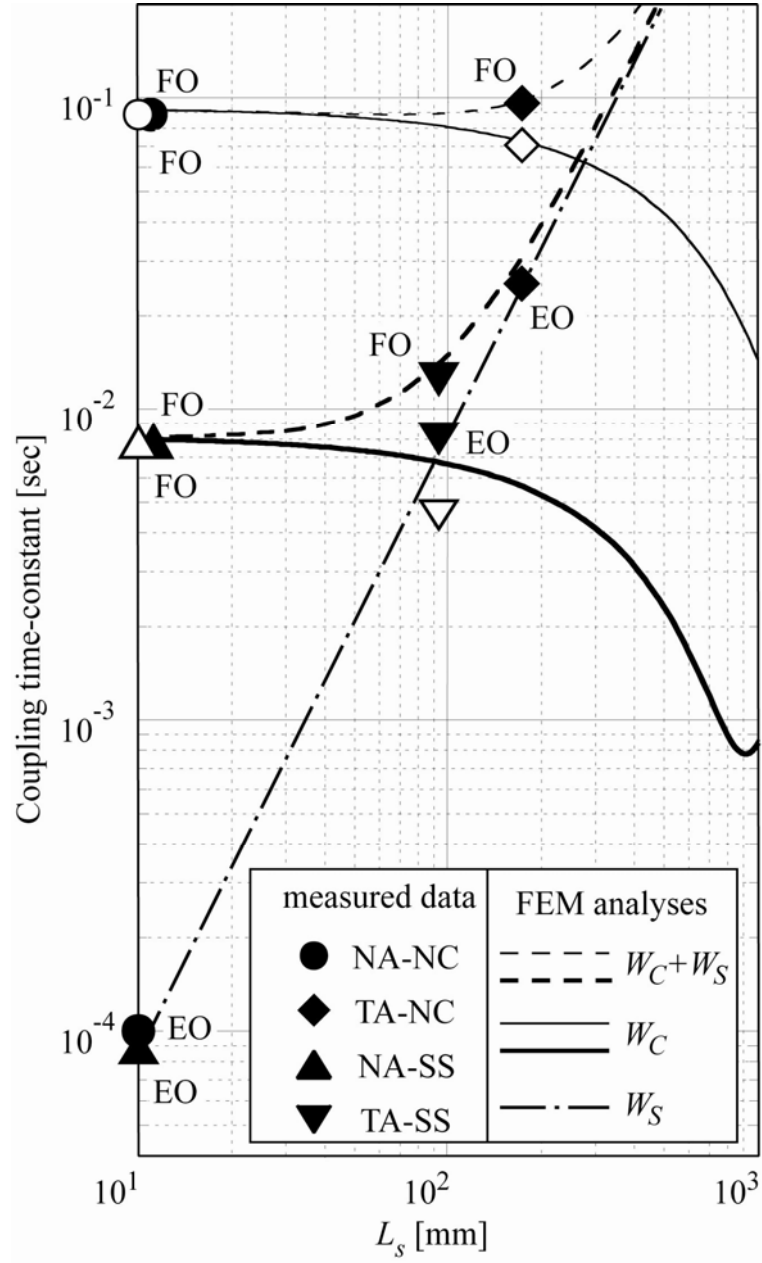


図 B.3 結合時定数の素線ツイストピッチ依存性：細い線と太い線は、それぞれコアなしとコアありの 2D-FEM 解析結果である。

B.3 最小クエンチエネルギーの測定

提案している新しい設計法では、導体内の素線対を積極的に低抵抗接続して、輸送電流の転流可能なパスを確保する。その結果として安定性を保持することができる。ここでは、低抵抗接続されたクロスオーバの素線対が、MQE に及ぼす影響を調べるために、ラザフォードケーブルの MQE の測定を行った結果について述べる。

B.3.1 サンプルの準備

高安定性の実証試験として、直流磁界中におかれたサンプルに通電した状態で、その一部分をヒーター加熱してサンプルがクエンチする最小のエネルギーである MQE を測定した。使用したサンプルは、NA シリーズの NA-SS と NA-NC、それに前者の測定後に条件を変えて再測定した NA-SS(H)の 3 種類である。この NA-SS(H)は、ステンレスコアの入ったサンプルで MQE の測定を行ったあとに、サンプルに加えられた圧力を一度リリースして素線同士の金属融着を切離したのち、再加圧して再測定するので、クロスオーバの素線対同士の接触抵抗は大きくなると思われる。

この抵抗値がどの程度大きくなったかは、結合損失の測定に用いたサンプルに同様の処理を行って、結合損失の測定を行い、間接的に素線間接触抵抗値を求めた。その詳細は省略するが、サンプル NA-SS(H)は、NA-SS の約 50 倍になった。本測定に、TA シリーズではなく NA シリーズのサンプルを使用したのは、次の理由からである。

(1)一般に導体製作の過程で素線のツイスト加工により素線内の安定化銅の抵抗値が変わり、焼鈍熱処理によってそれを回復させている。それが十分であったかどうかは諸特性を実測してみないと判定できない。したがっ

ここでは、素線のツイストピッチがサンプルによって異なる TA シリーズではなく、同じである NA シリーズを使用することにした。なお、MQE の測定値には、安定化銅の抵抗の変化による影響に関する懸念を除くと、NA シリーズと TA シリーズとの差は生じないと考えられる。

(2) サンプル名の最後に (H) とつけた、ステンレスコアありのサンプルについて、次のような制限がある。再加圧後の素線同士の接触抵抗を測定するのに、結合損失の実測値と FEM 解析を使って推定するという間接測定を行う。したがって、再測定するサンプルは、素線ツイストピッチの短い NA シリーズでないと接触抵抗の測定精度が確保できない。

各サンプルは約 500 mm 長を準備した。図 B.4 に示すように異なるサンプル 1 本ずつを 2 本セットにしてホルダに配置し、上下方向に加圧した。このホルダの長さは 414 mm である。サンプル同士は、図 B.5 に示すように下方で接続されており、サンプル上方から往復電流となるように 2 本同時に通電した。

B.3.2 測定装置

測定装置の概略図を図 B.6 に示す。サンプルは中央のスプリット型マグネットに挿入され、サンプル中央部に直流バイアス磁界 $B_{dc}=5$ T を印加した状態で測定した。冷却条件は、液体ヘリウムの浸漬冷却 (4.2 K) とした。

MQE の測定は次のようにして行った。まず、サンプル中央の 1 本の素線にセットされたカーボンペーストヒーターからサンプルに入熱する。ヒーターは長さ約 3 mm で、入熱時間は 1 ms とした。そして入熱後にサンプルがクエンチするかどうかを電圧端子で検出した。この電圧端子間距離は、サンプルのほぼ全長となるようにセットした。また入熱エネルギーは、四端子法で求めた。

B.3.3 測定結果

3つのサンプル、NA-SS、NA-NC、NA-SS(H)のMQEを測定した結果を図B.7に示す。ここで同図の横軸は通電電流 I_t を臨界電流 I_c で割ったものである。▲印で示すサンプルNA-NCのMQEが最も大きく、△印のサンプルNA-SS(H)が最も小さい。●印で示すサンプルNA-SSのMQEはそれら2つのサンプルのほぼ中間にある。これらのMQE特性は、定性的に良く理解できる。すなわち、サンプルNA-NCはステンレスコアが入っていない上にクロスオーバの素線対全てが融着しているので、低抵抗接続されている。したがって、一部の素線が常伝導転移した際に健全な素線への転流が容易であり、3つのサンプルの中で極めて高いMQEの値をとる。一方サンプルNA-SS(H)は、ステンレスコアが入っており、しかもクロスオーバの素線間の接触抵抗が、一度圧力をリリースして融着した素線間を離したために、50倍大きくなったため、常伝導転移時の転流が困難である。その結果、MQEは最も低い値となる。サンプルNA-SSは、これら2つの対極の特性をもつサンプルとは違い、クロスオーバの素線対の一部のみが低抵抗接続されているので、中間の特性になることは容易に理解できる。また、MQEの I_t 依存性は、MQEの小さいサンプルほど小さい。逆にMQEが最も大きいサンプルNA-NCでは、 I_t 依存性が顕著である。その結果、 $I_t / I_c = 0.75$ のとき、MQEの最大と最小の比率は約4倍であるが、 $I_t / I_c = 0.59$ のときは約25倍まで大きくなっている。

B.3.4 新設計法での安定性確保についての検討

前節で得られたMQEのデータについて理論的な検討を行った。図B.6の点線は、本論文の実験で使用したサンプルを構成する素線1本のMQE、 Q_s の理論値である。ここでは、差分法を用いて次元熱平衡方程式を数値的

に解いた（B.1節でも述べたように、この素線は、フィラメント束とCu外皮層との間にCuNiバリアがあるが、数値計算の際これを無視した。したがって、得られた理論値はわずかに過大評価していると思われる）。図B.6中の実線は、この素線1本に対して理論的に得られたMQEを単純にサンプル内素線の本数倍、すなわち18倍したものである。これは、全ての素線が電氣的にも熱的にも完全に独立とみなされる場合に相当している。この実線がサンプルNA-SS(H)の実測値に近いことより、サンプルNA-SS(H)の安定性は、単に素線レベルで達成されたものにとどまり、より線構造をとった場合の素線間の転流による安定化への寄与はほとんどないことがわかる。この結果と合わせて、サンプルNA-SSのMQEの値がNA-SS(H)に比べて2~3倍大きいという実験データから、サンプルNA-SSでは素線間の転流による安定化への寄与が素線レベルの安定性と同等あるいはその2倍程度存在することがわかる。

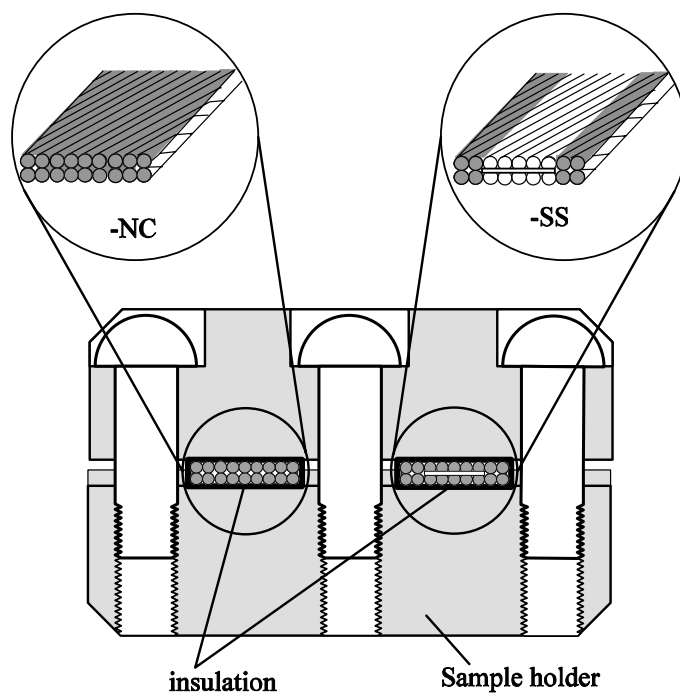
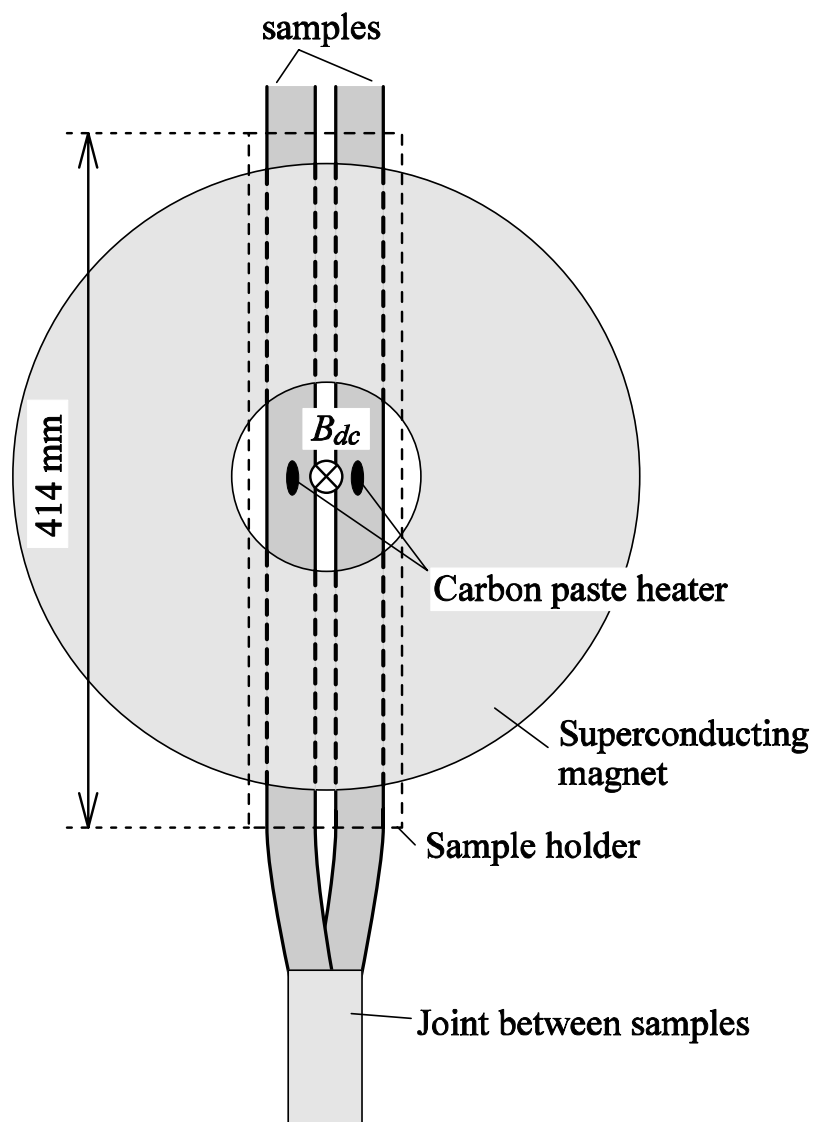


図 B.4 MQE 測定のためのサンプルホルダにセットした 2 つのサンプルの断面図



図B.5 MQE測定のための測定システム：外部磁界印加用マグネットにサンプルを挿入し、サンプル中央部に直流バイアス磁界 $B_{dc}=5$ Tを印加した状態で測定した

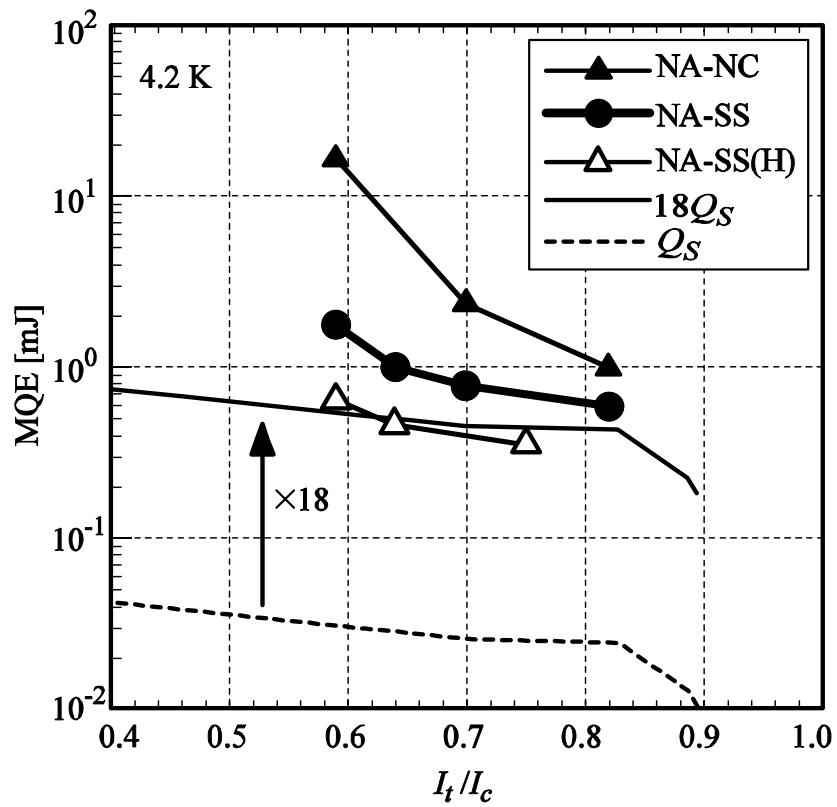


図 B.6 MQE の通電電流依存性：横軸は、通電電流を 5 T 中での臨界電流で規格化したものを示す。点線は、素線 1 本の MQE の数値解析で求めた結果である。

付録 参考文献

- [A.1] A. Kimura, T. Shintomi, A. Terashima, S. Kawabata, F. Sumiyoshi, and H. Hirabayashi, "Interstrand coupling losses of Rutherford cables," *Cryogenics*, Vol. 36, No. 9, pp. 681-690, 1996.
- [B.1] F. Sumiyoshi, Y. Kanai, T Kawashima, M. Iwakuma, T. Mito, K. Takahata, et al., "Sweep-rate dependence of losses in aluminum stabilized superconducting conductors for Large Helical Device," *Fusion Engineering and Design*, Vol. 20, pp. 371-376, 1993.
- [B.2] V. B. Zenkevich, A. S. Romanyuk, V. V. Zheltovet, "Losses in composite superconductors at high levels of magnetic field excitation: part 1.," *Cryogenics*, Vol. 20, No. 12, pp. 703-712, 1981.
- [B.3] F. Sumiyoshi, S. Kawabata, T. Gohda, A. Kawagoe, T. Shintomi, E.W. Collings, et al., "AC Losses in Nb₃Sn Rutherford Cables with a Stainless Steel Core," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, Vol. 9, No. 2, pp. 731-734, 1999.
- [B.4] F. Sumiyoshi, H. Kasahara, T. Kawashima, T. Tanaka, "Numerical calculation method of inter-strand coupling current losses in superconducting conductors," *Cryogenics*, Vol. 29, No. 7, pp. 741-747, 1989.