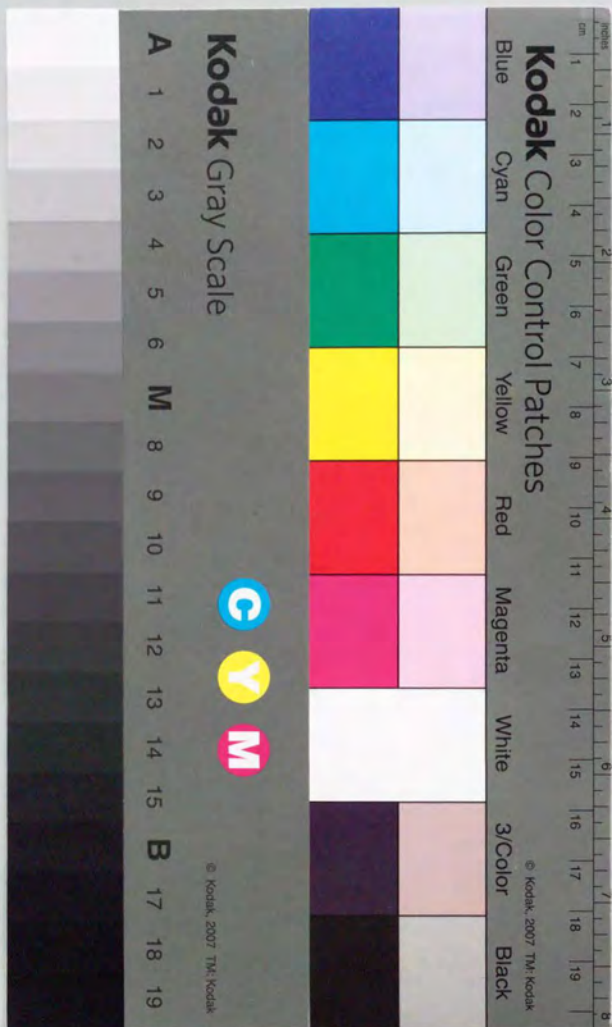


電力応用へ向けた超電導導体とコイル  
に関する研究

秋田 調





電力応用へ向けた超電導導体とコイル  
に関する研究

秋 田 調

## 目 次

第1章 序 論 .....	5
1.1 超電導電力機器開発の現状 .....	5
1.1.1 はじめに .....	5
1.1.2 電力用超電導技術の特徴 .....	5
1.1.3 超電導技術の特徴の電力機器への適用法 .....	6
1.1.4 超電導電力機器の開発の現状と将来 .....	6
1.1.5 まとめ .....	13
1.2 超電導電力機器の特徴とその導体に要求される性能 .....	13
1.2.1 超電導電力機器の特徴 .....	13
1.2.2 超電導電力機器用超電導導体とコイルに要求される性能 .....	15
1.3 本論文の構成 .....	16
第2章 交流用超電導コイルの交流損失 .....	19
2.1 超電導導体の交流損失研究の現状 .....	19
2.1.1 はじめに .....	19
2.1.2 超電導導体で発生する交流損失 .....	19
2.1.3 低交流損失化の現状 .....	21
2.1.4 交流超電導コイル化研究の現状 .....	22
2.2 交流超電導コイルによる交流損失試験法の検討 .....	24
2.2.1 はじめに .....	24
2.2.2 試作した交流超電導コイルの構造と特徴 .....	24
2.2.3 交流超電導コイルの通電法 .....	32
2.2.4 交流損失測定法 .....	33
2.3 コイルへの巻線化による交流損失の測定と解析 .....	36
2.3.1 はじめに .....	36
2.3.2 コイルの交流損失測定結果 .....	36
2.3.3 導体固有の交流損失の解析 .....	36
2.3.4 従来の銅導体との比較における交流超電導線の交流損失レベル .....	42
2.3.5 交流損失解析結果 .....	44
2.4 超電導導体の機械的振動に伴う交流損失の評価 .....	44
2.4.1 はじめに .....	44
2.4.2 機械的交流損失の検討 .....	44
2.5 巻線を大容量化した場合の交流損失の評価 .....	48
2.6 結 言 .....	49
第3章 交流用超電導導体とコイルのクエンチ特性 .....	51
3.1 交流用超電導導体の安定性の問題点 .....	51



3.1.1 超電導体における安定化基準	51
3.1.2 交流用超電導体における安定化の問題点	52
3.2 交流用超電導体を用いたコイルのクエンチ現象	52
3.2.1 はじめに	52
3.2.2 交流超電導コイルのクエンチ現象測定法	52
3.2.3 巻線抵抗の温度依存性	53
3.2.4 クエンチ電流	54
3.2.5 クエンチ時の巻線温度上昇の推定	67
3.2.6 クエンチ時の常電導部伝搬特性	74
3.2.7 クエンチ時の交流損失	77
3.3 結 言	79
第4章 交流用超電導体の低交流損失化に関する研究	81
4.1 はじめに	81
4.2 近接効果の理論	81
4.3 銅シリコン合金母材超電導線における近接効果の検討	84
4.4 交流超電導素線の交流損失評価	87
4.5 結 言	89
第5章 超電導体の繰り返し圧縮応力下における性能評価	91
5.1 超電導電力機器における超電導体の実使用条件	91
5.1.1 応力下における超電導体の特性試験の必要性	91
5.1.2 発電機界磁巻線に必要とされる試験条件	92
5.1.3 応力下超電導体試験装置の仕様	96
5.1.4 応力下超電導体試験装置の特徴	104
5.2 繰り返し応力下における超電導体の特性	108
5.2.1 臨界電流測定結果	108
5.2.2 交流損失測定結果	110
5.3 結 言	113
第6章 結 論	115
6.1 はじめに	115
6.2 各章での結論のまとめ	115
6.3 本研究の結論	116
付録 超電導コイルを用いた空心超電導変圧器の可能性	117
A 1. はじめに	117
A 2. 空心変圧器の設計指針	117
A 3. 空心変圧器の定数計算法	118

A 4. 空心変圧器の設計例	119
A 5. 結 言	123
謝 辞	124
本研究に関する発表リスト	125
I. 論 文	125
II. 国際会議における発表論文	125
III. 口頭発表	125
IV. 電力中央研究所報告	126
本研究に関わる特許出願	127



## 第1章 序 論

### 1.1 超電導電力機器開発の現状

#### 1.1.1 はじめに

超電導現象は1911年にオランダのカメリン・オンネスにより水銀について発見された後、約半世紀間は臨界磁界が非常に低く、また超電導現象そのものの物理的説明が不十分だったこともあり、ほとんど実用化されなかった。しかし、1960年代になると、数テスラ以上の臨界磁界を有するNbTiおよびNb<sub>3</sub>Snなどの新しい金属系超電導材料が発見され、かつ、BCS理論などの物理的説明が進んだこともあり、急速に実用化に向けて研究が進展した。特に高エネルギー物理学や核融合実験装置では、超電導マグネットによって、2 T以上の高磁界を、長時間にわたって用いることが研究上求められるようになった。このため、水素泡箱用など多くの超電導マグネットが開発された。さらにこのような研究開発において、マグネットの設計法や解析法が確立されていった<sup>(1)(2)</sup>。

一方、超電導の商用電力システムへの応用、いわゆる電力応用についても、超電導発電機や超電導エネルギー貯蔵(SMES)などの高磁界直流応用、および電力ケーブルなどの低磁界交流応用について、1960年代から研究開発が開始された。特に1980年代に入って、低損失での交流通電が可能な極細フィラメント線材が開発されたため、発電機電機子の超電導化および、超電導変圧器、超電導限流器など、高磁界交流応用についても研究が開始された。

電力応用では、超電導技術を単純に定常的直流高磁界発生用として用いることはほとんどない。これは、発電機の界磁巻線やSMESのような直流応用でも、発電出力の調整やエネルギーの出し入れのためには磁界を変化させることが必須であること、また電力応用のほとんどは交流応用であるためである。このため、電力応用超電導技術では、従来の超電導応用ではあまり利用されていない変動電流の下での超電導特性を利用していることが多く、このため電力応用独特の技術開発が必要となっている。

#### 1.1.2 電力用超電導技術の特徴

##### (1) 電気抵抗零

応用上から見た超電導技術の最大の特徴は電気抵抗が零、すなわち電流を流しても損失が発生しないことである。このため、超電導利用上不可欠な極低温状態を保つのに必要な冷却動力が、超電導を使用しない場合に発生するジュール損失を下回れば、運転のエネルギー収支としては技術的に成立する。このような観点で検討されている応用の一つとして、電力ケーブルがある。超電導を用いると直流ケーブルでは、通電損失が達成できるが、交流ケーブルでは導体で交流損失が発生するので通電損失は零ではない。しかし、電力ケーブルでは交流磁界は十分低いので、大容量になると超電導を用いた方が低損失となる可能性が高い。もっとも、電力ケーブルを実用的な立場で見ると建設時のコストも考慮されるので単純に低損失になるだけでは成立しない。

##### (2) 高電流密度

超電導の特徴の一つに、高電流密度特性が挙げられる。常温の導体では水で強制冷却しても1 mm<sup>2</sup>当たり10 A程度までしか定常的には流せない。しかし超電導では、この十倍、場合によっては百倍の電流密度で定常的に通電することができる。この特徴を利用すると、限られた断面スペースに大電流を流すことができるので、例えば電力ケーブルに応用すると送電電力密度が向上する。これにより、単位電力当たりの送電コスト低減が可能になるといわれている。

##### (3) 高磁界発生

超電導線材を巻線に用いると巻線での電流密度が大巾に向上できるので、空心でも5 T以上の強力な磁界を發



生できる。超電導電力応用で直流の高磁界を利用するのは、今のところ超電導発電機の界磁巻線だけであるが、超電導を用いた直流高磁界の発生は、超電導の特徴を有効に利用しており、今後超電導発電機以外の応用への適用も期待できる。

#### (4) 常電導と超電導間の転移の利用

超電導状態は、冷却により成立している準安定な状態であり外乱や自己発熱などによる温度上昇や過大な電流の通電により、超電導状態から常電導状態へ転移する。超電導体は常温においては一般に金属としてはあまり導電性が高い物質ではないので、常電導になるとインピーダンスが大きくなる。この抵抗変化を急速に行わせることを利用し、常電導転移型限流器を開発することにより、電力系統に短絡事故が起こった場合の故障電流を制限することなどに利用できる。

#### (5) 磁気遮へい効果の利用

超電導体に磁界を印加するとそれを打ち消すような電流が流れ、超電導体の下部臨界磁界以下では、超電導体の中には、まったく磁界が侵入しない。これ以上の磁界でも、超電導体の磁化相当分の磁界低減が可能である。これを利用して、磁気遮へいを行うことができる。さらに応用として磁気遮へいの消失に伴うインピーダンスの急増を利用した故障電流制限法である磁気遮へい型超電導限流器が検討されている。

#### (6) ジョセフソン効果

ジョセフソン効果は超電導電子の波動性とトンネル効果を利用した量子力学的効果であり、超電導状態と非超電導状態を電圧や微小な磁界変化で制御できる。この効果の利用はこれまで高速動作が必要な電子計算機用素子には検討されてきたが、電力応用に対しての可能性は、動作パワーレベルが低いと十分な検討は行われておらず、今後の課題である。

### 1.1.3 超電導技術の特徴の電力機器への適用法

超電導の電力機器への応用を考える場合、2つの適用法がある。1つは、従来から存在する電力機器、例えば、発電機、電力ケーブル、変圧器等を超電導化する場合である。この場合には、超電導化のメリットは従来機器との比較で与えられる。よって、超電導の特徴を活用することにより、従来技術では達成できない性能向上が要求される。具体的には、高密度化、小型・軽量化、高効率化、高安定化などである。

もう一方の適用法は、超電導を用いなければ達成できない電力機器への応用である。具体的にはSMES、超電導限流器などである。これらの機器では、同等な機能を有する従来機器が存在しないため、まずどのようなメリットがあり、それぞれのメリットを定量的に評価するためにはどのような評価手法が必要か、ということから検討する必要がある。このような検討により初めて、超電導電力機器に必要とされる技術的性能や経済性が明らかになる。

このように、超電導の電力応用においては、その活用法によって異なる観点からの評価が必要になる。また、電力機器単体での評価だけでなく、電力系統全体でのシステム設計や特性の変更に伴うメリットの評価も必要である。さらには、環境や他機器の信頼度などへ与える影響など社会システム全体に与えるメリットの評価も重要である。

### 1.1.4 超電導電力機器の開発の現状と将来

現在、超電導電力機器は開発途上にあり、実際の商用電力系統内で運用される機器の開発は来世紀となろう。そこで、ここでは目下検討中の各種の超電導電力機器について、そのメリットなどを分析し、将来へ向けての技術展望を行う。

## 11) 超電導発電機

### ① 概要

超電導発電機については、現在通商産業省工業技術院のニューサンシャイン計画の一環として、超電導発電機連機器・材料技術研究組合(Super-GM)で平成10年度までの予定で20万kW級の界磁を超電導化した発電機の開発を目標として、この3分の1スケールの7万kW級モデル機の開発が進められている。この計画では金属系のNbTi超電導線が界磁巻線に使用されている<sup>(12)</sup>。21世紀の早い時点で超電導発電機あるいは超電導調相機として実用化されるのではないかと期待が持たれている。

界磁を超電導化した界磁超電導発電機では、電機子の外周に交流磁界が漏洩しないように、鉄を用いた磁気シールドであるバックコアを取り付ける必要がある。しかし、これ以外は鉄心を用いる必要がなく、空心構造で発電に必要な高磁界が得られるので、小型軽量化等従来機では得られないさまざまなメリットが生ずる。一方、電機子までを超電導化した全超電導発電機の開発も検討されているが、高磁界の交流磁界中でも十分低損失な線材がまだ開発されていないので、発電機としてのメリットがどの程度出せるかについては明確になっていない。

以下に詳細を示す。

### ② 界磁超電導発電機のメリット

#### i) 低損失

界磁巻線を超電導化すると、銅巻線で発生するジュール損失がなくなる。さらに、界磁は内部から冷却されるので、従来機で必要であった界磁表面の冷却用水素ガス取込口がなくなり、風損による機械的損失もなくなる。このため、界磁超電導発電機では、発電時の損失が従来機の約半分になる。

界磁巻線に金属系の超電導線を用いる場合には液体ヘリウムで冷却する必要がある。このヘリウム液化機の運転に必要な動力は20万kWから100万kW級の発電機で300kWから500kWと予想されており、発電出力の0.15%から0.05%にしかない。将来界磁巻線に酸化物系の高磁界用超電導線を用いて液体窒素冷却による運転が可能になればさらにこの冷動動力が20分の1程度にまで低減できると予測される。

#### ii) 低内部インピーダンス

従来機では、発電出力を取り出す電機子巻線は、鉄心中のスロットに巻かれていた。これは、電機子側の鉄心にも鉄心歯を付け、電機子の鉄心と界磁の鉄心の空隙を極力狭くしなければ磁気回路での磁気抵抗が大きく、界磁巻線により発電に必要な十分高い磁束密度が得られなかったためである。鉄心歯をつけても電機子での平均磁束密度は1T前後の低い値にある。

これに対し、界磁超電導発電機では空心でも中心部で5T程度の高磁界を発生できるので、電機子に鉄心歯を設ける必要はなくなる。この結果、電機子での平均磁束密度はバックコアの飽和値に近い2T近くまで高められる。

以上の、平均磁束密度が従来機より大きくとれることにより、界磁超電導発電機では、所定の出力電圧を得るのに必要な電機子の巻線ターン数が少なくてよい。一般に、電機子を外部から見たインピーダンスは、ターン数の2乗に比例して大きくなる。このため、超電導発電機では定格出力電流を取り出した場合の端子での電圧降下に相当する同期インピーダンス $X_d$ は界磁巻線に鉄心がないことの効果もあり現用機の2p.u.前後から0.3から0.5p.u.程度に低減できる。このことは、出力電流変動があっても端子電圧の変動が小さくなることを意味し、電力系統の電圧安定性が大巾に改善できる。さらに、系統故障などによる電力動揺時にも、電圧変動が小さいため電力変動も小さくなり、今日において電力系統安定度により最大送電電力が制限を受けている送電線では、超電導発電機を用いると輸送可能電力を高く設定できる。

このように、超電導化による発電機単体の高性能化に伴って電力系統全体の安定化にも大きなメリットをも



たらず。

#### iii) その他のメリット

界磁超電導発電機では、高磁界化により電機子での出力密度が上がるため、同一出力の従来機の3分の2から半分の大きさになる。この、発電機単体の小型軽量化は、建屋の大きさや、基礎の強度にも影響を与え、発電機建屋全体の小型化が可能になる。また、発電出力の高密度化は、従来機では不可能な単機容量の増加を可能にし、200万kW程度まで製作できるとの見通しもある。

一方、発電機の小型化は使用資源の低減につながる。特に、回転子は従来タービン発電機の鉄の一体構造から、非磁性合金の多重円筒構造になるため、大巾に軽量化される。また、発電機の低損失化は、火力発電を含む発電システム全体からの二酸化炭素排出量減少にも結びつく。このように超電導化により、資源や環境問題の解決へも貢献できる。

#### ③全超電導発電機のメリット

電機子にも超電導線を用いる全超電導発電機は、電機子での電流密度を高くでき、全体の発電出力密度を向上できる。このため、同一の定格出力の従来機と比較して、2分の1から3分の1の大きさまで小型化することが可能である。ただし、電機子での平均交流磁束密度のピーク値である1.5T程度を越えるような磁界中では、NbTiを用いた金属系の交流用超電導線では低交流損失化が十分ではない。このため、従来の水冷却による銅巻線での通電損失と比較したとき、現状レベルの超電導線材を用いた場合の交流損失は、冷凍機動力を含めれば同等の損失となる。よって、金属系超電導線材を用いた全超電導発電機のメリットは、界磁超電導発電機のメリットに加え一層の小型軽量化の達成を可能ならしめる点にある。

一方、将来電機子巻線に、液体窒素冷却による酸化物超電導材料を用いた低交流損失超電導線が使用できれば、冷凍機動力を含めても電機子での損失を大巾に低減できる可能性があり、高効率化によるメリットの発生も期待できよう。

#### ④超電導発電機の将来へ向けての展望

金属系超電導線材を用いた界磁超電導発電機は、新規の要素技術開発はほとんど終了しており、現在発電機としての全体システムが、電力機器として必要とされる過渡特性や長期信頼性を満たせるようにすべく研究開発が進められている。このような、研究開発状況から見ると、機器の経済性が現状の見通しの通りに得られれば、21世紀の早い時点で実用化されていくものと予想される。また超電導発電機の小型軽量化という特徴は、既設発電所の再開発のようにスペースが限られた場所で、新規発電所建設を行う場合は大きなメリットとなろう。

### (2) 超電導エネルギー貯蔵 (SMES)

#### ①概要

SMESは、コイルに電流を流すと磁気的なエネルギーが蓄積される原理を利用し、コイルを超電導化することにより、貯えられたエネルギーが減衰しないようにした装置であり、超電導技術を利用することにより始めて成立する技術である。

SMESについては、1960年代に技術的な成立可能性が提案され、1970年代に入って日米を中心に概念設計研究が活発に行われた。この結果、SMESでは経済性において装置のスケールメリットが大きいため、エネルギー貯蔵の経済性を発揮させるためには揚水発電所に相当するような貯蔵容量5GWh級の大型のSMESが必要であることが示された<sup>(13)</sup>。

また、SMESでは入出力装置に半導体素子を用いた交直変換装置を使用するため、高速で入出力電力を制御できる。この機能を利用して、電力システムの安定化やパルスの電力供給に使用する研究も活発に行われている<sup>(14)</sup>。

以下に、大型装置と小型装置に分けて、技術の概要と特徴および将来展望を示す。

### ②大型SMES

#### i) 大型SMESの特徴

超電導コイルに電流を流しエネルギーを貯えたと電磁力が発生する。この電磁力を支えるのに必要な構造材料の重量と貯蔵エネルギーの間にはいわゆるビリアル定理により比例関係が成立することが知られている<sup>(15)</sup>。このため、ステンレス鋼などの構造材料で電磁力を支える限り、装置にはスケールメリットが出ない。これに対し、電磁力を岩盤や地盤で支える構造とすれば、貯蔵エネルギーが増加しても電磁力支持材料は増加せず、貯蔵エネルギーの2/3乗に比例して、使用する超電導材料が増加する。このため、貯蔵されているエネルギーの単位エネルギー当たりのコストはEの1/3乗に反比例して低減される。このスケールメリットにより夜間に電力を貯え、昼間に発電するエネルギー貯蔵装置では、5GWh級程度の大型で、かつ電磁力を岩盤などで支持する方式でなければ経済的に成立しない。

また、コイルの型式としては、コイル外部に磁界が漏洩するソレノイド型と、コイル外部に磁界が漏洩しないトロイダル型がある。同一貯蔵エネルギーに対し、トロイダル型はソレノイド型の約3倍の超電導線材を必要とする<sup>(16)</sup>。このため、トロイダル型ではより大規模な貯蔵装置にしなければ、エネルギー貯蔵の経済性が発揮されない。5GWh級のソレノイドコイルでは直径が数百mとなり、従来にない超大型コイルの建設技術が必要とされる。

このような、大型SMESの特徴は、エネルギーの貯蔵効率が高いことであり、90%以上の効率が期待できる。これは入出力時のエネルギー変換が半導体素子を用いた交直変換技術であるため、損失がほとんどないこと、さらに、エネルギー貯蔵状態での損失は、超電導コイルへの外部からの侵入熱を除去するために必要な冷凍機動力が主であり、大型装置ほどこの動力の貯蔵エネルギーに対する相対値が小さくなるためである。

#### ii) 大型SMESの将来へ向けての展望

大型SMESは、これまでに開発された超電導装置とは比較にならないほどの大規模な装置であり、実際の建設のためには、各要素技術についての研究開発が必要である。特に、大電流量の超電導導体を製造しコイル化する技術は大型SMESにだけ必要とされる技術であり、実現のためには、欠くことのできない技術である。これ以外にも、断熱のための大型真空容器の製造や大型の低温冷媒容器の製造技術が必要になる。大型SMESでは建設コストの主要部分を占めるのが超電導導体であると想定されており、超電導線材の低コスト化が実用化のためには不可欠となる。

これら、大型SMESの実現に必要な要素技術開発については、現在の所、日米を中心に概念設計研究や大電流量導体など一部の要素技術についての試作研究が行われている。しかし、本格的な開発計画が存在しないため、実現までのスケジュールを見通せるには至っていない。しかし、大規模で高効率な電気エネルギー貯蔵技術は今のところSMES以外にはなく、今後も着実な技術開発が進められるものと予想される。特にエネルギー貯蔵は、貯蔵用電力の発電方式や、社会が電力供給に求める信頼性など外的な技術的社会的要因によって、経済性の評価が変わって来る。21世紀には、昼間の火力発電による炭酸ガス排出を抑制するための原子力発電の一層の増加や社会のインテリジェント化の促進により、負荷を平準化し電力供給を安定させるためのSMESの必要性が増大していくことも考えられる。

### ③小型SMES

#### i) 小型SMESの特徴

小型SMESは、超電導コイルに貯えられたエネルギーそのものよりも、入出力する電力の高速制御性に価値を求める超電導応用電力機器である。このため、SVCや電池電力貯蔵装置、同期調相機などとの競合技術である。



小型SME Sでは、有効電力だけでなく無効電力も制御した方が電力系統への制御効果が大いことと、電力系統事故時のように系統の電圧が低下した時にも確実に入出力電力制御ができるよう、GTOなどの自己消弧型の半導体素子を用いた交直電力変換装置が使用される。このような、小型SME Sの統合技術との比較における特徴は以下になる。

#### a) SVCとの比較

小型SME SではSVCのように無効電力だけでなく有効電力も高速で制御できる。このため、過渡的な電力動揺の吸収による安定化を実現する場合などの効果が大い。すなわち、電力系統周波数を加速させるエネルギーの吸収が可能である。

#### b) 電池電力貯蔵との比較

電池電力貯蔵も、有効電力の制御が可能である。しかし、入出力の制御対象が小型SME Sでは電圧であるのに対し、電池電力貯蔵では電流であるため、後者では回路のインダクタンスなどにより、高速の変化が難しい。特に入力から出力あるいはこの逆の制御は電池を充電と放電のモードの間で切替える必要があり、化学変化を伴うため、高速の切替は困難である。また、小型SME Sでは、入出力の切替を高速に行なっても、超電導コイルで交流損失は発生するが劣化する部分はない。これに対して、電池電力貯蔵では、充放電により電池が劣化する。

#### c) 同期調相機との比較

同期調相機は、基本的に無効電力の制御しかできない。また、内部に発生する正弦波電圧との間の電力の授受であるので、周波数については基本波の電力しか制御できない。これに対し、小型SME Sでは、交直電力変換装置の高速制御により、高調波に対する制御も可能である。

このように、小型SME Sでは、他の方式では困難な有効電力と無効電力を同時にかつ高速で制御できるため、将来の多機能電力系統制御装置として期待されている。このため、現在、我国では資源エネルギー庁技術振興室のプロジェクトとして、平成10年度までの予定で0.1MWh-20MWh級SME Sの要素技術開発が行われている<sup>(17)</sup>。このプロジェクトでは、国際超電導産業技術開発センター(ISTE C)が事務局となり、電力メーカーにより20kA級超電導導体や超電導コイル、交直電力変換器の開発が行われている。また米国では、アラスカのアンカレッジ市の電力系統の動的予備電源(Spinning Reserve)として0.5MWh-30MWh級のSME Sを設置する計画が進んでいる。

#### ii) 小型SME Sの将来へ向けての展望

小型SME Sは、大型のSME Sと異なり、その導入効果を定量的に評価する方式がまだ明確になっていない。このため、大型SME Sと異なり現状の技術で建設可能であるが、実際に建設されるかどうかは小型SME Sのメリットの評価結果次第である。しかし、瞬間的な時間領域を含めた、電力系統の電圧安定性の向上や、高調波の除去は、今後電力供給がより一層情報化やインテリジェント化のために使われていくと予想されることからますます重要となり、21世紀へ向けて小型SME Sの適用を必要とする電力需要は増加して行くであろう。現に米国では貯蔵エネルギー1MJ級のマイクロSME Sといわれる装置が瞬時電圧低下を防止する安定化電源として使用され始めている。

#### (3) 超電導ケーブル

##### ①概 要

電力ケーブルは超電導の低磁界交流応用であるため、NbやNb<sub>3</sub>Snの金属系超電導テープ材料を利用した研究開発が1960年代から開始された。1980年代には米国のブルックヘブン国立研究所で100m級のモデル線路での実証試験まで行われた。このケーブルは230kV、4000Aの定格でNb<sub>3</sub>Sn導体と電気絶縁にポリプロピレン絶縁テープを

用い、超臨界ヘリウムで冷却される<sup>(18)</sup>。

このような研究開発と同時に実施された経済性検討では、何回線かの電力ケーブルから成る1ルート当たりの送電容量が5GVAから10GVAと大容量にならないと、超電導電力ケーブルの方が経済的とはならないとされた<sup>(19)</sup>。これは、送電コストの比較では単位電力を単位長さ当たり送電する場合の年間コスト(円/kVA・km・年)で比較するが、超電導ケーブルでは、大容量送電でも1~2回線ですみ、地中送電コストの大きな部分を占める局道の建設コストの増加が抑制されるためである。このように、交流電力ケーブルは超電導技術の特徴のうち、電気抵抗等ではなく、高電流密度の特徴を活用した応用技術といえる。

##### ②超電導ケーブルのメリット

超電導ケーブルの特徴は、導体に大電流を流すことができることである。従来の銅やアルミ導体では1mm<sup>2</sup>当たり0.5から2Aが冷却特性上限度である。これに対して、超電導ケーブルでは、この10倍から100倍の電流密度で通電することが可能となる。これは、送電電圧を下げた場合でも大電流化により送電容量増加が可能であることを示している。従って、都心部の地中送電ケーブルの送電電圧を現在の275kVや500kVから66kVに低下させて、現在必要な都心部の地下式高圧変電所を省略し、開閉所だけにすることにより、地中送電に必要な設備費を低減させることも提案されている。

##### ③高温超電導体の適用効果

超電導ケーブルは他の超電導応用電力機器と異なり、超電導を保つために必要な冷却対象が長大になる。このため、断熱を通しての侵入熱が冷却システムの熱負荷の主要成分となる。よって、低温での冷却能力と冷却システムへの投入電力の比である冷却システムの効率がカルノー効率の制限等により500分の1から1000分の1と非常に低い液体ヘリウム冷却では、侵入熱の低減が重要な技術開発課題となる。これに対して、酸化物高温超電導材料を導体に用い、液体窒素で冷却すれば、冷却システムの効率が20分の1から50分の1と20倍以上改善されるので、固定的な負荷となる侵入熱の影響を低減できる。

このような効果により、超電導導材のコストが金属系材料と酸化物系材料で同一であるとしても、従来のOFケーブルによる送電コストより超電導ケーブルによる送電の方が安くなる送電容量は、金属系の1ルート当たり10GVA以上から1ルート当たり2GVA以上まで拡大されとの試算結果が得られている。すなわち、都心部の地下送電ではほとんどの地点で超電導ケーブルを適用するメリットが得られることになる。

##### ④直流送電用超電導ケーブル

現在直流送電においては、海底部にケーブルが使用されている以外は架空送電線である。これは、一般的に直流送電は長距離送電に用いられることが多いため市街地を通過せず、架空送電線の建設が可能であることによる。

直流超電導ケーブルは、ケーブル部で交流損失や誘電体損失が発生しないため、超電導の高電流密度特性の他に電気抵抗率の特徴も利用した、超電導の適用効果が大い技術である。ケーブル部分での発生損失がないため、冷却負荷となるのは外部からの侵入熱だけであり、管路の断熱方法を高性能化すれば、1か所の冷却ステーションで100km近い長距離を冷却することも可能となる。

今後、架空送電線の新規建設が困難になって来る場合には、直流超電導ケーブルの利用を前提とした長距離直流送電線も検討されるであろう。

##### ⑤超電導ケーブルの将来へ向けての展望

超電導ケーブルは、架空送電線に対する代替送電方式として有力な大容量送電技術であり、コンパクトであるため、地中化も可能である。このような観点から、21世紀へ向けて今後も増大して行く電力需要を発電地点から需要地へそして都心部の市街地へ送電するに当たって、選択可能な送電技術の一つとなると考えられる。特に、景観や土地利用、あるいは電磁界などの環境調和性を考えると、超電導ケーブルは他の技術にはない特徴を有し



ており、実現可能性は大きくなる。

このような観点から、超電導ケーブル技術の将来へ向けての研究開発に当たっては、単なる従来ケーブルの代替技術としてばかりではなく、大容量送電の特徴を活かした、従来にはない送電方法の可能性をも指向した研究が必要である。

#### (4) 超電導限流器

##### ①概 要

超電導限流器は、超電導の特徴を利用した電力系統の短絡事故時の短絡電流を制限する装置である。利用法としては、超電導電力機器と直列に設置して、超電導機器の臨界電流を越える過大な電流が、保護対象となる超電導電力機器に流れないようにすることの他に、短絡電流をしゃ断容量以内に低減するため、および短絡電流により過大となる恐れがある電磁力を低減し、耐電磁力設計を軽減するために使用することが考えられている。

具体的に短絡電流を制限する方法としては、主に2つの方法が考えられている。1つは、超電導線材の臨界電流を短絡電流以下に設定しておき、短絡電流が流れると超電導が自動的に常電導に転移するようにさせ、常電導状態の低抵抗を用いて電流を抑制する常電導転移方式である。もう1つは、超電導体をシールド材として用いる磁気遮へい方式である。通常は、回路のインダクタンスをシールド効果により小さくさせておく。短絡電流が流れるとシールド材に流れる電流が超電導の臨界電流を越え常電導化し、シールド効果がなくなる。そうすると、ももとの通電回路のインダクタンスが現れ電流を抑制する方式である。

##### ②超電導限流器のメリット

限流器自体はこれまで磁性材料の飽和特性を利用した方式や、アーク放電を利用した方式が提案されてきているが、限流特性や経済性の面から実用化されるには至っていない。

超電導限流器では常電導転移という物質の相変化を利用しているので他方式では得られない鋭い限流効果と高速動作が可能である。このような観点から、世界各国で原理実験や6kV級の低圧用限流器の開発が進められている<sup>(1)(3)(4)(5)(6)</sup>。限流器がもっとも必要とされるのは、超電導電力機器の保護用としてであり、他では、基幹の高圧送電線用のしゃ断電流容量低減用であると予想されている。高圧送電線では短絡電流をしゃ断機の容量である63kAないし80kA以下にするため、常に系統構成を工夫している。この制限がなくなれば、より信頼性や安定性にすぐれた系統構成とすることができる。

##### ③超電導限流器の将来へ向けての展望

超電導限流器は従来の類例がない電力機器であるため、SME Sと同様に導入のメリットをどのようにしたら定量化できるかという点から検討しなければならない。また、常時交流電流が流れるため、交流損失の低減により、運転コストの低減を画る必要がある。この観点からは、高温超電導材料の利用に適した応用機器である。

このような研究開発課題が解決されて行けば、超電導限流器は他の方法では実現できない特性を発揮することが可能であることから、他の超電導電力機器よりも早く実用化されることも十分予想され、この観点から超電導限流器の性能を明らかにして行く研究が今後とも必要である。

#### (5) 超電導変圧器

##### ①概 要

超電導変圧器は、変圧器の巻線を超電導化することにより、高効率化、小型・軽量化することを目指した超電導電力機器である。現在、数百kVA級の変圧器の試作も含めて、主として日本で研究が進められている。超電導変圧器は典型的な従来機器の代替技術であり、超電導化のメリットをどれだけ発揮できるかが実用化の鍵となる。

##### ②超電導変圧器のメリット

従来の変圧器は、巻線の銅線と鉄心での損失の比率を最適化することにより、運転時の総合損失を最小化する

設計基準を採用している。これに対し、超電導変圧器では、高電流密度特性を利用して、巻線のターン数を増加させ、鉄心の使用量を低減させることが可能である。このような方法により変圧器を大巾に軽量化することができる。さらに、鉄心の断面積を減少させ、極限的には空心とする変圧器設計も可能である。

超電導変圧器では、鉄心での損失を冷凍機の負荷としないように、鉄心は常温空間に設置し、水冷または空冷とし、巻線部だけをクライオスタット中に置き冷却する構造が採用される。ここで、巻線のうち一次巻線が二次巻線のいずれかだけを低温空間に設置する構造とすると、常温空間から低温空間へ導体を經由しての侵入熱を増加させることなく大電力を伝達できる。

変圧器は交流機器であるため、超電導巻線で交流損失が発生する。このため、従来の変圧器に対して高効率化することは容易ではないが、酸化物高温超電導材料を巻線に使用することができれば、冷凍機の効率向上により、変圧器全体の損失低減による高効率化が可能であろう。

##### ③超電導変圧器の将来へ向けての展望

超電導変圧器は、従来変圧器の代替としてだけでは実用化は困難かもしれない。よって、従来変圧器ではなく超電導変圧器だけで発揮できる新しい機能の開発が実用化の鍵となる。

#### 1.1.5 まとめ

超電導発電機、超電導エネルギー貯蔵、超電導ケーブル、超電導限流器および超電導変圧器について技術的な特徴とその特徴による将来へ向けての実現見通しを述べた。いずれの技術も、超電導化しなければ発揮できない性能が実用化のポイントになっている。今後はこのような性能を数多く見出し、それをより高度化するための研究開発が重要になって来るであろう。

この超電導化によって得られる性能がどの程度になるかについては、ほとんどの場合使用する超電導線材自身の性能と、その線材を巻線化したり、実使用条件下においた場合の性能に依存している。よって、超電導電力機器の開発においては、超電導導体とこれを巻線化したコイルの開発と高性能化が鍵となる。

#### 1.2 超電導電力機器の特徴とその導体に要求される性能

##### 1.2.1 超電導電力機器の特徴

###### (1) 電磁的特徴

従来電力機器は、銅やアルミニウムを導体材料として用いている。また、電磁誘導などのために高磁界が必要な場合には鉄心を用い磁束密度を上げている。このため、電流密度は直接内部水冷で流せる約10A/mm<sup>2</sup>に制限されており、磁束密度は鉄心の飽和磁束密度である1.5から2T以下でしか使用されていない。さらにこの高電流密度と高磁束密度が発生するのは互いに異なる材料中であるため、導体自身に強大な電磁力が印加されることはない。

これに対して、超電導電力機器では、従来機器を越える電流密度や磁束密度を利用できることが、メリットの主たる理由となっている。さらに、ほとんどの超電導機器では、超電導導体に高電流密度の電流が流れると同時に、高磁界が印加される。このため、超電導導体には、従来機器では考えられないような強大な電磁力が加わる。

これまでの電力機器以外の超電導応用機器では、超電導導体は直流で使用された。これに対して、超電導電力機器では、商用周波の交流で使用されることが多い。また、直流で使用される発電機界磁巻線や超電導エネルギー貯蔵あるいは、直流電力ケーブルでも、出力の制御やエネルギーの入出力あるいは送電電力の調整のために、通電電流値を制御し変化させることが必要とされる。このため、超電導電力機器では、交流あるいはパルスの電



流が超電導体に流れる。特に交流での使用は、電力応用独特の必要性能である。さらに、交流超電導電力機器の交流巻線では、最大2 T程度までの交流磁界が加わることが予想され、強い交流磁界による交流損失が発生する。

#### (2) 超電導電力機器運転の特徴

超電導電力機器が実用化された場合でも、電力系統内の他の多くの機器が従来機器のままであることから、電力系統全体の運転、制御法は従来通りであろう。従って、超電導電力機器にも、従来機器と同様な運転・制御性が要求され、また、各種の系統操作や事故に伴う外乱が入り込んで来ると予想される。核融合や高エネルギー物理などの他の超電導応力技術では、超電導化された部分がシステムとして独立しているため従来方式の機器との運転の整合性を考慮する必要がほとんどない。この状況と比較すると、超電導電力機器では運転上に制約があることが一つの大きな特徴である。

具体的には、以下のような点があげられる。

##### ①日間起動停止運転

超電導発電機でも、電力需要に合わせ、昼間は発電し、夜間は冷却し超電導状態を保つものの発電はしないという、いわゆる日間起動停止運転(DS運転)することが予想される。DS運転では、夜間は冷却バランスを保つため、毎分回転の低速回転にすることが検討されている。

このような運転では、超電導体には、昼間は電磁力と遠心力に相当する強大な電磁力が加わり、夜間は応力が開放されるという繰り返し応力が印加される。これは、発電機の使用期間を約30年間とすると約1万回の繰り返し応力として超電導体に印加される。

同様のことは、エネルギー貯蔵用の大型SME Sの超電導体にもあてはまる。さらに、電力系統制御用の小型SME Sではエネルギーの入出力がさらに頻繁であり、繰り返し応力印加回数はさらに増大する。

##### ②電力系統の故障電流

電力系統では、落雷や事故に伴う地絡故障や短絡故障の発生は不可避であり、これらの故障に伴う大電流の故障電流が流れることを前提にシステムが構築されている。超電導電力機器では、限流器のように、過大な電流を防止する技術も含まれてはいるものの、現状では故障電流に対する対応を講じておく必要がある。

超電導体には、超電導状態を保ったまま流すことができる最大電流である臨界電流が存在する。この臨界電流と最大故障電流の大きさの関係をどうするかは、超電導電力機器設計の基本となる。もし、臨界電流を越える故障電流を許すのであれば、超電導体には、短時間ではあるが臨界電流を越える電流を常電導へ転移した状態で流せる性能が必要とされる。

##### ③制御および保護の協調

電力系統内では、すべての機器が協調を取りつつ運転されており、超電導電力機器でもこの協調を取ることが要求される。この協調には、短時間領域から長時間領域までであるが、長時間については、機器単体の特性ではなく運転制御方式に依存する点が多く、冷却方式に関する諸点を除いては超電導化による問題は多くない。これに対して、短時間の協調については、機器の時定数など、機器固有の特性が問題となる。具体的には、短時間の過負荷耐量や、出力制御の応答速度などである。従って、超電導電力機器用の導体には、定格運転時における性能だけではなく過渡時における特性も併せて要求される。

保護についても同様な協調が必要とされる。電力系統においては機器単体の保護だけではなく、システム全体としての保護も重視される。例えば、超電導限流器では、単体の動作が確実であること他に、動作した場合に動作したことをシステム全体に伝えることや、場合によっては単体としては限流動作の電流水準に達していなくても保護システムからの要求により動作したり、この逆に水準に達していても動作しないことを要求されること

も十分想定される。このように、超電導電力機器に対しても、現在の保護システムの協調動作に適合することが要求される。

#### (3) 信頼性および連続運転に対する要求

電力系統では、必要な電力を適正なコストで供給することの他に供給の信頼性を高めることも同時に要求される。これは超電導電力機器にもそのままあてはめられる。従って、超電導電力機器の導入により、供給コストが増加したり、供給の信頼性が低下することは許容されない。

この問題に関して、超電導電力機器ではクエンチ現象に対してどう対処するかが重要な問題となる。クエンチ現象とは、超電導体の一部が運転中に常電導化した場合に、運転電流によるジュール発熱による加熱で常電導部分が高速に拡大する現象である。通常は、機器の運転を一度停止して再冷却しなければ再度超電導状態で運転することはできない。超電導電力機器でも、超電導体に大きな断面積の電流バイパス用の銅やアルミニウム導体を安定化材として複合させることにより、クエンチが発生しないようにすることは可能である。しかし、多くの電力機器、特に交流超電導電力機器では、多量の安定化材を用いると機器の巻線部での平均電流密度の低下や交流損失の増加により、超電導電力機器そのもののメリットが失われてしまう。一方、安定化銅の使用を減らしクエンチを許容した場合には、その発生の条件や確率が明確でなければ、電力供給の信頼性を評価することができない。従って、超電導電力機器ではクエンチが発生する条件や確率を明確にすることが要求される。

一方、連続運転についての要求は、超電導電力機器単体よりもシステムとしての必要性能に影響を与える。特に、ヘリウム液化装置などの冷却システムにおいては、不純物の蓄積などにより連続運転時間に制限があり、多重化などを含め、必要とされる連続運転時間をどのように達成するかを検討が必要である。

#### 1.2.2 超電導電力機器用超電導体とコイルに要求される性能

超電導電力機器では、これまでに述べたように、他の超電導応用機器とは異なる性能が必要とされることから、使用する超電導体およびコイルに対する要求性能も当然異なってくる。これらのうち、超電導電力機器独特の項目であり、特に重要な項目を以下に示す。

##### (1) 低交流損失化

商用周波での利用は、電力機器用超電導体独特の要求性能であり、商用周波での低交流損失化は交流超電導電力機器実現のための最重要課題である。

核融合研究用超電導マグネットにおいてもパルス磁場発生のため、10T/sec 程度の変動磁界に対応できるマグネットの開発は進められている。しかし、交流応用では2 Tのピーク磁界における最大磁界変化は50Hzで628T/secにもなり、まったくレベルが異なる磁界変動率での低交流損失化が求められる。

これまでに、超電導体中の超電導体フィラメントのサブミクロン化による超電導体でのヒステリシス損失低減や非超電導部分である常電導金属マトリックスの高抵抗化による電流損失低減により、商用周波電流を流しても超電導状態を保つことができる線材は開発されているが、電力機器用導体として見れば、低交流損失化は十分でない状況であった。これは、電力機器では、単に交流磁界が印加されるだけでなく、交流電流が伴い、また場合によっては交流の電磁力が印加され交流損失が増加することがあるためである。電力機器用導体としてはこのような複合条件下での低交流損失化が要求される。

##### (2) 高安定化

超電導体やコイルのクエンチに対する安定化についても、これまでの核融合や高エネルギー物理研究用超電導マグネットの研究開発において、かなりの改良が進められている。しかし、これらは、主に直流用であり、電流バイパス用の安定化銅あるいはアルミニウムの複合にたよった方法であるため、交流用導体には適用できない。



電力機器用交流導体では、常時交流損失による発熱がある上に、電力系統の故障電流の流入に伴う常電導への転移も考えられるなど、これまでは考えられなかった条件で、電力機器として要求される信頼性を満たす高安定性が必要である。

### (3) 大電流化

超電導電力機器ではkA級の大電流超電導導体が必要とされる。このような導体は直流用ですでに開発されているが、交流用では試作レベルで1kAを超える電流が流れるに留まっている。これは、交流用超電導線では交流損失を低減するために1本の超電導素線の直径が0.1~0.3mmと細く、電流量も数十Aと小さいため、大電流化のためには多数本の素線を束ねる必要があるが、交流独特の超電導電磁現象により、素線1本当りの電流量の燃り本数倍の交流電流が流せないことが多いためである。

### (4) 実使用条件における特性

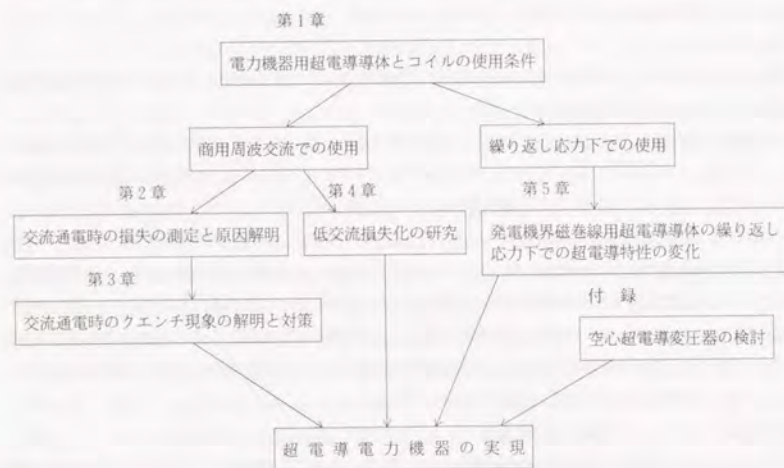
超電導電力機器では、実使用条件における電磁的、機械的および熱的条件は非常に複雑であるが、このような条件下でも所期の性能を発揮することが要求される。

電磁的には、故障電流が流れた場合のような過渡的な特性について検討する必要がある。機械的には、交流の応力印加やDSS運転に伴うような繰返し応力印加に対する特性が重要となる。また、熱的には、過渡発熱や過渡冷却あるいは長期の伝熱や冷却などの熱的特性の変化が重要である。これらのうち、繰返し応力印加に対する特性劣化についてはこれまでのデータの蓄積も少なく、重点的な検討が必要である。

## 1.3 本論文の構成

本論文では、これまでに述べて来た超電導電力機器の実現に必要な超電導導体とコイルの特性のうち、商用周波交流での特性および繰返し応力下での特性の二点に焦点をあて、研究を実施し、得られた成果を示す。

第1.1図に本論文の研究フロー図を示す。商用周波交流での使用に関する研究結果を第2章から第4章に示した。



第1.1図 本研究論文の研究フロー図

Fig.1.1 The logical flow of this thesis.

第2章では、交流用超電導導体の交流通電時の交流損失を、交流超電導コイルに巻いて測定するための実験方式と測定方式を新たに開発するとともに、巻線方式が異なる4種類の20kVAから1995年時点においても世界最大級の500kVAまでのコイルについて交流損失を測定し、その損失レベルを常温で使用する銅を用いた線材のジュール損失との比較により明らかにした。また、交流損失を低減するためには、巻線の固定法が重要であることを示した。この検討に用いた交流超電導コイルにはいずれもCuNi合金を母材とするNbTi超電導導体を用いた。

第3章では、交流超電導コイルの通電電流値を上昇していった場合に発生する、急激な常電導化現象であるクエンチ現象について解析、検討し、交流通電では直流通電とトレーニング現象およびクエンチが発生する電流値は異なるが、クエンチの伝播については同等であることを明らかにした。また、クエンチに対しても、コイル巻線の固定法が重要であり、エポキシ樹脂によるコイル巻線固定が有効であることを示した。

第4章では、交流超電導導体の低交流損失化をはかるため、従来のCuNi母材NbTi交流超電導線の超電導フィラメント間隔の最適化を検討するとともに、世界的にも初めての試みとして母材にCuSi合金を用いた超電導素線を開発しその交流損失レベルを示した。

第5章には、繰返し圧縮応力下での超電導導体の臨界電流と交流損失特性を示した。検討対象とした超電導導体は70M級超電導発電機の界磁巻線用超電導導体であり、日間起動停止運転時の遠心力と電磁力に相当する繰返し圧縮応力を印加した上で特性を測定できる実験装置を新たに開発するとともに、これを用いて測定した結果を示した。

付録では、本研究で得られた交流超電導コイルの通電特性を使用し、巻線での通電電流密度を高くできるため、空心超電導変圧器の設計が可能であり、従来の鉄心付変圧器より大巾な軽量化ができることを示した。

以上の研究により、超電導電力機器実現に必要な特性を有する超電導導体とこれをコイル化するための巻線法が実現可能であることを示した。

## 参考文献

### 第1章

- (1.1) 「超電導工学」電気学会大学講座
- (1.2) Super-GM Review, 超電導発電関連機器・材料技術研究組合 1993年11月
- (1.3) R.J.Loyd, G.F.Moyer(Bechtel Group, Inc.) and J.R.Purcell, J.Aicorn (GA Technologies, Inc.), "Conceptual Design and Cost of a Superconducting Magnetic Energy Storage Plant", EPRI Report, EM-3457, Project RP 1199-17, Final Report, June 1983.
- (1.4) 秋田, 石川, 「超電導エネルギー貯蔵装置の特性-有効電力・無効電力の独立制御特性-」電力中央研究所研究報告 T86017 (昭和62年2月)
- (1.5) Francis C. Moon, "The Virial Theorem and Scaling Laws for Superconducting Magnet Systems" J. Appl. Phys. Vol. 53, No. 12 pp9112-9121, December 1982.
- (1.6) 超電導エネルギー貯蔵研究会平成2年度研究報告書
- (1.7) 上山, 「電力貯蔵」I S T E Cジャーナル Vol. 7, No. 1 p. 34-37, 1994.
- (1.8) E.B.Forsyth, "The 60 Hz Performance of Superconducting Power Transmission Cables Rated for 333 MVA per Phase" IEEE Transaction, Vol. PAS-103, No. 8, p. 2023-2033, August 1984.
- (1.9) 鈴木, 一瀬, 深川, 秋田, 「液体窒素冷却交流超電導ケーブルの概念設計と経済性評価」電力中央研究所研究報告 W88004 (昭和63年8月)
- (1.10) T.Hara, et al: "Development of a new 6.6kV/1500A class superconducting fault current limiter for



electric power systems", IEEE Trans Power Deliv. Vol.8 No.1, 182(1993)

- (1.11) T.Verhaege, et al: "Experimental 7.2kV/1kA/3kA peak current limiter system", IEEE Trans. Appl Supercond., Vol. 3, No. 1, 574(1993)

## 第2章 交流用超電導コイルの交流損失

### 2.1 超電導体の交流損失研究の現状

#### 2.1.1 はじめに

金属系超電導体を用いた超電導応用機器は通常は液体ヘリウムで冷却される。この液体ヘリウムを製造するための冷凍機の効率は大変低く、カルノー効率で1/70、実際の冷凍能力 100W級の冷凍機で 1/500から1/1000である<sup>(2.1)</sup>。すなわち、超電導部分で 100Wの発熱があるとこれを冷却して一定温度に保つためには、50kWから100kWの電力を使用して冷凍機を運転する必要がある。このため、高エネルギー物理研究に用いる加速器用超電導マグネットのように10秒から 100秒をかけて最大磁界まで励磁するマグネットやトカマク方式の核融合研究用マグネットのように1秒から10秒で励磁するマグネットにおいても、磁場変動によって生ずる交流損失を低減することは重要な開発課題であった。なぜならば、交流損失が過大であると必要な冷凍機動力が増大し、場合によっては、超電導化することにより冷凍機動力を含めた総合的な損失が増加してしまうからである。

商用周波交流用超電導体では、この問題は一層顕著になり、十分低交流損失化できるかどうか、これを応用した超電導電力機器が実用化できるかどうかの鍵となる。

#### 2.1.2 超電導体で発生する交流損失

これまでの超電導体で発生する交流損失についての研究により、交流損失は外部磁界の変動に伴い発生し、およそ以下に示す3つの原因によるとされている<sup>(2.2)</sup>。なお、本研究により存在を示した機械的振動による交流損失についてはこれまでに報告例はない。交流用超電導体は多くの場合、多数の超電導フィラメントを内蔵する直径1mm以下の超電導素線を多数本撚り合わせた形状である。ここでは超電導線材のうち、コイル化するために用いる最終的な形状を超電導体と呼ぶこととする。また超電導素線と超電導体を総称して超電導線材とする。さらに、コイル化された超電導体を巻線とする。

##### (1) ヒステリシス損失

超電導体に交流磁界を印加した場合に、超電導体中に含まれる超電導フィラメント中には外部磁界を打ち消すようなしゃへい電流が流れる。このしゃへい電流が作る磁化は第2.1図に変動磁界に対する時間変化を示すように、しゃへい電流が減衰しない超電導電流であるために、一般的に臨界状態モデルとして理解されているヒステリシス特性を示す。このヒステリシスは、鉄心でのヒステリシス特性が鉄損となるのと同様に交流損失となる。

このヒステリシスによる交流損失の大きさは、円柱状の超電導フィラメントに、磁界の変化が内部に達するのに必要な磁界よりも十分大きな振巾の磁界を加えた場合には次式で与えられる<sup>(2.3)</sup>。

$$P_h = \frac{8}{3\pi} f I_c d_i B_p \quad \dots (2.1)$$

$$\text{ただし } B_p \gg \mu_0 J_c d_i \text{ とする。} \quad \dots (2.2)$$

ここで、 $P_h$  [W/m]: 超電導体の単位長さ当たりのヒステリシス損失

$f$  [Hz]: 交流の周波数

$I_c$  [A]: 超電導体の0から $B_p$ までの磁界での平均臨界電流

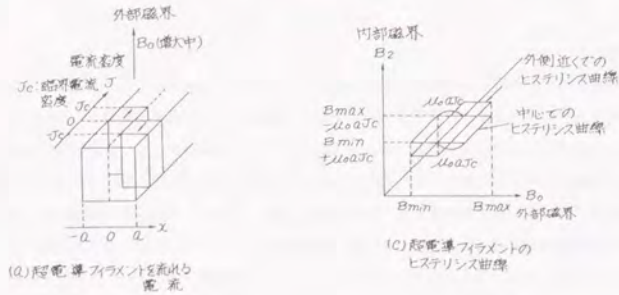
$d_i$  [m]: 超電導体中の超電導フィラメントの直径

$B_p$  [T]: 印加する交流磁界の振巾



$\mu_0$ : 真空の透磁率  $4\pi \times 10^{-7}$  [H/m]

$J_c$  [A/m<sup>2</sup>]: 超電導体の 0 から  $B_0$  までの磁界での平均臨界電流密度

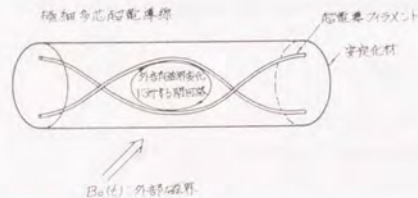


第 2.1 図 超電導フィラメントでのヒステリシス損失発生の機構

Fig. 2.1 Mechanism of hysteresis loss in superconducting filaments.

## (2) 結合損失

超電導体は変動磁界による誘導電流を減少させるため、通常はツイストされている。このような、ツイストされた導体に、導体の横方向から変動磁界が加わると、第 2.2 図に示すようなしゃへい電流が流れる。第 2.2 図は、一本の円柱状導体の場合であるが、絶縁のない素線を撚り合わせた場合にも同様のしゃへい電流が流れる。



第 2.2 図 極細多芯超電導線における結合損失発生機構

Fig. 2.2 Mechanism of coupling loss in multifilamentary superconductors.

このしゃへい電流は、超電導フィラメント部分と、常電導材料である母材部分の両者を通してループ状に流れる。従って、しゃへい電流によるジュール損失が発生する。これが、超電導線材の結合損失である。しゃへい電流の減衰時定数と比較して、十分周波数が小さい交流磁界を円柱状導体の横方向から印加した時の結合損失は次式で与えられる<sup>(2,3)</sup>。

$$P_c = \frac{B_0^2}{\mu_0} (2\pi f)^2 \tau \quad \dots (2.3)$$

$$\tau = \frac{1}{2} \sigma \mu_0 \left( \frac{l_p}{2\pi} \right)^2 \quad \dots (2.4)$$

ここで、 $P_c$  [W/m<sup>3</sup>]: 超電導線材の単位体積当たりの結合損失

$\tau$  [sec]: 超電導線材中を流れるしゃへい電流の減衰時定数

$\sigma$  [S/m]: 超電導線材の横方向の実効的な導電率

$l_p$  [m]: 超電導線材のツイストピッチ

## (3) うず電流損失

超電導体に交流磁界を印加すると、第 2.2 図に示すような超電導フィラメントを通るしゃへい電流以外にも、常電導部分のみを通るしゃへい電流も存在する。このしゃへい電流は、常電導金属で発生するうず電流と同一の性質であり、交流損失はうず電流損失として計算できる。

### 2.1.3 低交流損失化の現状

#### (1) 直流用超電導体の低交流損失化

高エネルギー物理研究用超電導マグネットや核融合研究用超電導マグネットでのパルスの励磁に伴う低交流損失化は、超電導フィラメントの直径  $d_f$  を  $10\mu\text{m}$  以下にし、ヒステリシス損失を低減すると同時に、母材を銅ニッケル合金 CuNi で区分することにより、横方向の抵抗率  $\rho$  を大きくすることなどにより進められた<sup>(2,3)</sup>。

このような研究により、1980 年代初めには 1 Hz までのパルスの運転が可能なエネルギー貯蔵容量 30 MJ の電力系統安定化用 S M E S の超電導マグネットが製造可能となった<sup>(2,4)</sup>。

#### (2) 商用周波交流用超電導線材の開発

パルス運転用超電導体での低交流損失化の手法をさらに進めて、超電導フィラメントの直径を  $1\mu\text{m}$  以下にし、母材を CuNi にすることにより、50 Hz および 60 Hz の商用周波の電流が流せる超電導線材が 1983 年にフランスで<sup>(2,5)</sup>、これとほとんど同時に日本でも開発された。

開発された線材の電流量は、フィラメント径を細くすることとツイストピッチを短くすることの双方からの要請により素線直径が 0.1 から 0.2 mm であるため 10 ないし 50 A 程度である。このため、電力機器に用いるためには、撚り合わせなどにより大電流量化する必要がある。ただし交流用超電導線材では、うず電流損失を低減するために常電導に転移した場合に輸送電流をバイパスするのに十分な断面積の安定化銅またはアルミニウムを複合することができない。このため、一度常電導部が発生すると、常電導部は急激に拡大してしまうので、大電流量化では安定性の確保が問題となる。

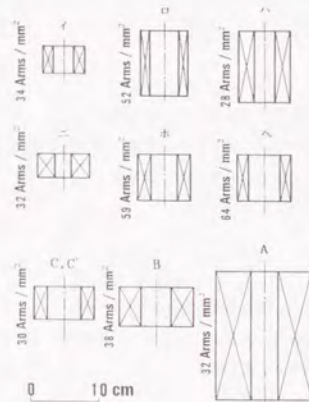
このように、商用周波数で通電可能な超電導線材が開発はされているが、超電導電力機器に適用するためには実使用条件での交流損失を十分低減すると同時に、これを大電流量の導体化し、コイル化する技術の開発が必要である。



## 2.1.4 交流超電導コイル化研究の現状

商用周波交流用の超電導導体を電力機器に適用するためには、多くの場合コイル形状に巻線する必要がある。このため、電力機器実現のための第一段階の研究開発として、交流超電導コイルの交流損失およびクエンチ現象に関する研究が重要となる。

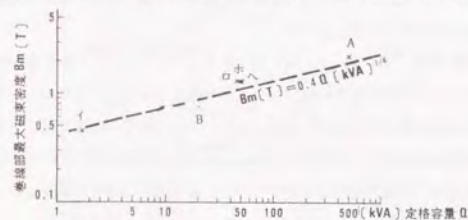
現在までに数多くの交流超電導コイルが試作されているが、その多くは線材の特性試験用であり、超電導電力機器の要素モデルとしての交流超電導コイル開発例はほとんどない。第2.3図は1987年までに試作された交流超電



第2.3図 これまでに試作された交流超電導コイルの大きさ本研究に使用したコイルA, B, C, およびC'も含む

Fig. 2.3 Configurations of AC superconducting coils including coils A, B, C and C' made for this research.

導コイルの大きさを、本研究に用いたコイルA, B, C' およびCを含めて示したものである<sup>(2,8)</sup>。本研究で用いたコイルA, B, C およびC' 以外は、大学、他研究所における交流超電導コイルの基礎研究用（コイル—イおよびコイル—ハ）および交流磁界中での交流損失測定用（コイル—ロ）であったり、交流用超電導コイル製作技術開発のために、重電メーカーで試作されたコイル（コイル—ニ, コイル—ホ, コイル—ヘ）である。1987年以降にも数多くの小型交流超電導コイルが試作されているが、コイルA, B, C およびC' 試作時点での状況を示すため



第2.4図 これまでに試作された交流超電導コイルの定格容量と最大磁束密度

Fig. 2.4 Rated capacity and maximum magnetic field of AC superconducting coils.

省略した。それぞれのコイルの特徴を第2.1表に示す。表に示されるようにコイルAはその最大容量が大きい点に、コイルBはエポキシ樹脂により巻線を固定した点に特徴がある。また第2.4図には、これらのコイルの容量と最大磁束密度の関係を示した。さらに、第2.2表にそれぞれのコイルの直流および交流でのクエンチ電流値を示した。本研究に用いたすべての交流超電導コイルは容量的には従来と同等かそれ以上であり、交流超電導線材が電力機器へ適用できるか否かを検討するために各種の工夫を施したコイルである。特に、次節以降に詳細な特性を示すコイルAは、1995年までに試作された交流超電導コイルとしては世界最大の容量であり定格容量500kVAである。また、

第2.1表 交流超電導コイルの特徴

Table 2.1 The characteristics of manufactured AC coils.

名 称	最 大 容 量	特 徴
A	713kVA/50.2Hz (947kVA/64.7Hz)	銅比 0.1, 無素線絶縁, 溝付巻く巻線 交流用として世界最大容量 (1995年時点)
B	74.4kVA	エポキシ樹脂含浸
C	12.4kVA	フィラメント直径 0.3 μm
イ	3.8kVA	ディスク巻線, エポキシ樹脂含浸
ロ	46kVA	単線で巻線
ハ	>52kVA	密巻きソレノイド
ニ	8.3kVA	スペーサによるターン間および層間絶縁
ホ	51.0kVA	安定化銅なし, 無素線絶縁, 溝付巻く巻線
ヘ	56.7kVA	素線絶縁付49本撚線

第2.2表 交流超電導コイルのクエンチ電流値

Table 2.2 Quenching characteristics of AC superconducting coils.

名 称	短 尺 試 料 ロードライン上 I。	直 流 ク エ ン チ 電 流		交 流 ク エ ン チ 電 流	
		電流値	直流/短尺	電流値	交流ピーク/短尺
A	217 A	195 A	89.9%	122Arms	79.5%
B	55.5 A	54.5 A	98.2%	38.8Arms	98.9%
C	38.3 A	39.0 A	102%	14.4Arms	52.3%
イ	220 A	220 A	100%	116Arms (連続 77Arms)	74.6% 49.5%
ロ	34 A	30.9 A	90.7%	15.3Arms	68.4%
ハ	660 A	>130 A	—	>140Arms	>30%
ニ	312 A	174 A	55.8%	85Arms	38.5%
ホ	280 A	260 A	93%	170Arms	84.5%
ヘ	271 A	209 A	77%	145Arms	72%



コイルBは、交流でのクエンチ電流値が直流と同じレベルであり非常に安定に交流が通電できるという特徴がある。なお、直流超電導コイルの研究が核融合や高エネルギー物理学への応用のためにすでに盛んに行われているのに比較して、交流超電導コイルに関する研究は始まったばかりであり、本格的な研究は世界的に見ても本研究により開始されたといってもよく、この観点から先導的な研究である。

## 2.2 交流超電導コイルによる交流損失試験法の検討

### 2.2.1 はじめに

交流用超電導線の交流損失をできるだけ電力機器に近い形状の試料で評価するため、互いに巻線方式が異なる1台の500kVA交流超電導コイルと3台の20kVAの交流超電導コイルを試作し、熱的測定法を中心に交流損失を測定した。4台の異なるコイルを用いることにより、巻線方式やコイルの大きさが交流損失に与える影響を検討することが可能となった。

本節では、試作した交流超電導コイルの詳細と試験法を示す。

### 2.2.2 試作した交流超電導コイルの構造と特徴

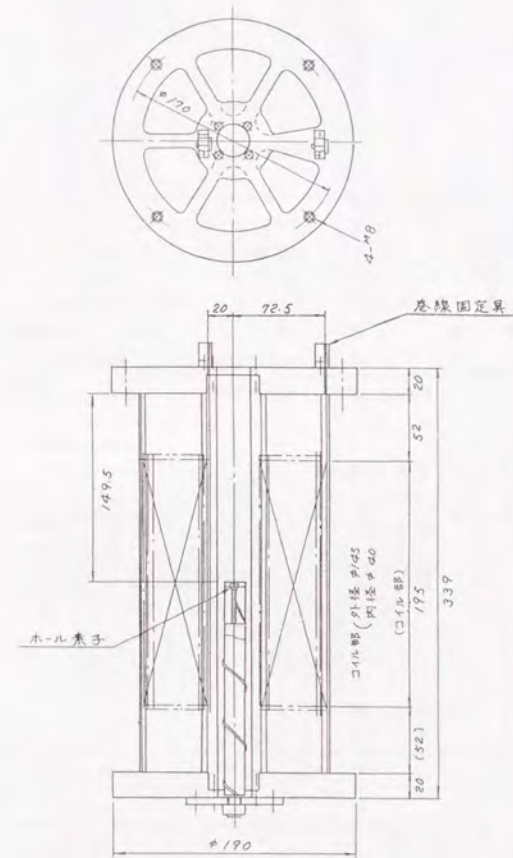
本研究に使用するために試作した4台の交流超電導コイルの概要を第2.3表に示す。コイルAは、大容量化を実証するために試作した大型コイルであり、設計容量は500kVAである。大型コイルであるため、全交流損失が大きくなることが予想されたため、冷却特性を向上させるため素線絶縁がなく、ヘリウムが直接超電導素線表面を冷却する方式とした。また、クエンチ時の超電導体の過熱による焼断を防止するため、超電導フィラメントと通電安定化用銅の断面積比である銅比が0.1の安定化銅を素線中央に配した。

第2.3表 試作した交流超電導コイルの概要  
Table 2.3 Specifications of tested AC superconducting coils.

コイル名	A	B	C	C'
特 徴	大型交流コイル 巻溝による巻線固定	含浸による巻線固定	巻線張力による固定	接着による巻線固定
設計容量 (50Hz)	500kVA	20kVA	20kVA	20kVA
定格電流 (50Hz)	100A	20A	20A	20A
定格電圧 (50Hz)	5kV	1kV	1kV	1kV
超電導素線 NbTiフィラメント直径 フィラメント本数 ツイストピッチ NbTi/CuNi/Cu比 CuNi材質 素線絶縁 絶縁後外径	0.49 $\mu$ m 14,478 本 0.98mm 1/2.5/0.1 Cu-10wt%Ni なし 0.112mm	0.5 $\mu$ m 14,280 本 1.9mm 1/3.5/1 Cu-30wt%Ni ポリエステル10 $\mu$ m 0.16mm	0.3 $\mu$ m 21,672 本 1.1mm 1/3.3/0.4 Cu-10wt%Ni PVF 10 $\mu$ m 0.12mm	コイルCと 同一
燃線構造	7 $\times$ (6 + 1)	6 + 1	7	コイルCと同一
巻線構造	スパイラル巻溝への 巻線張力による固定	エポキシ樹脂による 層分離含浸	アラミド繊維による 導体絶縁と巻線張力 による導体固定	巻線スペーサ溝への 接着剤による固定

コイルBは、巻線の固定を重視して設計した、設計容量20kVAのコイルである。巻線を機械的に強固に固定するため、ソレノイドコイルの各層を一体化するエポキシ樹脂含浸を行った。このため、特に両側を巻線スペーサで挟まれた部分の冷却特性が良くないことが予想されるので、超電導体の軸方向の熱伝導による冷却効果が得られるよう、銅比を1と他のコイルより大きくした。

コイルCとコイルC'は同一の交流超電導体を用いた、いずれも設計容量20kVAのコイルである。コイルCではソレノイドコイルのターン間絶縁をよくするために、超電導体の周囲にアラミド繊維による導体絶縁を施した。



第2.5図 コイルAの構造

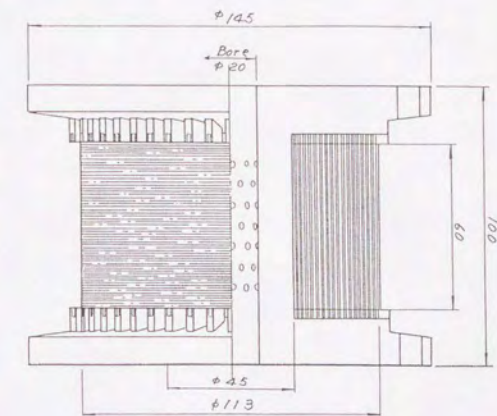
Fig. 2.5 Configurations of coil A.



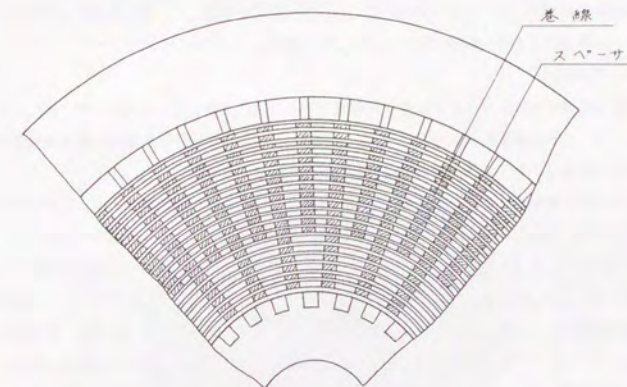
第2.4表 試作した交流超電導コイルAおよびBの概要  
Table 2.4 Specifications of AC superconducting coils.

名 称		コイル A	コイル B
諸 元			
設 計 容 量 (50 Hz)		500 kVA	20 kVA
定 格 電 圧 (50 Hz)		5 kV	1 kV
定 格 電 流 (50 Hz)		100 A	20 A
インダクタンス		0.162 H	0.170 H
巻 数		2,645 ターン	1,985.5 ターン
巻線の大きさ	内 径	40 mm	45 mm
	外 径	145 mm	113 mm
	高 さ	195 mm	60 mm
巻 線 方 式	満付巻わく巻線方式	FRP スペーサ + エポキシ樹脂含浸方式	
超電導素線	フィラメント直径	0.49 $\mu\text{m}\phi$	0.5 $\mu\text{m}\phi$
	フィラメント本数	14,478本 (127本 $\times$ 114束)	14,280本 (85本 $\times$ 168束)
	ツイストピッチ	0.98 mm	1.9 mm
	NbTi/CuNi/Cu 比	1/2.5/0.1	1/3.5/1
	絶 縁	な し	ポリエステル10 $\mu\text{m}$ 厚
使用線材	外 径	0.112 mm $\phi$	0.16 mm $\phi$
	中 心 線	超電導素線	0.16 mm $\phi$ SUS 線 (ポリエステル 10 $\mu\text{m}$ 厚絶縁付)
	一次より線	7 本より線	7 本より線
	より本数	3.05 mm	3.5 mm
	よりピッチ	な し	テトロン繊維編組 50 $\mu\text{m}$ 厚密巻 0.6 mm $\phi$
線	絶 縁	な し	
	外 径	0.34 mm $\phi$	
	中 心 線	0.37 mm $\phi$ SUS 線 (PVF 10 $\mu\text{m}$ 厚絶縁付)	
	一次より線	7 本より線	
	より本数	6.7 mm	
CuNi	よりピッチ	な し	
	絶 縁	な し	
層	外 径	1.04 mm $\phi$	
	中 心 線		
材 質		Cu-10 wt % Ni	Cu-30 wt % Ni
層 数		22	20
巻 線 の 長 さ		758 m	491 m

(a) 断面図



(b) 巻線部の詳細構造



第2.6図 コイルBの構造  
Fig. 2.6 Configurations of coil B.



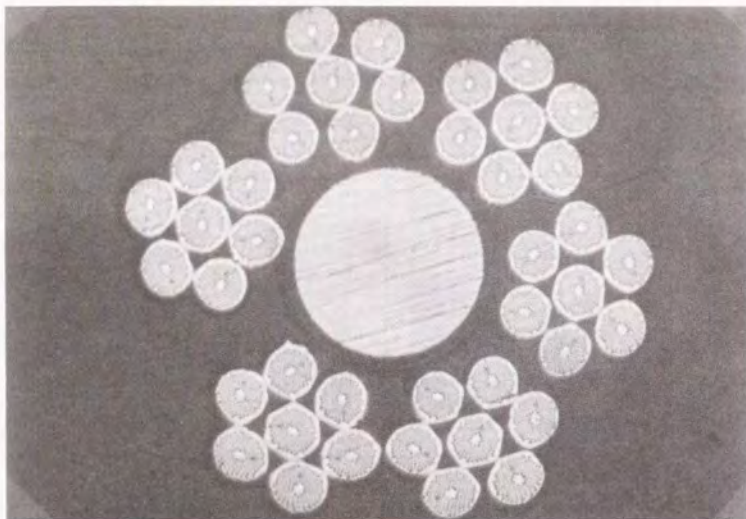


写真 2.1 コイル A に用いた 2 重撚線構造の線材の断面  
Photo 2.1 Cross sectional configuration of double cabled AC superconductor used for coil A.

コイル C' では導体絶縁はせず、ターン間の間隔を広くし、かつ固定を重視して、溝が巻線ピッチ間隔でついている巻線スペーサに一ヶ所毎にエポキシ樹脂で接着し固定した。銅比は、コイル C およびコイル C' と同一の線材を使用しており 0.4 である。

これらのコイルのうちコイル A とコイル B の交流超電導コイルの設計仕様を第 2.4 表に示す。また、コイル A の構造を第 2.5 図に、コイル B の構造を第 2.6 図に示す。さらに、コイル A に使用した線材の断面構造を写真 2.1 に示す。第 2.4 表に示した通り、コイル A の超電導導体は 2 重撚線構造である。

交流超電導コイルでは、電磁力による線材の動きで摩擦熱が発生し、これが交流損失となる可能性があるため、線材の固定が重要である。このため、コイル A は 22 層の層巻き空心ソレノイドコイルであるが各層にガラス繊維強化プラスチック (GFRP) 製巻わくを用い、これにらせん状の巻溝を切込み、この中に線材を巻線した。1 層目の巻線状態を写真 2.2 に示す。また、22 層巻いた後の底面から見た構造を写真 2.3 に、ガラステープによる補強巻きをした後の外観を写真 2.4 に示す。コイル B も 20 層の層巻き空心ソレノイドコイルであるが、各層間に GFRP 製スペーサを入れ、クーリングチャンネルを形成しつつ巻線した後、コイル全体をエポキシ樹脂液に浸漬し、テトロン繊維編組による導体絶縁も含めて巻線にエポキシ樹脂を含浸させ、更に硬化して、巻線を固定した。ただし、エポキシ樹脂の硬化温度は 100℃ 以下であるので、超電導体の超電導特性に悪影響を与えることはない。このため、巻線は巻層毎に独立して層状に含浸される。この層状に含浸された部分が GFRP 製スペーサで連結され、機械的に強固になる。また、スペーサが入らない層間の部分は液体ヘリウムが自然対流で流れるクーリングチャンネルとなり、良好な冷却特性が期待できる。

これに対し、コイル C は巻線張力のみで導体を固定している。またコイル C' ではスペーサの溝に導体をエポキシ樹脂接着材で固定した。

コイル A およびコイル C と一緒に、コイル B の外形を写真 2.5 に示す。右側がコイル B、中央がコイル A、左側がコイル C である。

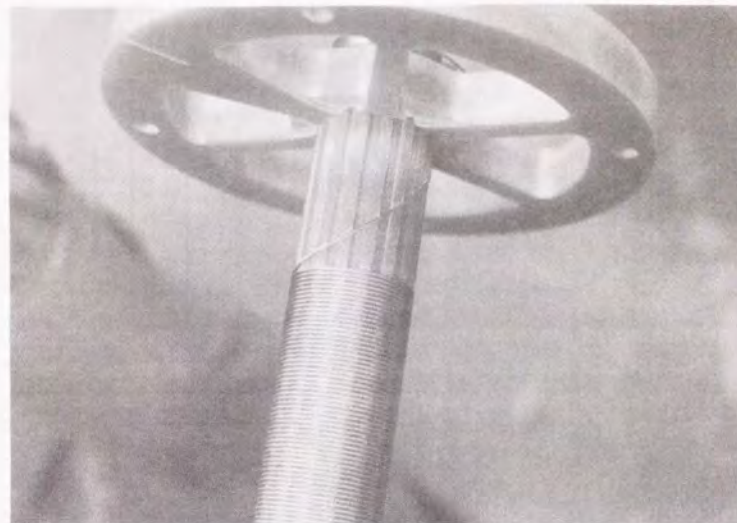


写真 2.2 コイル A の第 1 層目の巻線状況  
Photo 2.2 Winding structure of the first layer of coil A.

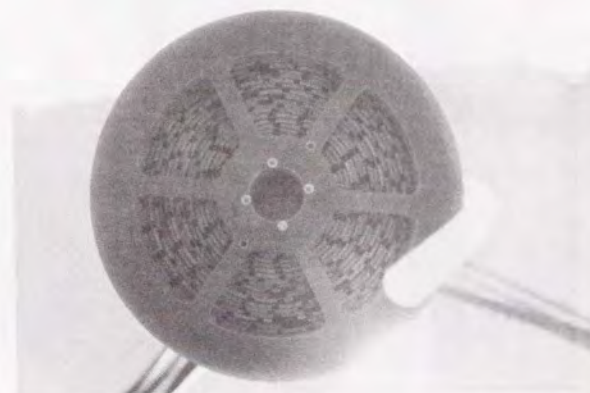


写真 2.3 コイル A の底面から見た巻線構造  
Photo 2.3 Winding configuration of coil A viewed from the bottom side.



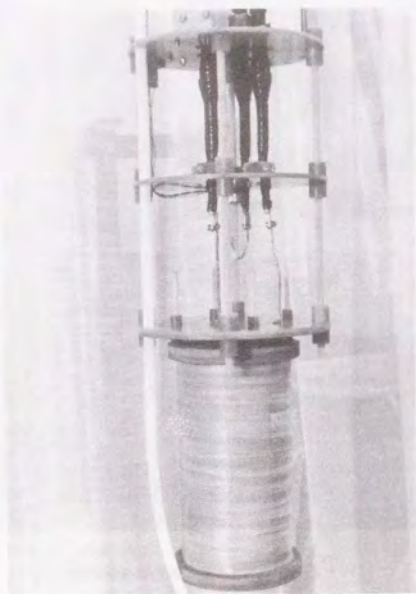


写真 2.4 コイル A の外観。ガラステープで補強巻き後の状態

Photo 2.4 Photograph of coil A with cured prepreg glass tape winding for mechanical support.

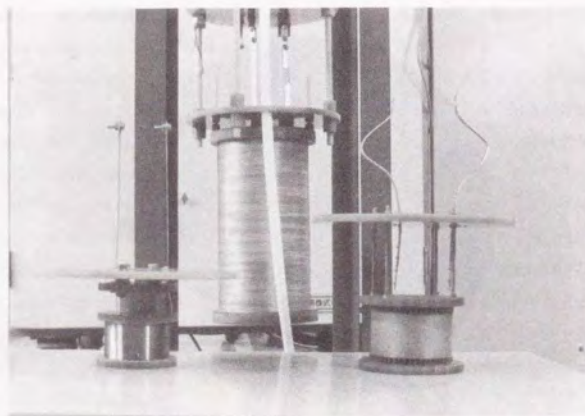
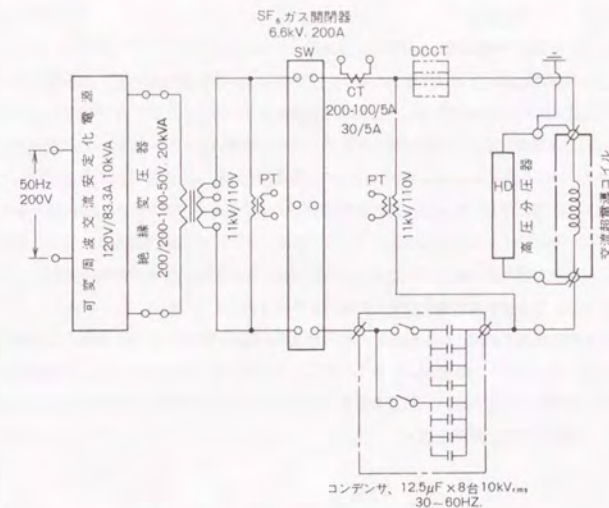


写真 2.5 実験に使用した交流超電導コイルの外観  
右からコイル B, コイル A, コイル C

Photo 2.5 Photograph of coil B, coil A, and coil C from the right side.



第 2.7 図 交流超電導コイル用通電装置の回路図

Fig. 2.7 Power supply for an AC superconducting coil.

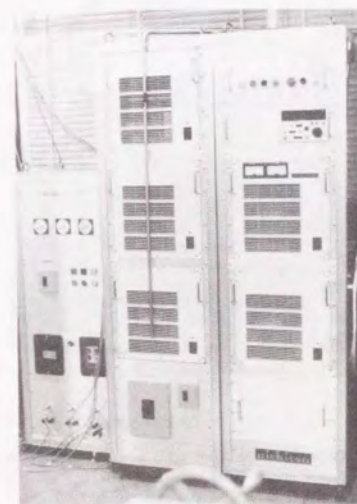


写真 2.6 可変周波交流安定化電源 (右側) と  
操作盤 (左側) の外観

Photo 2.6 Stabilized variable frequency power supply (right side) and control console (left side).



### 2.2.3 交流超電導コイルの通電法

コイルA, B, C, C'は、それぞれ0.162H, 0.170H, 0.198H, 0.183Hの自己インダクタンスを有する。そこで、交流超電導コイルの通電には第2.7図に示すようにコンデンサとの共振回路を形成し、共振周波数の電流を10kVAの可変周波交流安定化電源から絶縁変圧器を介し供給する通電法を開発した。高精度発振器の出力を安定化電源の入力としているため、通電周波数は0.1mHzの精度がある。また、通電電流値は一次側の交流電源で定電流制御されるため、一定である。共振回路としてのQ値が高いため、通電電流に含まれる高調波成分は非常に小さい。コイルAで45.85Hz, 99.4A通電の場合、デジタル式の高調波分析器による測定では、65次までの総合歪率は通電電流で0.13%、端子電圧で0.39%であった。1台あたり12.5 $\mu$ Fのコンデンサの接続台数を3~8台と切換えることにより、概略30~65Hzの範囲で通電周波数を選択できる。可変周波交流安定化電源と操作盤の外観を写真2.6に示す。また、共振用のコンデンサと絶縁変圧器を収納した電源の外観を写真2.7に示す。

交流超電導コイルのクエンチの検出は、図2.7に示した高圧分圧器で測定した端子電圧の位相とDCC Tで測定した通電電流の位相の差が約90°から急激に小さくなることを交流の半波毎に観測する方式を採用した。

クエンチを検出した場合はS F。ガス開閉器を開き、通電電流の零点で電流を遮断する。このため、通電回路の共振エネルギーはコンデンサに保持される。

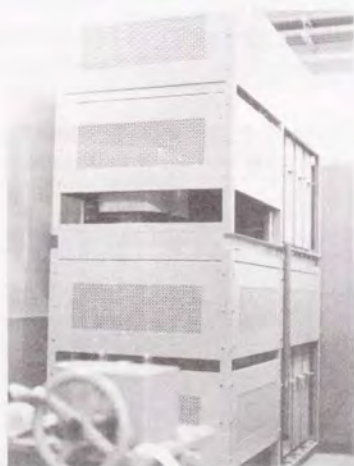


写真2.7 コンデンサバンク（奥側）と絶縁変圧器（手前上側）

Photo 2.7 Capacitor bank (far side) and insulating transformer (near upper side).

### 2.2.4 交流損失測定法

交流超電導コイルの損失は、交流通電時の液体ヘリウムの液面低下率を超電導線式連続ヘリウム液面計の指示により求め、これに液体ヘリウムの蒸発潜熱2.55J/cm<sup>3</sup>を乗じて求めた。また、クライオスタット内の圧力をできるだけ一定に保つため、蒸発ヘリウムガスは、クライオスタットの上面フランジから直接大気へ放出した。液面低下率による損失測定法では、クライオスタットへの無通電時の定常侵入熱を求め、これを差し引く必要がある。そこで、無通電の状態連続的に液体ヘリウム液面の液面低下率を液面レベルの関数として求め、これを侵入熱とした。測定した侵入熱の大きさを第2.8図に示す。クライオスタットへは、写真2.8に示すように通電用ケーブルとして導体断面積14mm<sup>2</sup>の6.6kVエチレンプロピレンゴム絶縁電力ケーブルを4本導入しているため、3~4Wの侵入熱がある。電流リードなどでのジュール発熱は、コイルAに144Aの直流を通電した場合でも0.2W以下であったので、すべての測定において無視した。なお、液体ヘリウム容器でうず電流損失が発生しないよう、GFRP製クライオスタットを用いた。クライオスタットの構造を第2.9図に示す。また、コイルAを取り付けた吊り下げ装置とクライオスタットの外観を写真2.9に示す。

測定精度を検討するため、電気ヒータを液体ヘリウム中に取付け、28.5Wの電力入力時の液面低下率から上記の方法による測定値を求めたところ、29.3Wであった。これより、30W程度の交流損失の場合は、±3%程度の測定精度を有するものと推定される。







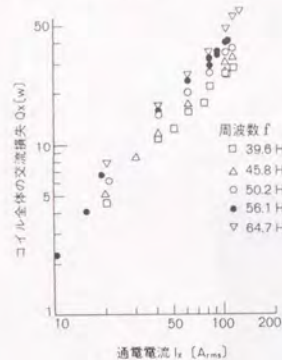
## 2.3 コイルへの巻線化による交流損失の測定と解析

### 2.3.1 はじめに

本節ではコイルAおよびコイルBを対象としてコイル全体の交流損失を通電電流値および周波数を変えて測定した。これから交流磁界の強さと周波数の関数としての線材固有の交流損失特性を推定する方法を提案して、推定結果を示した。さらに常温で使用する銅導体のジュール損失と比較することによって、交流通電した状態での交流超電導体の交流損失レベル評価した。なお、これらの解析および評価においては、巻線の機械的振動に伴う交流損失は、巻線の構造上無視できるものと考えた。

### 2.3.2 コイルの交流損失測定結果

コイルA、Bのコイル全体での交流損失を通電電流( $I_k$ )の大きさと周波数( $f$ )の関数として第2.10図と第2.11図に示す。同時に測定したトレーニングなどのクエンチ特性については第3章に示す。交流損失の測定値は液面の高さに応じた侵入熱を差し引いた後の値である。通電電流が大きいほど、また同一電流値では周波数が高いほど、交流損失が大きい傾向である。



第2.10図 コイルAの交流損失測定結果  
Fig. 2.10 AC losses of coil A.

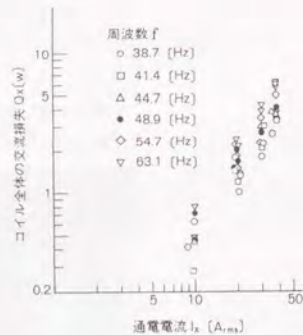
ただし、コイルBの特に小電流通電時には交流損失値が侵入熱よりも小さいため測定精度が悪く、周波数依存性が明確でない。

### 2.3.3 導体固有の交流損失の解析

本節では、交流超電導コイル全体として測定した交流損失から、使用した交流超電導体固有の交流損失を求める推定法を導き、得られた導体の交流損失を理論式と比較し、従来の理論式の適用性を検討する。さらに、銅導体でのジュール損失と比較し、電力機器の超電導化による低損失化の可能性を検討する。

#### (1) 空心ソレノイドコイルの磁界分布

コイルA、Bのような空心ソレノイドコイルでは、コイル内部の磁界分布のためコイルの線材に印加される磁界の強さは一様ではない。超電導線の交流損失は磁界の強さに大きく依存するため、コイル全体の交流損失から

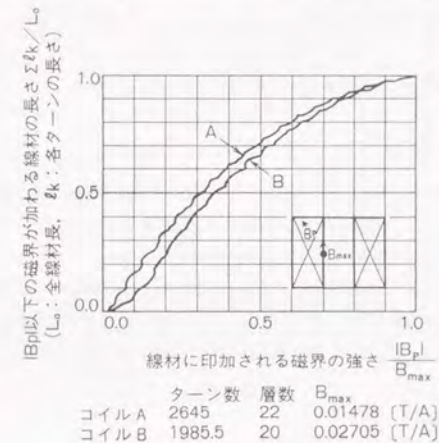


第2.11図 コイルBの交流損失測定結果  
Fig. 2.11 AC losses of coil B.

線材の交流損失を評価する場合には、磁界分布を考慮する必要がある。

円環電流が作る磁界<sup>(2.2)</sup>をコイルのターン数だけ重ね合わせるにより、空心ソレノイドコイルの磁界分布が求まる。この計算により得た、コイルA、Bの線材に印加される磁界の強さを第2.12図に示す。同図では、磁界の強さはコイル軸方向中心面の巻線の最内層で発生する最大磁界 $B_{max}$ で規格化した。また、分布は積分表示としある磁界の強さ以下に存在する巻線長で示し、全巻線長 $L_k$ で規格化した。

第2.12図に示されるように、ほとんどの巻線に印加される磁界の強さは $B_{max}$ よりかなり小さい。例えば、コイルAでは72%、コイルBでは65%の線材に、 $B_{max}$ の2分の1以下の磁界が印加される。



第2.12図 コイルA、Bの線材に印加される磁界の分布  
Fig. 2.12 Magnetic flux density applied to the windings of coils A and B.

#### (2) 磁界分布を考慮した線材の交流損失の最小2乗推定法

##### ①最小2乗推定法

##### (i) 線材の交流損失の磁界依存性

線材の横方向から印加される交流磁界のピーク値を $B_p$ (T)、周波数を $f$ (Hz)とする。この場合、(2.1)および(2.3)に示したように超電導線の交流損失のうちヒステリシス損失 $P_h$ (W/m)は磁界の強さがある値 $B_c$ 以上で $B_p f$ に、結合損失 $P_j$ (W/m)は $B_p^2 f^2$ に比例するとされている。 $B_c$ は、超電導素線内の超電導フィラメントの中心まで磁界が侵入する外部磁界の強さである。

交流用超電導線ではフィラメント径が非常に細く、フィラメント自身が量子化磁束線のピン止め機構に影響を与えることが指摘されている。このため、フィラメント内部への磁界の侵入の状況が変化し(2.1)式が成立する磁界の強さ $B_c$ が高くなり、フィラメント直径 $0.5 \mu\text{m}$ で $0.1 \sim 0.3 \text{ T}$ となり、 $B_c$ 以下ではヒステリシス損失は $B_p$ の3乗程度に比例するとの報告がある<sup>(2.7)</sup>。

以上のような超電導線の交流損失の特性から、コイルA、Bに用いた線材の交流損失 $P$ (W/m)の磁界の強さと周波数に対する依存性は、概略下記の式で表すことができる。ただし、ここでは交流損失は外部交流磁界によってのみ決まり、交流通電電流値には依存しないものとする。



$$\begin{cases} B_p < B_s \\ P_r = A_{11} B_p^3 f + A_{21} B_p^2 f^2 \\ B_p > B_s \\ P_r = A_{11} B_s f + A_{21} B_s^2 f^2 \end{cases} \quad \dots (2.5)$$

(ii) 交流損失の実測条件における計算値と最小2乗推定法

(2.5), (2.6)式を仮定すれば、電流値  $I_s$  ( $A_{rms}$ ) と周波数  $f_s$  (Hz) における、コイル全体の交流損失  $Q_s$  (W) は下記のように計算により求まる。ただし、 $I_s$  と  $f_s$  はそれぞれ交流損失  $Q_s$  (W) を測定により求めた場合の電流値と周波数とする。

$$\begin{aligned} Q_s = & A_{11} \left( \sum_{k=1}^N l_k B_{pk}^3 \right) f_s + A_{11} \left( \sum_{k=1}^N l_k B_{pk}^2 \right) f_s \\ & + A_{21} \left( \sum_{k=1}^N l_k B_{pk}^2 \right) f_s^2 \end{aligned} \quad \dots (2.7)$$

ただし、 $l_k$ : コイルの全巻数を磁界の低いほうから数えた場合  $k$  番目となる巻線の長さ (m)

$B_{pk}$ : コイルに  $I_s$  の電流を流した場合に  $k$  番目の巻数に加わる磁界の強さ

$N$ : コイルの全巻数

$m$ : コイルに  $I_s$  の電流を流した場合に印加される磁界の強さが  $B_s$  未満となる巻線の数  
通電電流の大きさと周波数を変化させて測定したコイル全体の交流損失の実測値  $Q_s$  の個数を  $Z$  ( $Z > 3$ ) とすると、係数  $A_{11}$ ,  $A_{12}$ ,  $A_{22}$  は以下の計算により最小2乗推定値として求まる。

$$S = \sum_{s=1}^Z (Q_s - \hat{Q}_s)^2 \quad \dots (2.8)$$

$\delta S / \delta A_{11} = 0$ ,  $\delta S / \delta A_{12} = 0$ ,  $\delta S / \delta A_{22} = 0$  を連立してとけば  $A_{11}$ ,  $A_{12}$ ,  $A_{22}$  が求まる。

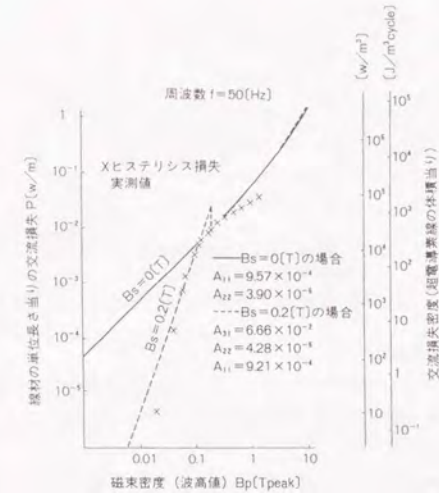
## ②線材の交流損失の推定結果

上記の方法により求めた、コイルAに用いた線材自身の50Hzにおける交流損失推定値を第2.13図に、コイルBの場合を第2.14図に示す。(2.5), (2.6)式でヒステリシス損失の磁界依存性が変化する磁界の強さ  $B_s$  は、0.1 ~ 0.3 T であり、ここではコイルAでは 0.2 T, コイルBでは 0.282 T と仮定した。さらに、磁界依存性が変化しないとして  $B_s = 0$  T と仮定した場合についても検討を行った。第2.15図は  $B_s = 0$  T, および 0.2 T としてコイルAのコイル全体での交流損失の実測値と計算値 (推定値) を比較したものである。

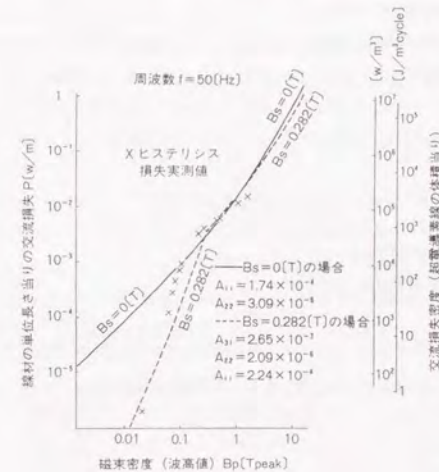
コイルAでは 0.21 T 以上、コイルBでは 0.34 T 以上の最大磁界  $B_{max}$  を発生する通電電流値で、交流損失の測定を行った。このため、コイルAの場合、(2.5), (2.6)式で、 $B_s = 0$  T として、ヒステリシス損失の磁界依存性の变化を無視した場合でもコイル全体の交流損失の計算値と実測値の差は、 $B_s = 0.2$  T として磁界依存性を考慮した場合の差と大差ない。

計算値は(2.5) および (2.6) 式を第2.12図に示した磁界分布に従って積分して得ており、 $B_s = 0$  T と  $B_s = 0.2$  T でほとんど差がない。第2.15図の変数としてコイル端子電圧  $V_t$  をとっている。これは  $V_t = 2 \pi f L I$  でかつ最大磁界  $B_{max}$  が通電電流  $I$  に比例するため  $B_{max} f$  を変数とする場合と同一の傾向となるためである。

以上より、推定した線材の交流損失から、 $B_s$  より十分大きな  $B_{max}$  を発生するコイル全体の交流損失を算出する場合には、 $B_s = 0$  T とした推定で十分である。

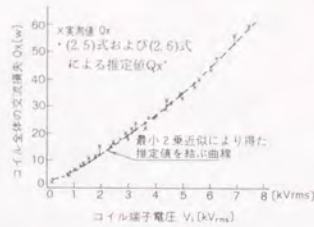


第2.13図 コイルAの線材の交流損失推定値  
Fig. 2.13 Estimated AC losses of the wire used for coil A.



第2.14図 コイルBの線材の交流損失推定値  
Fig. 2.14 Estimated AC losses of the wire used for coil B.





第2.15図 コイルAの交流損失の実測値と推定した線材損失からの積分値との比較

Fig. 2.15 Measured and estimated AC losses of coil A.

### (3) ヒステリシス損失実測値と推定値の比較

コイルAおよびコイルBに用いた超電導線の短尺サンプルについて、振動試料磁化測定装置 (VSM) を用いてヒステリシス損失を測定した。これらの測定値をコイルAについて第2.13図中に、コイルBについて第2.14図中に示す。

実際にコイルに印加した磁束密度である0.5T付近では、ヒステリシス損失の実測値とコイル全体の損失から求めた線材の損失推定値は一致している。この磁界振幅では、(2.5) および(2.6) 式の  $B_p^3 f^2$  に比例する項で推定される結合損失は、計算によればヒステリシス損失の約10分の1である。従って推定値はほぼヒステリシス損失だけを示しており、このためヒステリシス損失の実測値と一致する。

これにより、本論文で示したコイル全体の交流損失から線材固有の交流損失を推定する方法によれば、ほぼ正しい交流損失レベルが得られることが示される。

### (4) 理論計算値と推定値の比較

$B_p = 0$  とした場合に、ヒステリシス損失の(2.6) 式による推定値と(2.1) 式による計算値の比を  $K_h$ 、結合損失の(2.6) 式による推定値と(2.3) 式による計算値の比を  $K_e$  とすると次式が成立つ。

$$K_h = \frac{3}{8} \frac{\pi A_{11}}{I_c d_1} \quad \dots (2.9)$$

$$K_e = \frac{A_{22} \mu_0}{4\pi^2 S_0 \tau} \quad \dots (2.10)$$

ただし、 $S_0$  : 超電導線の断面積 ( $\text{m}^2$ )

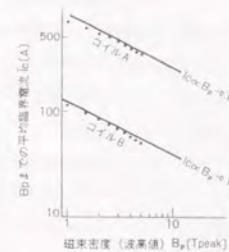
$I_c$  : 超電導線の臨界電流 (A)

$I_c$  :  $S_0 \lambda J_c$

(2.9) 式より  $K_h$  を求めるためには、コイルA、Bに用いた線材の臨界電流が必要である。(2.1) 式よりヒステリシス損失に寄与するのは、磁界が0から  $B_p$  までの臨界電流の平均値としての  $\bar{I}_c$  である。 $\bar{I}_c$  は(2.11)式で与えられる。

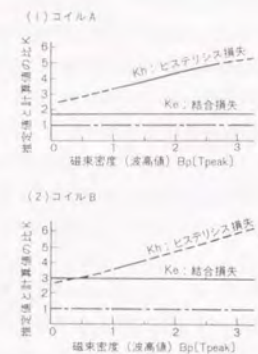
$$\bar{I}_c = \frac{1}{B_p} \int_0^{B_p} I_c(B_0) dB_0 \quad \dots (2.11)$$

(2.11)式を用いコイルA、Bに使用した超電導体の短尺試料についての1~5 Tでの直流臨界電流の実測値からこれを求め第2.16図に示した。ただし、0 Tすなわち外部磁界がない状態での臨界電流は測定困難であるので1 Tの場合の2倍と仮定した<sup>(18)</sup>。



第2.16図 0 から  $B_p$  まで平均して求めた臨界電流

Fig. 2.16 Critical current averaged over 0 to  $B_p$ .



第2.17図 線材の交流損失の推定値と計算値の比較

Fig. 2.17 Ratios of estimated AC losses of wires used for coils A and B to calculated values.

第2.16図に計算結果を示したコイルA、Bの  $\bar{I}_c$  と線材の製造条件から算出した  $d_1$  を(2.9) 式に代入して得られた  $K_h$  の値を第2.17図に示す。 $\bar{I}_c$  に磁界依存性があるのに対し  $A_{11}$  の推定ではこれを無視したため、 $K_h$  は磁界の強さにより異なった値となるが、4 前後の値となる。すなわち、(2.1) 式による計算値の4 倍程度のヒステリシス損失が、コイルA、Bで発生していることになる。

この原因としては以下のことが考えられる。2.16 図に示した  $\bar{I}_c$  は超電導線に直流電流を流した場合の電圧降下が  $0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$  となる電流密度から与えた。Polak ら<sup>(12)</sup> によれば、交流超電導線の磁化により得られる臨界電流密度は第4章に後述する近接効果などにより  $0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$  の電圧降下に対する臨界電流密度の2 倍以上になる。よって、ヒステリシス損失の計算値も磁化に対する  $J_c$  を考えれば2 倍以上となる。

すなわち、ヒステリシス損失は磁化により発生するため(2.1) 式の  $\bar{I}_c$  としては磁化に対する臨界電流を用いる必要があり、コイルAおよびコイルBに用いた線材はこの値が通電による臨界電流の4 倍程度になっているためである。

一方、結合損失の比較に当たっては、 $\sigma$  を算出する必要がある。コイルA、Bに使用した超電導線は、周辺部では銅ニッケル合金中にNbTiフィラメントを多数本配置し、中心部では銅ニッケル合金で囲まれた直径  $7 \mu\text{m}$  の安定化銅を配した構造である。このような導体の  $\sigma$  を正確に求めるには数値計算によらなければならない。そこで、ここでは、Rayleighによる円柱状の誘電体が他の誘電体中に平行に規則的に配置された混合誘電体の誘電率を与える(2.12)式<sup>(21)</sup>を、混合導体の導電率計算に用いて、 $\sigma$  を算出する。

$$\epsilon = \epsilon_2 \left[ 1 + \frac{2\delta_1}{\frac{\epsilon_1 + \epsilon_2}{\epsilon_1 - \epsilon_2} \delta_1 - 0.305 \frac{\epsilon_1 - \epsilon_2}{\epsilon_1 + \epsilon_2} \delta_1^2} \right] \quad \dots (2.12)$$

ただし、 $\epsilon_1$  : 円柱の誘電率

$\epsilon_2$  : 母材の誘電率

$\delta_1$  : 円柱の占積率



(2.12)式の誘電率の代わりに、NbTiが無限大、安定化銅が $1 \times 10^8 \text{ S/m}$ 、コイルAのCuNiが $6.01 \times 10^8 \text{ S/m}^{(12)}$ 、コイルBのCuNiが $2.75 \times 10^8 \text{ S/m}^{(13)}$ となる導電率を代入し、第2.1表に示した体積分率を用いることにより、コイルA、Bに使用した線材の $\sigma$ は以下のとおり求まる。

コイルA:  $\sigma = 1.14 \times 10^8 \text{ S/m}$

コイルB:  $\sigma = 6.26 \times 10^8 \text{ S/m}$

この値を(2.4)式に代入して得られる $\tau$ を用い、(2.10)式により $K$ を求め第2.17図に示す。 $K$ は(2.10)式中に磁界に依存する値がないため、磁界によらず一定となり、コイルAで $K_c = 1.72$ 、コイルBで $K_c = 2.97$ である。すなわち、(2.3)式による計算値の約1.7倍と約3倍の結合損失が、コイルA、Bで発生していることになる。

この原因としては、下記の2点が考えられる。

- (i) 安定化銅のすぐ外側に配されたNbTiフィラメント間を流れる結合電流は、安定化銅部を通る。安定化銅部の $\sigma$ は上記の値より大きいので、安定化銅の近くに配したNbTiフィラメントを流れる結合電流による交流損失は、(2.3)式による計算値より大きくなる。この効果は、安定化銅部の実効導電率の計算をもとに線材全体の結合損失に与える影響を考えると、銅比が0.1と小さいコイルAでは1.06倍程度、銅比が1と大きいコイルBでは1.45倍程度と推定される。
- (ii) (2.3)式は通電していない超電導線に横方向から交流磁界を印加した場合の結合損失を与える式であるが、通電電流が存在する場合には、これと異なる可能性がある。

コイルBでは、エポキシ樹脂含浸時の冷却特性をよくするため、安定化用銅比を1としたが、このため結合損失が大きいたことが明らかになった。従って、エポキシ樹脂含浸交流超電導コイルでも銅比を無制限に大きくすることはできず、冷却と交流損失の両面からの最適化が必要である。

## 2.3.4 従来の銅導体との比較における交流超電導線の交流損失レベル

### (1) 交流超電導線の損失の表し方

超電導線には臨界電流 $I_c$ が存在する。一方、超電導線の交流損失には、(2.1)式で示されるように、 $I_c$ に比例するヒステリシス損失が含まれる。よって、臨界電流が異なる線材の交流損失を比較するには、臨界電流値で割り規格化し、単位電流あたりの損失として示す必要がある。

交流超電導線では、交流電流を流す場合がほとんどである。交流電流に対する臨界電流は、素線の短尺線材では、交流臨界電流のピーク値と直流に対する臨界電流がほぼ等しくなると考え、ここでは、交流に対する臨界電流は直流での値の $1/\sqrt{2}$ 倍とした。

よって、交流超電導線の損失は、線材の単位長さあたりの交流損失 $P$  (W/m)を交流に対する臨界電流 $I_c$  ( $A_{rms}$ )で割った値である $P_N$  (W/m  $\cdot A_{rms}$ )で示す。 $P_N$ は、交流超電導線に流し得る最大交流電流を通電した場合の、単位長さあたり、単位電流あたりの交流損失である。

### (2) 冷却に必要な動力

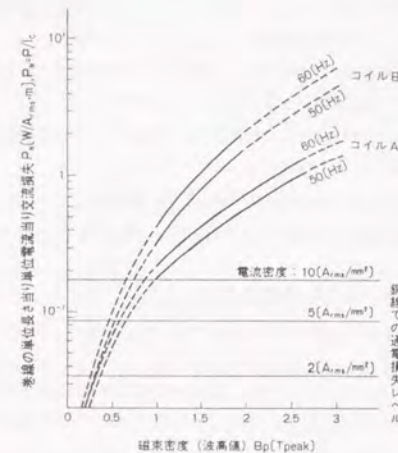
交流損失の測定はすべて、4.2Kで行った。4.2Kに冷却するためには、冷凍機を用いる必要がある。よって、4.2Kで発生する損失は、この損失を除去するのに必要な冷凍機動力を加えた値として評価する必要がある。

4.2Kに対するカルノー効率 $\eta$ は、300Kに対して1/70である。実際の冷凍機の効率はカルノー効率に対する割合で示され、4~10%程度である<sup>(14)</sup>。よって、4.2Kでの1Wの損失は、実際には1,000Wに相当するものとする。

### (3) 銅線の通電損失

超電導線の交流損失の大きさを相対的に評価するために、常温における銅線での通電損失と比較する。

銅線の通電損失は通電電流密度により異なる。そこで、2, 5, 10 A/mm<sup>2</sup>の3ケースについて、単位長さあたりで単位通電電流あたりの通電損失を求めた。銅線の抵抗率は、I E C標準銅の抵抗率である $(1/58) \times 10^{-8} \Omega \cdot m$ とした。結果を第2.18図に示す。ここでは、交流通電による銅線における表皮効果や磁気抵抗効果は常温であるので無視した。



第2.18図 交流超電導コイルに使用した線材の規格化した交流損失の推定値

Fig. 2.18 Estimated AC losses of wires used for coils A and coil B.

### (4) 交流超電導線の交流損失のレベル

コイルAおよびコイルBに用いた線材の交流損失 $P_N$ を第2.18図に示す。1T以下については、 $I_c$ の実測値がないため、NbTi超電導線の一般的特性を用い、零磁界では、1Tの場合の臨界電流の2倍であるとし、0~1Tでは直線で近似した。このため、第2.18図中では1T以下の部分を破線で示した。また、コイルAおよびコイルBで実際に発生した磁界以上の部分も破線で示した。

第2.18図に示されるように、コイルBに使用した線材の方が、規格化した交流損失が大きいのは、素線のツイストピッチがコイルAの線材の約2倍と長く、銅比でもコイルAの線材の0.1に対して1と大きいため結合損失が大きいためである。ヒステリシス損失については、フィラメント径がほとんど同一であるため、同じレベルである。これより、コイルAとBの間では、線材の交流損失は巻線方法や容量の差による影響を受けないことが示される。

交流超電導線の交流損失を銅線の交流損失と比較すると、以下の点が明らかとなる。

- (i) 鉄心付変圧器や鉄心スロット中の電機子、限流器の巻線のように、0.5 T程度以下の磁界が印加される機器では、巻線を現状の交流超電導線を用い超電導化することにより、機器の低損失化が可能である。
- (ii) 超電導発電機の空けき電機子巻線のように2 T程度の磁界が印加される機器では、コイルAやコイルBに



用いた交流超電導線を用いても低損失化は困難である。

### 2.3.5 交流損失解析結果

商用周波数の交流を通电可能な、設計容量500kVAと20kVAの交流超電導コイルAおよびBを試作し、交流損失を測定した。更に、コイル全体の交流損失の周波数と電流に対する依存性から線材の交流損失を推定し、ヒステリシス損失の実測値およびヒステリシス損失と結合損失の計算値と比較した。その結果、次のことが明らかとなった。

- (1) コイル内での磁界分布を考慮することにより、コイル全体の交流損失測定値の通電電流および周波数依存性をもとに、最小2乗推定により線材の交流損失の磁界依存性を求めることができる。
- (2) 最小2乗推定により得られる線材の交流損失のうち、磁界と周波数に比例する成分をヒステリシス損失とすると、近接効果などのため従来の理論計算式による計算値の約4倍の値となる。
- (3) 同様に、磁界と周波数の2乗に比例する成分を結合損失とすると、コイルAおよびコイルBに用いた線材では従来の理論計算式による計算値の1.7～3倍となる。
- (4) 今回、交流超電導コイルの試作に用いた交流超電導線および交流超電導コイル巻線法を使用すれば、鉄心付電気機器など巻線に印加される磁界が0.5T程度以下の機器では、低損失化が可能である。

## 2.4 超電導体の機械的振動に伴う交流損失の評価

### 2.4.1 はじめに

超電導体を巻線化し、通电するとローレンツ力による電磁力が発生する。交流を通电した場合には、直流磁界中では、通電周波数で振動する電磁力となり、自己磁界中では通電周波数の倍の周波数で脈動する電磁力となる。このような電磁力により巻線が機械的に振動すれば、振動に伴うエネルギー損失が交流損失として発生する。

このように、巻線の固定が十分でない場合は超電導体を巻線化し通电することにより、超電導体単体では発生しない交流損失が発生する。ここではコイルCおよびコイルC'を用いて機械的な振動に伴う交流損失について実験的に検討した結果を示す。

### 2.4.2 機械的交流損失の検討

交流超電導線を巻線化した場合、巻線での交流損失が巻線法の影響を受けるかどうかを検討するため、同一の線材を用いて巻線固定法が異なる二つの交流超電導コイルを試作し、交流損失の比較を行った。

使用した線材は、第2.5表に素線の仕様と撚合わせ構造を示す、7本撚り合わせ導体である。試作した交流超電

第2.5表 コイルC、C'に用いた線材の撚線構造  
Table 2.5 Cabling structure of AC superconductor used for coils C and C'.

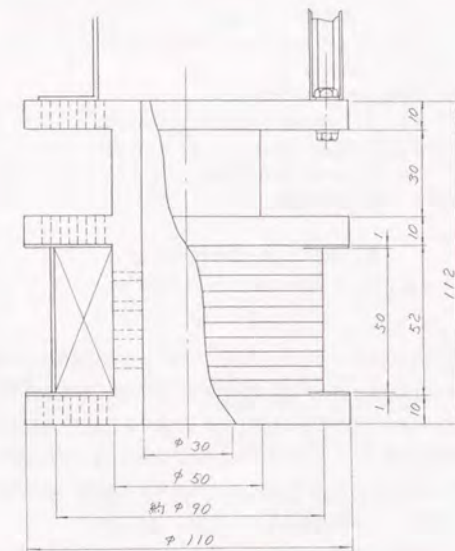
使用素線	フィラメント直径	0.3 μmφ
	フィラメント本数	21,672本 (301本×72束)
絶縁外径	フィストピッチ	1.1 mm
	NbTi/CuNi/Cu比	1/3.3/0.4
	絶縁厚	PVF10 μm厚
	外径	0.12 mmφ
一次より線	中心線	超電導素線
	より本数	7本より線
	よりピッチ	3.5 mm
	絶縁外径	(アラミド繊維 50 μm厚密巻) 0.46 mmφ

第2.6表 コイルC、C'の仕様  
Table 2.6 Specifications of coils C and C'.

	コイルC	コイルC'
設計容量	20 kVA	20 kVA
インダクタンス	0.198 H	0.183 H
巻線内径	50 mm	50 mm
巻線外径	90 mm	110 mm
巻線高さ	50 mm	100 mm
層数	18	24
ターン数	2065	2249
巻線方式	FRPスぺーサ方式	溝付FRPスぺーサへ エポキシ樹脂で固定

導コイルC、C'の仕様を第2.6表に示す。

コイルCに用いた線材には、アラミド繊維を厚さ50 μmで密巻きにした導体絶縁が施されている。コイルCの巻線はこの導体絶縁をターン間絶縁に用いて、FRPスぺーサをソレノイドの層間に入れながら巻き、各層については密巻きとしたコイルである。コイルCの構造を第2.19図に示す。コイルC'では、このアラミド繊維による導体絶縁は用いておらず、ソレノイドの層間絶縁に用いるFRPスぺーサに溝をきき、1ターンごとにこの溝にエポキシ樹脂接着剤で固定しながら巻き込み、ターン間の絶縁は空隙をあけることにより確保している。

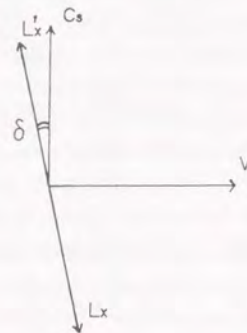


第2.19図 コイルCの構造  
Fig. 2.19 Configuration of coil C.



コイルの交流損失は交流超電導コイルの交流損失測定用に、新たに開発した  $\tan \delta$  計および前述の液体ヘリウムの蒸発率方式の両者を用いて測定した<sup>(2,3,8)</sup>。

$\tan \delta$  計は通常キャパシタンスの損失を測定するために用いられている。測定原理は、損失の非常に小さい標準コンデンサを流れる電流と、測定対象を流れる電流との間の位相比較を行うブリッジ法である。測定対象が交流超電導コイルのようにインダクタンスである場合は、位相が  $180^\circ$  近く異なる。そこで第2.20図に示すように、位相

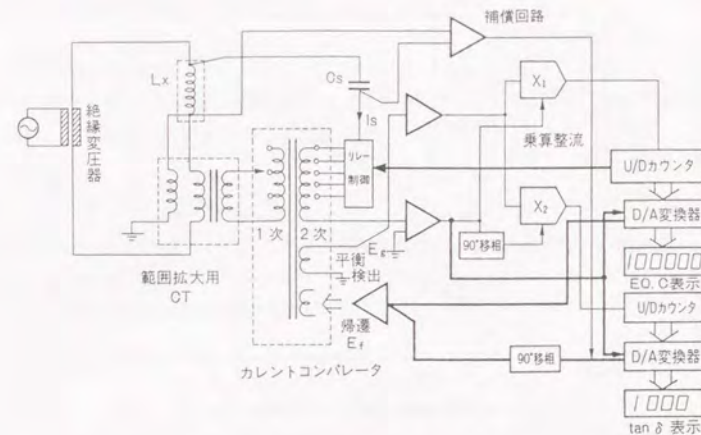


- $V$  : 基準電圧  
 $C_s$  : 標準コンデンサ電流  
 $L_x$  : 超電導コイル電流  
 $L_x'$  :  $L_x$ を180度位相変換したもの  
 $\delta$  : 損失角  $\delta$   
 $V$  : base voltage  
 $C_s$  : standard capacitor's current  
 $L_x$  : superconducting coil's current  
 $L_x'$  : reverse phase from  $L_x$ ,  
 $\delta$  : loss angle  $\delta$

第2.20図  $\tan \delta$  計動作ベクトル図  
Fig. 2.20 A vector diagram of  $\tan \delta$  meter.

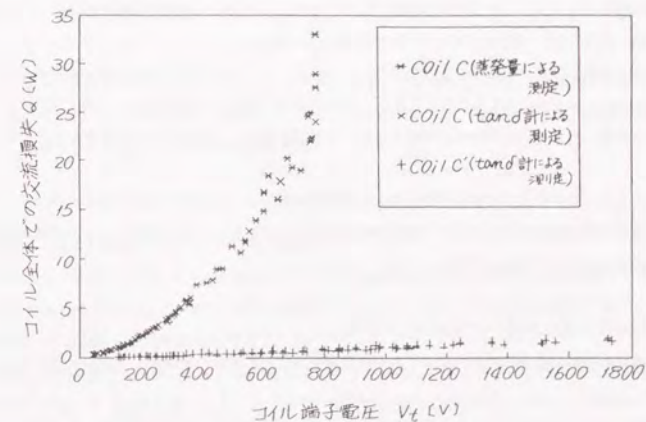
比較用リングコアへの巻線方向を逆巻きとすることにより、 $180^\circ$ の位相変換を行った後測定している。測定装置全体の構成を第2.21図に示す。測定のバランスは自動的に取ることができ、測定値はデジタル値として表示される。このため、交流損失測定に要する時間が大巾に短縮できる上に繰り返し測定における測定値の再現性が高い。 $\tan \delta$  計による交流損失測定結果を液体ヘリウム蒸発率による測定結果とともに第2.22図に示す。第2.22図ではコイルCで36.15Hz～59.00Hz、コイルC'で37.60Hz～61.31Hzの異なる周波数での交流損失測定結果を図示するため、横軸を磁界変化率に比例するコイル端子電圧とした。

ソレノイドコイル巻線中での磁界分布を考慮することにより、コイルC、C'それぞれの線材当たりの交流損失を求め、50Hzの場合の線材単位長さ当たりの交流損失として、第2.23図に示す。第2.23図中にはVSM法により測定した、線材のヒステリシス損失も示す。第2.23図より、コイルC'では、低磁界ではヒステリシス損失に相当す



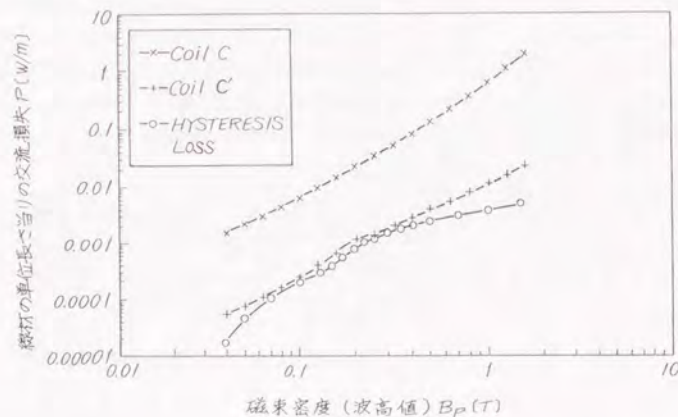
第2.21図 交流超電導コイル交流損失測定用  $\tan \delta$  計のブロックダイアグラム

Fig. 2.21 Block diagram of AC superconducting coil's current carrying loss measurement.



第2.22図 コイルC、C'の各周波数における交流損失  
Fig. 2.22 AC loss of coils C and C'.





第2.23図 コイルC, C'の線材の交流損失推定値  
とヒステリシス損失実測値

Fig. 2.23 Estimated wire AC loss of superconductor used for coils  
C and C' with measured hysteresis loss.

る交流損失のみが発生し、0.5 T以上では結合損失によると考えられる交流損失の増加がある。これに対し、コイルCでは、ヒステリシス損失の10倍以上の交流損失が発生しており、まったく同一の線材を使用していることから、線材内の電磁的損失による差としては説明が困難である。なお、コイルCに使用した超電導体の超電導特性に劣化がないことは、後述の第3.17図に示すように直流通電により確認した。

コイルCでは、巻線の固定は巻線時の張力だけによっていること、コイルCでは第3章に示すように直流通電時に多数回におよぶトレーニングが見られたことから、巻線の機械的固定が不十分であると推定される。よって、電磁的には説明できない大きな交流損失は、電磁力によって巻線が振動し、摩擦による発熱を起こしているものと推定される。

この結果からもコイルBのように巻線を冷却チャンネルを確保しつつエポキシ樹脂含浸するかコイルC'のようにスペーサに導体を接着するかなどにより、導体が電磁力により動かないよう固定することが交流超電導コイルでは不可欠な構造であることが結論される。

## 2.5 巻線を大容量化した場合の交流損失の評価

本項では、機械的振動が十分抑えられたコイルを大容量巻線化した場合の巻線としての交流損失について評価する。

巻線の代表例として、ソレノイドコイルを取り上げる。ソレノイドコイルでは、貯蔵エネルギーE [J] と使用する超電導線の電流と長さの積IS [Am] の間に以下の関係がある<sup>(2,3)</sup>。

$$IS = Q_{11} E^{2/3} / B_m^{1/3} \quad \dots (2.13)$$

ただし、 $B_m$  [T] は巻線部中央での磁束密度； $Q_{11}$  は、E、 $B_m$  に依存せずコイルの形状で決定される定数で700～900 [AmT<sup>1/3</sup>/J<sup>2/3</sup>] である。ソレノイドコイルの自己インダクタンスをL [H] とすれば、交流電流I [A<sub>rms</sub>] 通

電時には(2.13)式は(2.14)式のように変形できる。

$$IS = Q_{11} (LI^2)^{2/3} / B_m^{1/3} \quad \dots (2.14)$$

コイルに使用する線材の単位電流単位長さ当たりの常温換算の交流損失を $P_N$  [W/Am]、交流の周波数をf [Hz] とすれば、ソレノイドコイルでの容量当たりの交流損失q [W/VA] は以下の通りとなる。

$$q = \frac{P_N IS}{2\pi f LI^2} = \frac{P_N Q_{11}}{(2\pi f)^{2/3} (2\pi f LI^2 B_m)^{1/3}} \quad \dots (2.15)$$

(2.15)式によりコイルの容量 $2\pi f LI^2$  [VA] が大きくなるほど、単位容量当たりの交流損失は小さくなる。数値例として、 $P_N = 0.1$  [W/Am]、 $Q_{11} = 800$  [AmT<sup>1/3</sup>/J<sup>2/3</sup>]、 $f = 50$  [Hz]、 $B_m = 1$  [T] として、各種の容量のソレノイドコイルの単位容量当たりの交流損失を第2.7表に示す。

第2.7表 ソレノイドコイルの単位容量当たりの交流損失  
Table 2.7 AC loss normalized by capacity in solenoidal coil.

コイルの容量E [VA]	総交流損失Q [W]	単位容量当たりの交流損失 q [W/VA]
1 MVA	17.3 kW	0.0173
10 MVA	80.4 kW	0.00804
100 MVA	373 kW	0.00373
1000 MVA	1.73 MW	0.00173

注) 交流損失は冷凍機の効率を1/1000として、冷凍機に必要な動力も含んだ値である。

第2.7表より、現在開発されている素線レベルでの交流損失が大電流素線レベルでも実現できれば、これを用いたリアクトルの効率は10MVAで99.2%、100MVAで99.6%にもなる。よって、交流超電導電力機器では大容量化するほど、低交流損失すなわち高効率な機器が実現できる。

## 2.6 結 言

第2章に示した研究の結論は以下のように要約される。

- (1) 交流超電導コイルのインダクタンスと電源のコンデンサを共振させることにより、正弦波である通電電流の振巾と周波数を容易に変えることができる通電法を開発した。この電源を用いると周波数が安定しているため、tan δ 計を用いた電氣的交流損失測定が可能である。
- (2) 超電導電力機器巻線のモデルとして、交流超電導コイルを試作し、コイル全体の交流損失を通電電流および周波数を30Hzから65Hzまで変えて測定することにより、線材の実使用条件に等しい条件での交流損失の磁界依存性を求める試験法および計算法を新たに示した。
- (3) (2)による検討の結果、交流用超電導線の交流損失は、変圧器など0.5T程度以下の低磁界で使用する巻線では従来の銅巻線より低損失化できることが判明した。
- (4) 交流超電導コイルでは、これまで存在が示されていなかった巻線の電磁力による振動により電磁的な交流損失を大巾に上回る交流損失が発生することがあるため、巻線の固定法が重要である。巻線の固定が完全であれば、機械振動による交流損失は発生しない。



- (5) 交流超電導巻線を大型化することにより、定格容量に対する定格容量時の交流損失の割合を低減することができ、効率の向上がはかれる。

超電導体の低交流損失化は、交流用超電導体の低交流損失化を軸として研究開発が進められている。この、交流用超電導体については、1983年に開発されて以来、引き続き低交流損失化の研究が進められており、材料の有する極限の交流損失に近づきつつあると考えられる。しかし、これはヒステリシス損失や結合損失など発生機構が従来から明確になっていた交流損失についてである。

低交流損失化による超電導電力機器のメリット向上効果を明確にするためには、今後導体の大電流化が交流損失へ与える影響を明らかにするとともに、通電電流や電磁力が存在するなど実使用に相当する条件での低交流損失化を目指す必要がある。このような観点から、本研究で実施した交流超電導コイルによる交流損失の評価は、超電導電力機器用交流超電導体の交流損失評価法としては非常にすぐれているといえる。

## 参考文献

### 第2章

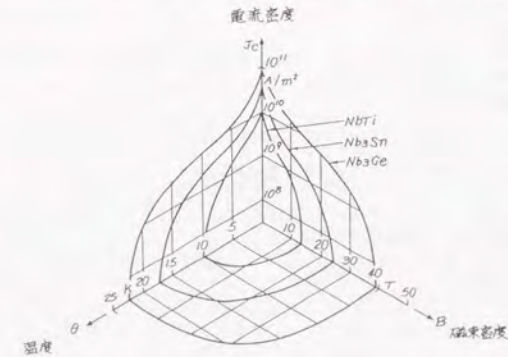
- (2.1) H. Brechna: "Superconducting Magnet System", (Springer-Verlag, Berlin, 1983) p. 480
- (2.2) W. M. Wilson: "Superconducting Magnets" (Clarendon Press Oxford, 1983) p. 159
- (2.3) A. Fevrier: "Losses in a twisted multifilamentary superconducting composite submitted to any space and time variations of the electromagnetic surrounding" Cryogenics Vol. 23 p. p. 185-200, April 1983
- (2.4) John D. Rogers, Robert I. Schermer, Barry L. Miller, and John F. Hauer, "30-MJ Superconducting Magnetic Energy Storage System for Electric Utility Transmission Stabilization," Proceedings of the IEEE, Vol. 71, No. 9, p. p. 1099-1107, September 1983.
- (2.5) P. Dubots, A. Fevrier, J. C. Renard, J. Goyer, Ky. Hoang Gia, "Behavior of Multifilamentary NbTi Conductors with Very Fine Filaments Under AC Magnetic Field", Journal de physique, Colloque C1, supplement n° 1, tome 45, Jan. 1984, P. CA-461.
- (2.6) 田中, 石川, 秋田: 「交流超電導コイルの実例」昭和62年 電気・情報関連学会連合大会
- (2.7) 住吉, 松山, 笠原: 「高電圧形超電導マグネットの開発」低温工学Vol. 22, No. 3, p. 39 (昭和62年)
- (2.8) Richard P. Reed, Alan F. Clark, "Materials at Low Temperatures", American Society for Metals (1983)
- (2.9) M. Polak, M. Majoros, "Influence of Cu-Ni matrix on a.c. Losses and Voltage-Current Characteristics of Fine Filament Nb-Ti Superconductors," Cryogenics Vol. 27, p. p. 545-550, October 1987.
- (2.10) 岡小天・中田 修: 固体誘電体論, p. 285 (昭和39年) 岩波書店
- (2.11) 低温工学協会編 訳: 低温工学ハンドブック, p. 116 (昭和57年)
- (2.12) 笠原, 秋田, 石川, 「交流超電導コイルの損失評価—tan δ計による測定—」電力中央研究所研究報告 T88075 (平成元年5月)
- (2.13) 秋田, 田中, 「超電導エネルギー貯蔵技術の現状と今後の課題」電力中央研究所調査報告 184005 (昭和59年9月)

## 第3章 交流用超電導体とコイルのクエンチ特性

### 3.1 交流用超電導体の安定性の問題点

#### 3.1.1 超電導体における安定化基準

超電導状態は、第3.1図に金属系超電導材料についての場合を例として示すように、温度、磁束密度、電流密度について臨界値が存在し、これを越えると常電導状態となる。常電導状態になった場合に通電電流が存在すると常電導化した部分でジュール発熱が発生する。この発熱と冷却のバランスに応じて、温度が上昇あるいは降下する。温度が上昇する場合には、常電導部が拡大し、発熱も大きくなるため、急激な常電導化が起こる。これをクエンチという。温度が降下する場合は、一度常電導化した部分も超電導状態に復帰し、継続的な運転が可能になる。



第3.1図 超電導材料が超電導性を保てる  
電流-磁界-温度の範囲(2.10)

Fig. 3.1 Critical-current surface of superconducting materials.

液体ヘリウムで浸漬冷却された直流用超電導体の常電導部発生時の挙動については、すでに詳しく一次元での検討がされている<sup>(1), (3)</sup>。この検討によれば、発生した常電導部が拡大するか否かは、(3.1)式で示される発生熱量と冷却熱量の比 $\alpha$ で決まる。

$$\alpha(\theta) = \frac{R_s(\theta) I^2(t)}{P h(\theta) \Delta \theta} \quad \dots (3.1)$$

ただし、

$R_s(\theta)$ : 温度 $\theta$  [K]での超電導線安定化材の単位長さ当たりの抵抗 [ $\Omega/m$ ]

$I(t)$ : 時刻  $t$  におけるコイル通電電流 [A]

$P$ : 超電導線単位長さ当たりの冷却面面積 [ $m^2/m$ ]

$h(\theta)$ : 超電導線の温度が $\theta$  [K]の場合の熱伝達係数 [ $W/m^2K$ ]

$\Delta \theta$ :  $\theta - \theta_0$ ,  $\theta_0$  [K] は液体ヘリウムの温度

熱平衡方程式に基づく常電導部の伝搬速度 $v_0$ に関する解析により次の結論が得られる。

①  $\alpha < 1$  : 冷却熱量のほうが発生熱量より大きいとき常電導部は存続し得ず、常電導部発生の原因が取り除か



れば、瞬時に超電導性が回復する。 $\theta < \theta_c$  (臨界温度) でこの条件が成り立つ場合を完全安定条件という。

②  $1 < \alpha < 2$  :  $v_p < 0$  となり常電導部は縮小し時間の経過とともに超電導性が回復する。この条件を低温端における超電導回復を考慮した低温安定条件という。

③  $\alpha = 2$  :  $v_p = 0$  で発生した常電導部は持続する。

④  $\alpha > 2$  :  $v_p > 0$  で常電導部は拡大する。

⑤  $\alpha \gg 2$  : 常電導部は急激に拡大し、その伝搬速度は(3.2)式となる。

$$v_p = \frac{I(t)}{C} \sqrt{\frac{k R_0}{S \Delta \theta}} \quad \dots (3.2)$$

ただし、

$v_p$  : 常電導部の拡大速度 [m/s]

$C$  : 超電導線の定積比熱 [J/m<sup>3</sup>K]

$k$  : 超電導線の長手方向熱伝導率 [W/mK]

$S$  : 超電導線の断面積 [m<sup>2</sup>]

通常  $\alpha < 1$  の完全安定化を達成するためには、超電導導体に電流バイパス用の銅やアルミニウム金属を多量に複合し、常電導化時のジュール発熱を小さくする方式が採用される。

### 3.1.2 交流用超電導導体における安定化の問題点

交流用の超電導導体では、前項の直流での解析に加え、交流独特の検討が必要である。例えば、交流では、常電導が発生した場合に流れている電流が交流であると、ジュール発熱は周波数の2倍で脈動する。また、交流用超電導導体では、うず電流損失や結合損失を低減するため、多量の通電安定化用金属は複合できないため、完全安定化設計とすることは困難である。さらに、常電導が発生した場合の発熱により、超電導導体が加熱され、場合によっては焼断することもある<sup>(2)(3)</sup>。

このような、完全安定化されていない交流用超電導導体がどのような条件で常電導化するのかについて、および一度発生した常電導部分がどのように拡大して行くか、についてはこれまでに系統的な研究はほとんど存在しない。

## 3.2 交流用超電導導体を用いたコイルのクエンチ現象

### 3.2.1 はじめに

交流用超電導導体の安定性を検討する場合に、導体の電磁力に対する固定方法や冷却方式も安定性に影響を与えるため、実際の超電導電力機器で予想される形状と近い形状で評価することが重要である。そこで、前章において交流損失の評価に用いた交流超電導コイルである、コイルA、コイルBおよびコイルCを用いて、交流通電においてコイルがクエンチした場合の特性を検討した。いずれのコイルも、定格通電電流においては、完全安定化基準を満たしていない。

### 3.2.2 交流超電導コイルのクエンチ現象測定法

#### (1) クエンチの検出と保護

交流超電導コイルは、第2.7図に示す通電装置の可変周波交流安定化電源の設定電流値を手動で徐々に上昇させクエンチさせた。クエンチは、第2.7図に示した高圧分圧器により測定する電圧と、DCC Tにより測定する

電流の位相差が、交流通電の各半波において初めに設定した値より小さくなった時点をクエンチとする方法により検出した。

この検出法によりクエンチが検出されると、第2.7図に示したSF<sub>6</sub>ガス開閉器に開極信号が送られ、交流超電導コイルの通電電流がしゃ断される。SF<sub>6</sub>ガス開閉器を用いたのは、電流しゃ断時にアークが発生し、電流の零点においてしゃ断するためである。電流の零点以外でしゃ断し、電流が鋭断すると、交流超電導コイルから過大なサージ電圧が発生し、絶縁破壊を起こす可能性がある。これを防止するため、交流超電導コイルと並列に酸化亜鉛避雷器を取付け、サージ電圧の発生に備えたが、避雷器が動作することはなかった。

電流の零点でしゃ断されると、通電装置の共振回路の蓄積エネルギーは、共振用コンデンサーに保存される。この電荷を徐々に放電するため、共振用コンデンサーには時定数1分の放電抵抗を取り付けた。

クエンチ検出と保護の動作時間は、クエンチの発生からSF<sub>6</sub>ガス開閉器への開極信号の発信までが30~100msec、SF<sub>6</sub>ガス開閉器への信号入力から電流しゃ断までが30~40msecである。

#### (2) クエンチ時の電流電圧の測定法

クエンチ時の交流超電導コイルの通電電流と端子間電圧は、クエンチ検出用のDCC Tと高圧分圧器の出力信号を用いデジタルオシロスコープにより測定した。クエンチが発生した電流値は、クエンチ直前の5周期の電流値からデジタルオシロスコープを用い実効値を算出し、測定値とした。

#### (3) クエンチ時のコイル巻線抵抗算出法

交流超電導コイルがクエンチした時の、コイルの巻線抵抗を通電回路の共振のQ値より求めた。すなわち、定常通電状態では通電回路の損失分は交流安定化電源から供給されるので、共振回路の通電電流は減衰しない。クエンチが発生すると通電電流が減衰するが、これは交流超電導コイル中に発生した常電導部の抵抗成分により、共振回路のQ値が低下したためとし、半サイクル毎のピーク電流値の低下率から抵抗値の変化を求めた。

具体的には、クエンチ後の通電電流の半波毎の波高値の減衰率から、抵抗値を算出し、この抵抗値を、波高値を示す2つの時間の平均の時間におけるコイル巻線抵抗とした。

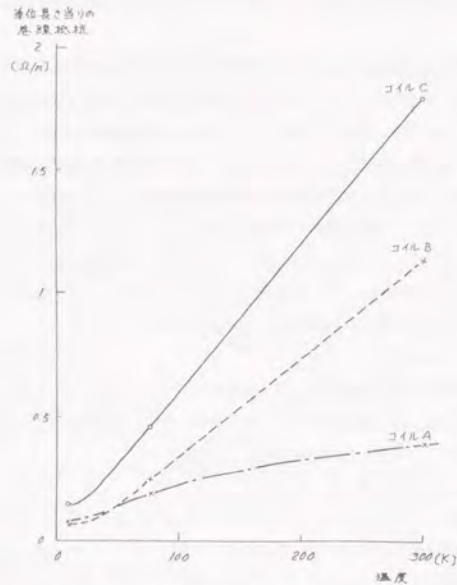
### 3.2.3 巻線抵抗の温度依存性

これまでの直流用超電導コイルでは、超電導線に内蔵した安定化銅の導電率や熱伝導率が、液体ヘリウム温度で常温より良くなることを利用して、通電安定性を高めると同時にクエンチ時の温度上昇が過度にならないようにしている。

交流超電導導体でもこれらの効果を期待して安定化銅を用いる場合が多い。本研究で試作した交流超電導コイルでも、それぞれの設計思想に応じた量の安定化銅が用いられている。コイルAでは、交流損失を極限まで小さくはするがクエンチ時に焼断しないよう銅比を0.1とした。コイルBではエポキシ樹脂で含浸しているため、導体長手方向の熱伝導によっても交流損失を冷却するため銅比を1とした。コイルCはこの中間の0.4である。

安定化銅の効果を確認するため、巻線抵抗の温度依存性を求めた。結果を第3.2図に示す。常温での値は室温放置状態で、77Kでの値は予冷用液体窒素浸漬時に、10K付近の値は液体ヘリウムでの冷却時に抵抗が急激に低下し0になる直前の値として得た。各コイルの巻線抵抗の常温から10K付近への温度低下に伴う低下率は安定化銅量に依り、コイルA、C、Bの順で大きくなっている。しかし、銅比が1のコイルBでの10K付近での値は常温の16.7分の1にしか低下しておらず、同程度の銅比を持つ直流超電導コイルでは100分の1程度となるのに比べ、低下率が小さい<sup>(2)(3)(22)(23)</sup>。





第3.2図 交流超電導コイル巻線の抵抗  
Fig. 3.2 Winding resistances of coils A, B, and C.

安定化銅自身の導電率を求めるため、銅以外のCuNi, NbTiの導電率に文献値を用い計算を行った。結果を第3.1表に示す。これより、安定化銅の常温と液体ヘリウム温度での抵抗の比である残留抵抗比は約20である。これは直流用超電導体の安定化銅残留抵抗比が100~200であるのに比較し、非常に小さい。この理由は下記のように考えられる。

- ①交流用超電導素線の中心に配された安定化銅部は、直径が5~7  $\mu\text{m}$ となるようCuNiで細分化されているため、超電導線の加工中にNiが安定化銅部へ拡散し、銅の純度が低下している。
- ②交流超電導素線は加工度が高いにもかかわらず、最終線引き後は線の軟化を防ぐため焼鈍しておらず、安定化銅も加工硬化が残った状態で導電率が悪い。

いずれにしても、交流超電導コイルの設計では、安定化銅の効果が、直流用超電導体の場合より劣ることに注意する必要がある。

なお、残留抵抗比が20程度の銅では、熱伝導率がヘリウム温度では常温よりも小さくなることに注意する必要がある<sup>(2.7)</sup>。

### 3.2.4 クエンチ電流

超電導コイルでは、通電電流値を上昇していった場合に、ある電流値で超電導状態を保ったままでの通電が不可能になる。これは、超電導コイル全体での磁界分布、温度分布および導体の固定などにより決まる最弱点で、超電導状態が破れ常電導部が発生するからである。

第3.1表 交流超電導コイル安定化銅の残留抵抗計算値

Table 3.1 Estimated values of RRR.

		コイル A	コイル B	コイル C	計算法
単位長さ当り巻線抵抗実測値	常温	0.387 $\Omega/\text{m}$	1.14 $\Omega/\text{m}$	1.80 $\Omega/\text{m}$	R
	77 K	0.188 $\Omega/\text{m}$	0.247 $\Omega/\text{m}$	0.457 $\Omega/\text{m}$	
	約10 K	0.0782 $\Omega/\text{m}$	0.0582 $\Omega/\text{m}$	0.145 $\Omega/\text{m}$	
安定化銅以外の単位長さ当り抵抗の文献値よりの計算値	常温	0.540 $\Omega/\text{m}$	5.14 $\Omega/\text{m}$	4.43 $\Omega/\text{m}$	Rex
	77 K	0.445 $\Omega/\text{m}$	4.23 $\Omega/\text{m}$	3.78 $\Omega/\text{m}$	
	約10 K	0.428 $\Omega/\text{m}$	3.99 $\Omega/\text{m}$	3.65 $\Omega/\text{m}$	
安定化銅の単位長さ当り抵抗の計算値	常温	1.36 $\Omega/\text{m}$	1.47 $\Omega/\text{m}$	3.04 $\Omega/\text{m}$	$\frac{1}{\frac{1}{R_{\text{Cu}}} - \frac{1}{R_{\text{ex}}}}$
	77 K	0.325 $\Omega/\text{m}$	0.263 $\Omega/\text{m}$	0.520 $\Omega/\text{m}$	
	約10 K	0.0958 $\Omega/\text{m}$	0.0594 $\Omega/\text{m}$	0.151 $\Omega/\text{m}$	
安定化銅の断面積		0.0115 $\text{mm}^2$	0.0168 $\text{mm}^2$	0.00468 $\text{mm}^2$	S
安定化銅の導電率計算値	常温	$6.39 \times 10^7 \text{ S/m (1.0)}$	$4.05 \times 10^7 \text{ S/m (1.0)}$	$7.04 \times 10^7 \text{ S/m (1.0)}$	$\sigma = \frac{1}{R_{\text{Cu}} S}$
	77 K	$2.68 \times 10^8 \text{ S/m (4.19)}$	$2.27 \times 10^8 \text{ S/m (5.60)}$	$4.11 \times 10^8 \text{ S/m (5.84)}$	
	約10 K	$9.09 \times 10^8 \text{ S/m (14.2)}$	$8.58 \times 10^8 \text{ S/m (21.2)}$	$1.42 \times 10^9 \text{ S/m (20.2)}$	

常電導部が発生した後の状況は、安定化銅量、冷却条件などにより異なるが、交流超電導コイルの場合には安定化銅量が少ないので、常電導部が発生するとそれが一気に拡大するクエンチという状態になるのが通常である。このため、交流超電導コイルでは、クエンチが起る電流値が限界通電容量であり、これ以上の電流を連続通電すればコイルは焼損する場合もある。

以下に各試作コイルのクエンチ電流値を示す。

#### (1) コイルAのクエンチ特性

##### (i) クエンチ電流

第3.3図に、コイルAの通電電流の周波数を変えて測定したクエンチ電流特性をロードライン上に示す。図中の短尺I<sub>1</sub>とは、外部直流磁界を変えながら測定した、使用線材の短尺サンプルに超電導状態を保ったまま通電可能であった最大直流電流値（臨界電流）である。なお、短尺線での超電導状態の定義は、通電に伴う電圧降下が1  $\mu\text{V}/\text{cm}$ 以下としている。またロードラインは、コイルの磁界が最大となる、軸方向中心面最内層での通電電流値と発生磁界の強さの関係を示している。

第3.3図より、コイルとしては、直流では線材の有する限界能力の90%、約40Hzから約65Hzまでの交流では80%まで通電可能である。

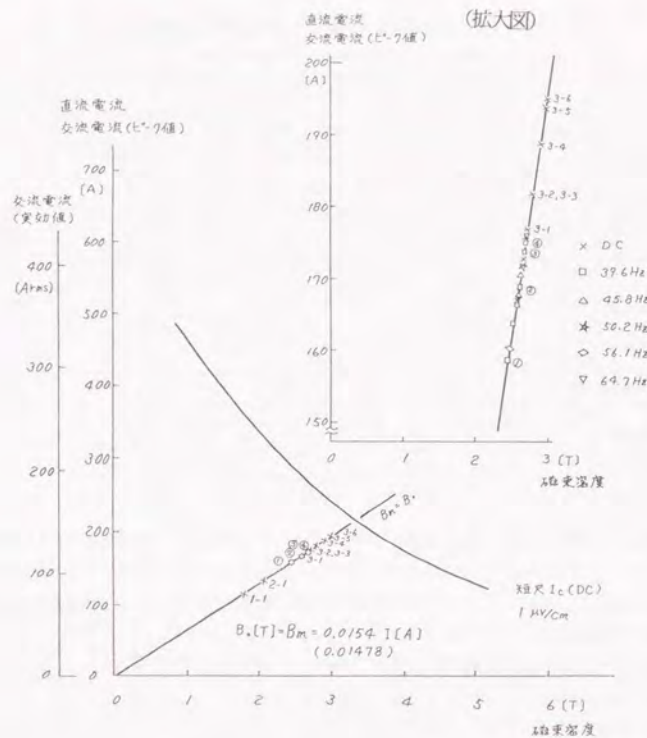
コイルAの通電において直流で100%の性能が発揮されない原因としては以下の点が考えられる。

- ①磁場が最大となる部分に使われた巻線の臨界電流が、素線の断線や巻線時のひずみなどにより、短尺サンプルより低下している。
- ②巻線の一部の固定が十分でなく、電流を上昇した場合に電磁力で過渡的に動き、瞬間的に発生する機械的摩擦熱による温度上昇で常電導部が発生しクエンチに至る。
- ③短尺I<sub>1</sub>の定義に用いた1  $\mu\text{V}/\text{cm}$ が大きすぎる。

また交流での性能が直流よりも劣る原因としては以下の点が考えられる。

- ①交流通電に伴う損失により巻線の温度が上昇し、臨界電流値が低下する。なお、直流用NbTi超電導線の臨界電流の温度依存性は、1~2 Tの磁界下では20~25%/degである<sup>(2.7)</sup>。





第3.3図 交流超電導コイルクエンチ特性 (コイルA)  
Fig. 3.3 Quenching characteristics of coil A shown on the load line.

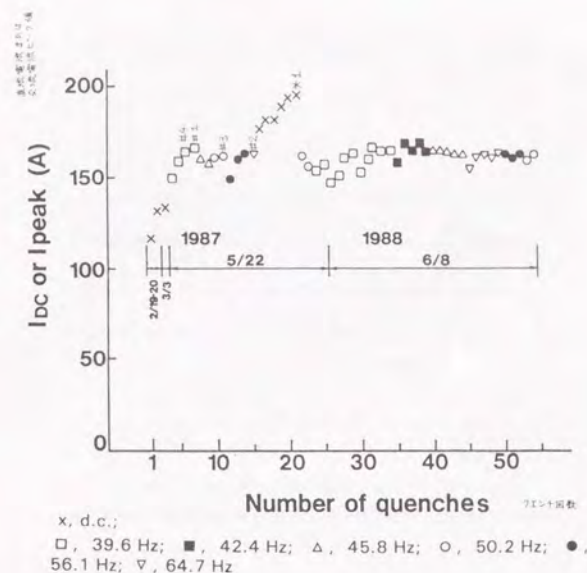
②交流通電では電磁力も倍周波で脈動するため、直流の場合よりも巻線が電磁力により過渡的に動きやすく、より低い電流値でクエンチする。

コイルAにおける、交流クエンチ電流の低下は、上記の両者の原因が複合的に作用しているものと考えられる。次に、クエンチ電流値の履歴を第3.4図に示す。コイルは、直流で3回のトレーニングをした後、常温に戻し、交流でのトレーニングを行った。第3.4図より、最初の3回の直流でのトレーニングは、昇温しても記憶されているものと判断できる。

39.64Hzでの交流クエンチ電流が4回のクエンチで15%程度上昇したのもトレーニングと考えられる。よって、交流超電導コイルは、交流でもトレーニング効果がある。

次に、周波数を39.64Hzから64.70Hzまで増加して、クエンチ電流を求めたが、周波数との関係は明確ではない。またクエンチ電流値にもバラツキが見られ、巻線の過渡的な動きなど確率的な現象がクエンチの原因になっているものと考えられる。

64.70 Hzでの交流クエンチ後、再び直流を通電し、トレーニング効果を求めた。この結果、クエンチ電流は、



第3.4図 交流超電導コイルクエンチ履歴 (コイルA)  
Fig. 3.4 History of quenches in coil A for DC and AC

195Aまで上昇した。交流でのトレーニング後、直流ではさらにトレーニング効果があった原因としては以下の点が考えられる。

①直流と交流ではトレーニング効果が異なる。すなわち、交流では、電磁力が周期的であるため機械的に弱点となっている部分の巻線が振動し、一度巻線が動いても、その部分の動きが収まらずトレーニングとならない。しかし、直流では、同一の大きさの電磁力による巻線の動きでも、力が静的であるため、次の通電時には動かず、トレーニングとなる。

②交流では通電損失による発熱のため、巻線温度が上がっている。このため、同一の電磁力による巻線の過渡的な動きでも、交流ではクエンチし、直流ではクエンチしない。このため、直流ではより高い電流値まで通電可能となり、トレーニングが進む。

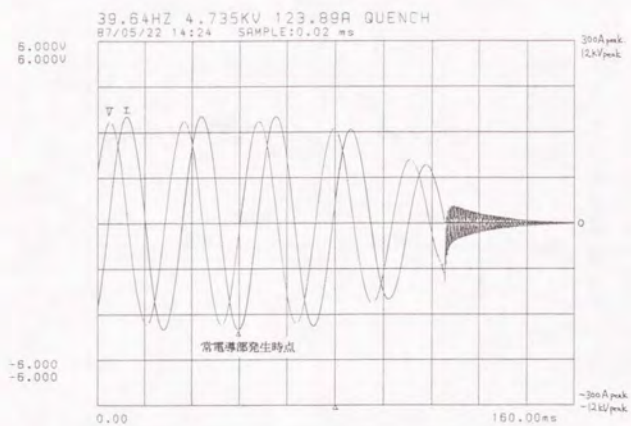
第3.4図で2回目の直流トレーニング後の交流クエンチ電流は前の交流クエンチ電流のレベルに戻っており、直流トレーニングは、交流に対してはトレーニングとならない場合もあることが明らかとなった。

#### (ii) クエンチ時の電流・電圧波形

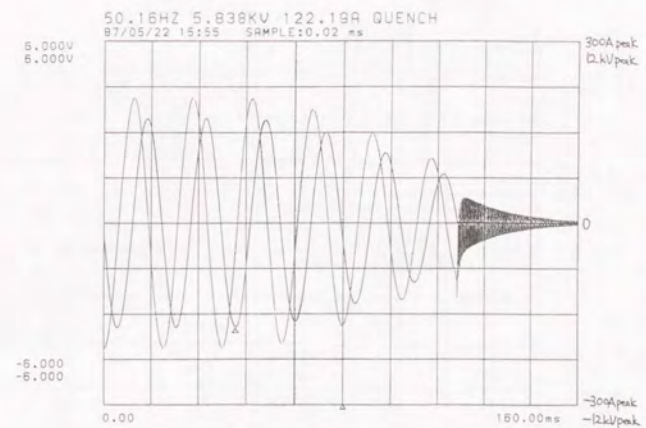
第3.4図中に示した#1から#4までの交流クエンチ時のコイル通電電流と端子電圧の波形を第3.5～3.8図に示す。また、\*1の直流クエンチ時の電流・電圧波形を第3.9図に示す。

交流クエンチの場合の常電導部発生時点を、電流波形上に△印で示した。交流超電導コイルでは、常電導部は常に電流のピーク値で発生するものと仮定した。また、時間軸上の△印は、クエンチ検出し、通電用電源のSF<sub>6</sub>ガス開閉器に開放信号を出力した時点であるが、いずれの場合でも、常電導部発生からシャ断開始まで約40msを要している。

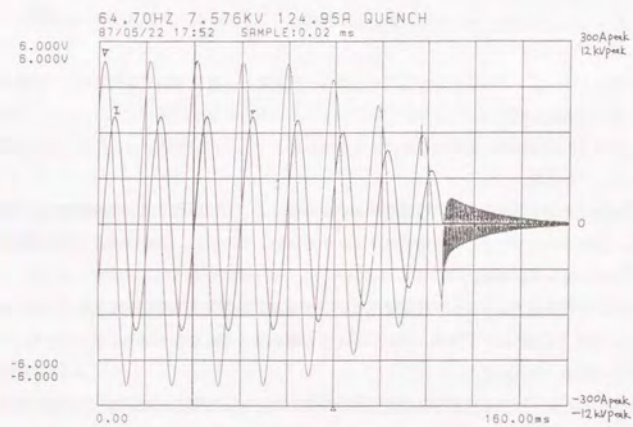




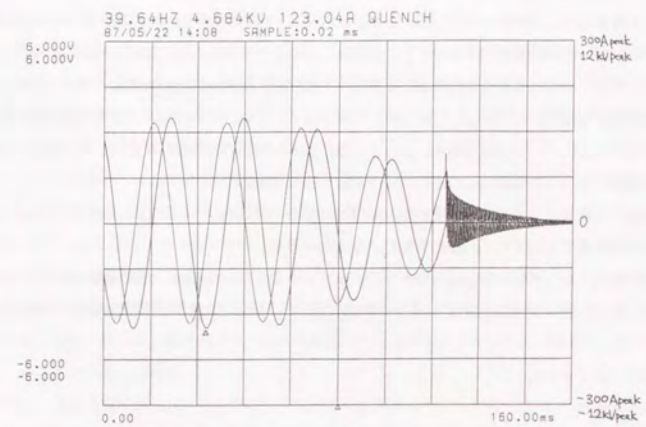
第3.5図 交流クエンチ時の電流・電圧波形( #1 )  
Fig. 3.5 Current and voltage of coil A at AC quenching ( #1 ).



第3.7図 交流クエンチ時の電流・電圧波形( #3 )  
Fig. 3.7 Current and voltage of coil A at AC quenching ( #3 ).

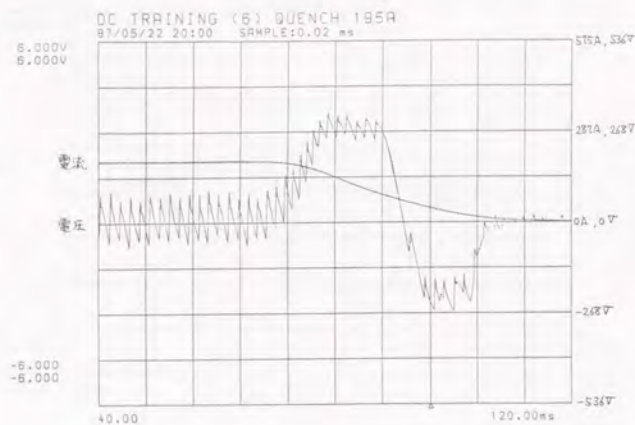


第3.6図 交流クエンチ時の電流・電圧波形( #2 )  
Fig. 3.6 Current and voltage of coil A at AC quenching ( #2 ).



第3.8図 交流クエンチ時の電流・電圧波形( #4 )  
Fig. 3.8 Current and voltage of coil A at AC quenching ( #4 ).





第3.9図 直流クエンチ時の電流・電圧波形 (\*1)  
Fig. 3.9 Current and voltage of coil A at DC quenching (\*1).

常電導部発生以後、電流電圧が減少しているのは、超電導コイルとコンデンサの共振回路に貯えられていたエネルギーが常電導部で熱化して減少するためである。#1~4のいずれのケースでも、クエンチ開始前に共振回路に貯えられていたエネルギーは約2.5kJであり、電流しゃ断後コンデンサーに残ったエネルギーは約0.4~0.7kJである。よってこの差のエネルギーと、絶縁変圧器を介して交流安定化電源から共振回路に注入されたエネルギーが、クエンチ時にコイルで熱化したエネルギーである。交流安定化電源の出力電圧は、#1~#4の場合、絶縁変圧器2次側で、約15V<sub>rms</sub>に制限されているので、クエンチ中に交流安定化電源から共振回路に供給されるエネルギーは0.1~0.15kJである。よって、第3.5~3.10図の電流減衰特性は、ほぼ巻線での発熱によるエネルギー損失、すなわち常電導部の伝搬に伴う巻線抵抗の増加を示している。

交流電流のしゃ断後、コイル端子電圧が高周波(約2.5kHz)で振動しているのは、超電導コイルと通電用6.6kVケーブルの対地容量で形成された回路の共振によるものである。

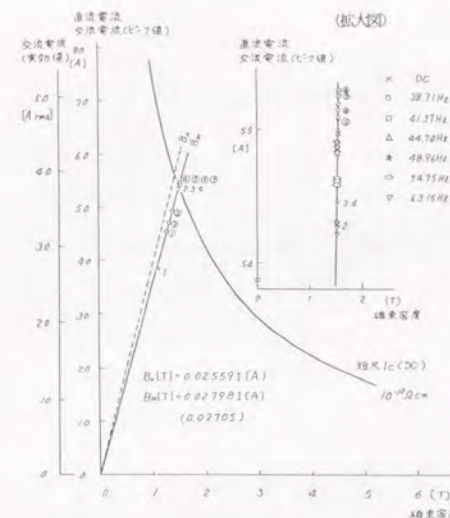
第3.9図の直流クエンチ時の電圧波形が多くのリップルを含んでいるのは、直流通電源にフィルターがないためである。また、クエンチ検出後はインバータ運転として、電流の急速な低下によるコイル保護を図っている<sup>(3.2)</sup>。

## (2) コイルBのクエンチ特性

### (i) クエンチ電流

コイルBのロードライン上に示したクエンチ特性を第3.10図に示す。第3.10図での短尺試料I<sub>1</sub>の定義は、直流通電に伴う常電導性抵抗が $10^{-12}\Omega\text{cm}$ となる電流である。55.5Aでは $0.06\mu\text{V/cm}$ に相当する。

第3.10図より、コイルBは直流交流とも線材の有する能力のほぼ100%まで通電可能である。交流クエンチ電流のピーク値が短尺I<sub>1</sub>より大きいのは、交流ではピーク電流値で常電導電圧が発生しても、次のピーク電流値となるまでの間の冷却により超電導に戻る現象が起り、交流クエンチ電流の方が直流クエンチ電流より大きく



第3.10図 交流超電導コイルクエンチ特性 (コイルB)  
Fig. 3.10 Quenching characteristics of coil B shown on the load line.

なり得るためと考えられる<sup>(3.2)</sup>。また臨界電流の定義による影響も考えられる。

コイルBでは、巻線をエポキシ樹脂で含浸しているため巻線の固定が良好であり、直流でも交流でも、クエンチは通電電流が線材の臨界電流を越えることにより起こっているものと考えられる。

交流クエンチ電流値を拡大して第3.10図中に示した。これより交流クエンチは周波数が高く通電損失が大きいほど低い電流値で起こっている。線材I<sub>1</sub>の温度依存性を20%/degと仮定すると、38.71Hzでのクエンチ時に比較して、63.15Hzでは巻線温度が0.09deg上昇していることになる。エポキシ樹脂を含浸しても巻線の温度上昇を低く抑えられた理由として下記の点が挙げられる。

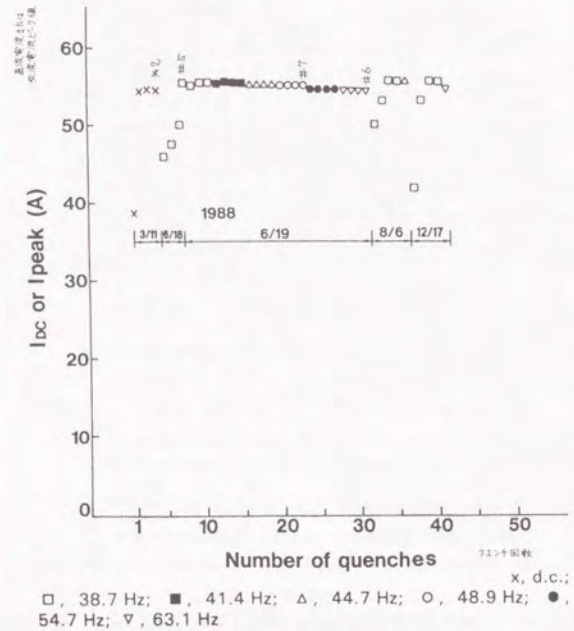
- ①銅比を1として巻線軸方向の熱伝導性を高め、スペーサ部で熱がこもり温度上昇するのを防止できた。
- ②スペーサの巾を2.5mmとし、スペーサ中心部での発熱が両端へ伝わり易いようにした。
- ③巻層の厚さが0.6mmと薄く、かつ両面冷却されている。
- ④含浸したエポキシが極力薄くなるようにした。

次に、クエンチ電流の履歴を第3.11図に示す。最初に直流で通電したが、一回のトレーニングの後短尺I<sub>1</sub>。までクエンチ電流値が上昇した。無含浸のコイルAと比較すると巻線のエポキシ樹脂含浸が、トレーニング減少にも寄与しているものと考えられる。

昇温した後、交流通電でクエンチさせたが、トレーニングがあった。しかし、トレーニング後のクエンチ電流は、短尺I<sub>1</sub>。まで上昇しており、コイルBからも交流電流でもトレーニング可能であると言える。再度昇温した後も交流電流でトレーニングがあったが、冷却後の初回のクエンチ電流値は上昇する傾向にある。

巻線を含浸で固定しているにもかかわらずコイルBでトレーニングがある原因としては以下の点が考えられる。①含浸が十分でない部分、または含浸したエポキシ樹脂がひび割れていて機械的に動き易い部分があり、非含浸コイルと同様な巻線中の導体の過渡的な動きによるトレーニングが起る。





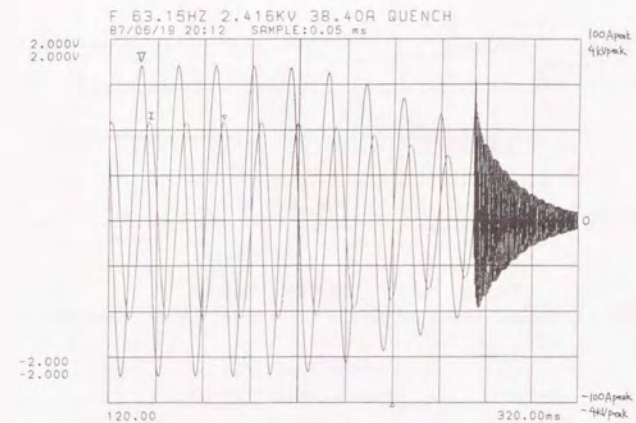
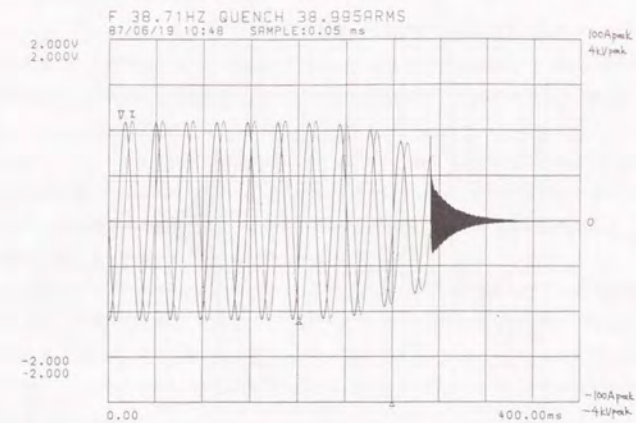
②電流リード部など含浸の効果がない部分の導体の動きによりトレーニングが起こっている。

(ii) クエンチ時の電流電圧波形

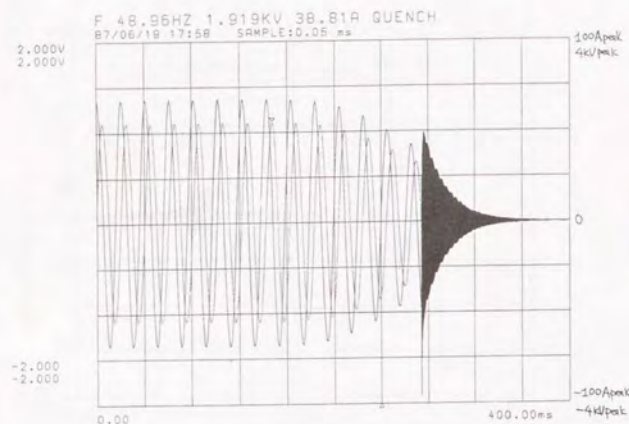
第3.11図中に示した#5, 6, 7の交流クエンチ時, および\*2の直流クエンチ時の電流電圧波形を第3.12, 3.13, 3.14, 3.15図に示す。

交流クエンチの場合の常電導部発生時点を電流波形上に△印で示した。コイルBでは常電導発生より、開閉器への信号出力までの時間, すなわちクエンチ検出器の検出時間が60~100[ms]と、コイルAに比べて長くなっている。これは、今回用いたクエンチ検出器が電流と電圧の位相差を比較する方式であるため、巻線の全抵抗がコイルA, Bとも一定の値を越えた時点で、クエンチと判断する。その結果安定化銅比が高くクエンチの広がり方が遅いコイルBでは、クエンチ検出までに長い時間を必要とするためである。

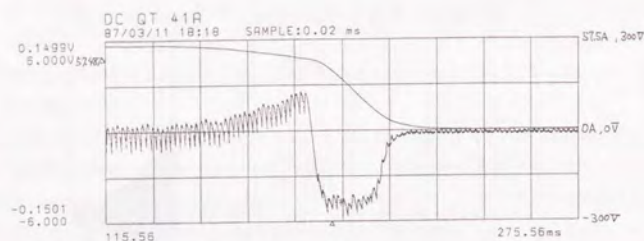
その他の特性については、コイルAとほぼ同じである。







第3.14図 交流クエンチ時の電流・電圧波形( # 7 )  
Fig. 3.14 Current and voltage of coil B at AC quenching ( # 7 ).



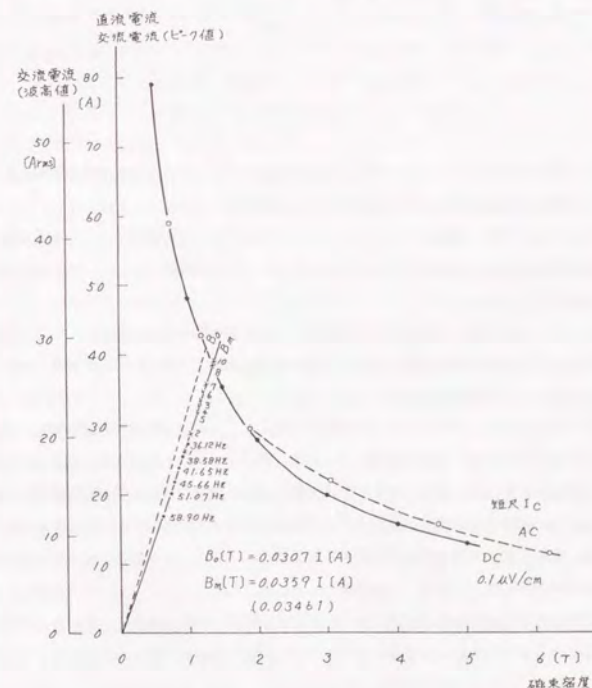
第3.15図 直流クエンチ時の電流・電圧波形( \* 2 )  
Fig. 3.15 Current voltage and detector output of coil B at DC quenching ( \* 2 ).

### (3) コイルCのクエンチ特性

コイルCのロードライン上に示したクエンチ特性を第3.16図に示す。第3.16図での短尺試料I。の定義は、直流通電に伴う電圧降下が $0.1 \mu\text{V}/\text{cm}$ としている。図中には直流磁界下で交流を流した場合の短尺試料I。も示したが、交流では試料が常電導化した場合をI。としているため直流よりI。の基準がゆるく、直流より大きな値である。

第3.16図より、コイルCは、直流では線材の能力の100%まで通電可能であるが、交流では40~70%までしか通電できない。直流クエンチ電流が短尺I。を越えているのは、コイルCでのI。の定義が厳しいためと考えられる。すなわち、超電導コイルでは巻線の一部で常電導電圧が発生しても、そこでの発熱が小さく液体ヘリウムにより除去可能であれば、クエンチに至らないためである。

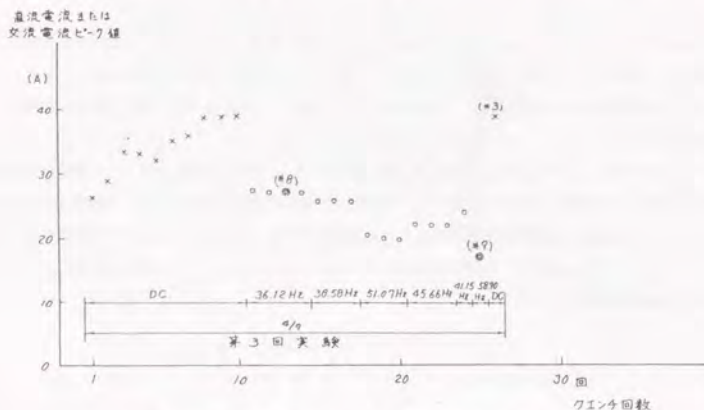
コイルCの交流クエンチ電流が直流より大きく低下するのは、コイルCの巻線がアラミド繊維による密巻絶縁で電磁力が加わった場合に全体的に動きやすく、定常的な摩擦熱で巻線の温度が上昇し、臨界電流が低下するためと考えられる。これは、通電電流の周波数を上げ通電損失が大きくなるほど、クエンチ電流値が低下していることから裏付けられる。線材I。の温度依存性を $20\%/^{\circ}\text{C}$ とすれば、コイルCの巻線は発熱により $1.5 \sim 3^{\circ}\text{C}$ 温度上昇すると推定される。



第3.16図 交流超電導コイルクエンチ特性(コイルC)  
Fig. 3.16 Quenching characteristics of coil C shown on the load line.



次にクエンチ電流の履歴を第3.17図に示す。コイルCでも、まず直流通電によるトレーニングを行った。この結果、7回のトレーニングにより、直流クエンチ電流は短尺I<sub>1</sub>の値まで上昇した。コイルCのトレーニング回数が多いのは、巻線の固定が不十分であるためと考えられ、トレーニングを減らすという点でも巻線の固定が重要である。



第3.17図 交流超電導コイルクエンチ履歴(コイルC)

Fig. 3.17 Training of coil C.

交流では、同一の周波数でほぼ一定の値でクエンチしており、クエンチの原因が巻線の過渡的な動きなど確率的現象ではなく、温度上昇など再現性のある現象であることを示している。

交流クエンチを繰り返した後、再度直流でクエンチ電流を求めたが、短尺試料I<sub>1</sub>と一致する値であり、線材の超電導特性に劣化がないことと、交流クエンチによっては先に行った直流トレーニングの効果が消失しないことが明らかとなった。

いずれにしても、コイルCでは、線材がアラミド繊維による密巻絶縁で機械的固定がしにくい上に巻線の固定のために特別な構造を採用していないため、交流で十分な性能が発揮できなかったものと考えられる。

#### (4) 交流超電導コイルのクエンチ特性の比較

コイルA、コイルBおよびコイルCのクエンチ特性の比較より、エポキシ樹脂で巻線を層毎に含浸したコイルBのクエンチ特性が安定しており、交流超電導コイルでは、電磁力に対して巻線を動かぬように固定することが重要であることが明らかとなった。特にコイルBでは交流クエンチ電流のピーク値が短尺導体の直流臨界電流を上回っており、エポキシ樹脂含浸が交流超電導コイルの性能を限界まで引き出す上で特にすぐれた巻線法であることが実証された。また、張力だけで巻線を固定する場合も、コイルAのようにスパイラルになった巻溝に巻き付けるなど、導体が動かないようにすることが重要である。

交流でのクエンチ電流が直流に対して大巾に低下したコイルCは、巻線が過渡的に動いたためのクエンチではなく、巻線の振動に伴う交流損失により巻線の温度が上昇し、臨界電流が低下したためクエンチしたと考えられる。

コイルBは、クエンチが発生する電流値は安定しているが、銅比が大きいため、クエンチが発生した後の常電導抵抗値の上昇が後述するようにゆるやかであり、速やかなクエンチ検出が困難であるとの問題もある。

#### 3.2.5 クエンチ時の巻線温度上昇の推定

交流超電導コイルでは通電損失を減らすため一般に銅比が小さく、クエンチした時の温度上昇が問題となる。焼損に至らなくても、100 K程度まで温度上昇すると以下のような問題が生ずる。

①電気絶縁媒体としても使っている液体ヘリウムが当然ガス化するが、ガスヘリウムの絶縁耐力は低く、特に一定圧力では温度が高い程低下し、1気圧の100 Kにおいては、平等電界でも1 kV/mm/1 mmギャップまで低下する。

②100 K以上では熱膨張係数が常温なみに大きくなるので、一部分だけ温度上昇した場合はコイル巻線内に熱応力が発生する。

そこで以下の手順に従ってコイルA、Bの交流クエンチ時の巻線温度上昇を求めた。

①線材の単位長さ当たりの比熱を文献値より求める。<sup>(12, 13)</sup>

②比熱を積分し、4.2 Kから温度上昇した場合に吸収できる熱量を求める。

③線材の単位長さ当たりの抵抗の温度依存性として第3.2図を用いる。

④クエンチ時の電流波形より、半サイクル毎の線材単位長さ当たりの発熱量の時間変化を求める。

⑤発熱量に応じて②より線材の温度を求める。

⑥線材の抵抗を⑤で求めた温度での値とし、繰り返し計算を進める。

このようにして得られた巻線温度は、液体ヘリウムの流れによる冷却がない断熱状態と仮定した場合の、常電導部分が最初に発生したクエンチ開始点での巻線温度である。ただし比熱のデータが不足であるため下記の仮定をした。

①NbTiの50 K以上の比熱はSU S304と同一とした。

②CuNiの比熱はCuと同一とした。

③エポキシ樹脂の50 K以上の比熱はテフロンと同一とした。

以上の仮定によって得られたコイルA、Bの、単位長さの線材が4.2 Kからの温度上昇により吸収する熱量の計算値を第3.18図と第3.19図に示す。

ヘリウムの吸収熱量については、巻線1ターン当たりのヘリウムが占める空間の体積を求め、各温度でその体積の1気圧のヘリウムが有する比熱を積分することによって求めた。すなわち、蒸発し膨張したヘリウムガスは巻線の外部へ逃げていくことを仮定している。

巻線の温度上昇と同時に、通電電流の減衰特性より巻線の全抵抗も求めた。計算では半サイクル毎の電流減衰率より、全抵抗の時間変化を求めたが、クエンチ中に交流安定化電源から供給されるエネルギーを無視しているため、実際の巻線抵抗より若干低い値と考えられる。

##### (1) コイルAの巻線温度上昇

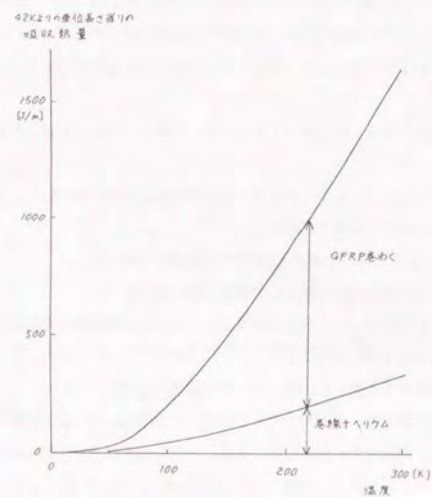
コイルAの巻線が吸収する熱量は、第3.18図に示すように、巻溝を切ったGFRP製の巻わくの比熱を入れるか入れないかで大巾に異なる。そこでこの比熱を含む場合と含まない場合について巻線温度上昇を求めた。実際には、GFRPの熱拡散は金属に比べて悪いものの、クエンチによる発熱の一部は巻わくに伝わると考えられるので、両者の計算値の中間になるものと考えられる。

第3.20、3.21、3.22、3.23図にコイルAの#1～#4までの交流クエンチ時のクエンチ開始部の巻線温度上昇、クエンチ開始部の巻線抵抗、巻線の全抵抗を示す。

どのケースにおいても巻線の温度は、巻わくの比熱を考慮した場合には70～80 K、含まない場合は170～200 Kになっている。おそらく実際には、100 Kを越える程度になっているものと考えられ、コイルAではクエンチ時の温度上昇による熱膨張が問題となる。しかし、コイルAの巻線方式は、巻溝に巻き付ける方式であるので、

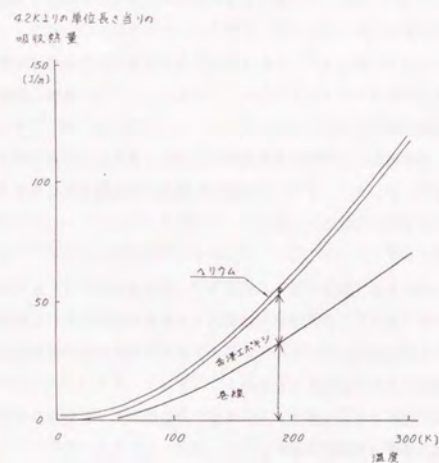


導体の固定は十分ではない反面線材が線膨張したとしても、熱応力によるクラックなどは起こりにくい構造である。



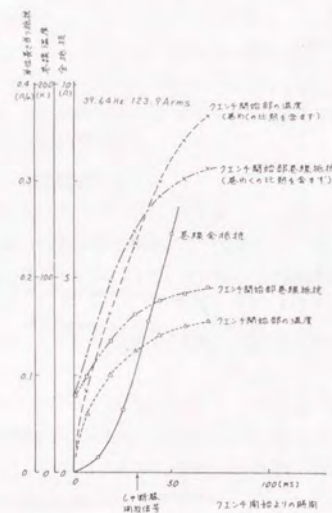
第 3.18 図 クエンチ時に超電導コイルが吸収する熱量の計算値 (コイル A)

Fig. 3.18 Heat capacity of the winding of coil A.



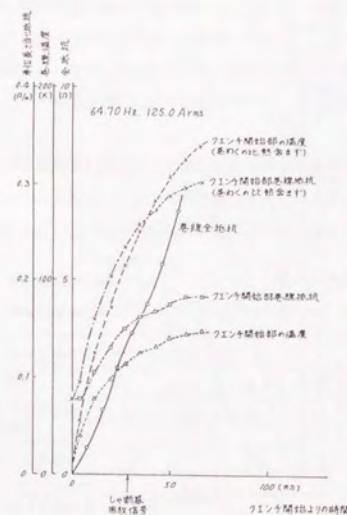
第 3.19 図 クエンチ時に超電導コイルが吸収する熱量の計算値 (コイル B)

Fig. 3.19 Heat capacity of the winding of coil B.



第 3.20 図 コイル A #1 クエンチ時温度上昇

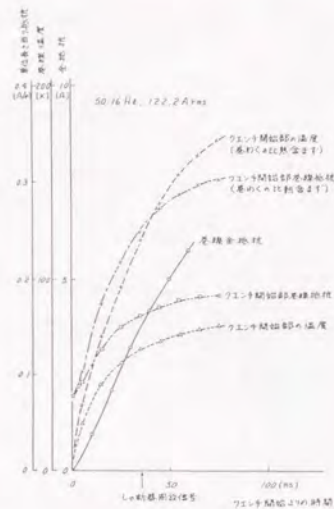
Fig. 3.20 Temperature of the winding of coil A at AC quenching (#1).



第 3.21 図 コイル A #2 クエンチ時温度上昇

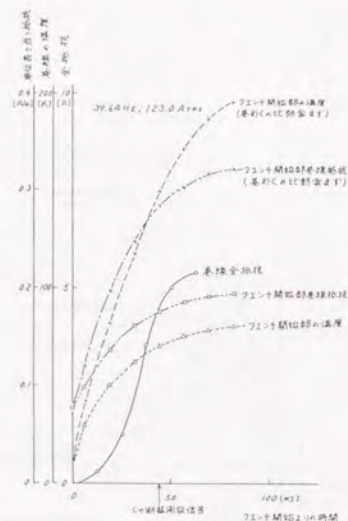
Fig. 3.21 Temperature of the winding of coil A at AC quenching (#2).





第3.22図 コイルA #3 クエンチ時温度上昇

Fig. 3.22 Temperature of the winding of coil A at AC quenching (#3).



第3.23図 コイルA #4 クエンチ時温度上昇

Fig. 3.23 Temperature of the winding of coil A at AC quenching (#4).

また巻線の全抵抗は電流遮断時には、5～7 Ω にもなっており、インダクタンス 0.162 H による交流電圧インピーダンス 40.3 Ω (39.64 Hz)～65.9 Ω (64.70 Hz) に比較しても無視出来ない大きさである。これはコイルAの銅比がわずかな電流による交流損失を低減するため 0.1 とコイルBと比較して小さいためであるが、超電導電力機器に同様な線材を用いる場合には、クエンチ時の巻線抵抗増加を考慮して機器の設計を行う必要があることを示している。

## (2) コイルBの巻線温度上昇

コイルBの巻線が吸収する熱量のうち、第3.19図に示すように、巻線に含浸したエポキシが占める割合は40%程度と大きい。しかし、コイルBの場合は、巻線とエポキシ樹脂は一体となっており、クエンチ時の発熱はエポキシ樹脂にも吸収されるものと考えられる。よって、コイルBの巻線温度上昇を計算する場合には、エポキシ樹脂の比熱も含めた。

第3.24, 3.25, 3.26図にコイルBの #5～7 までの交流クエンチ時の巻線温度上昇、クエンチ開始部の巻線抵抗、巻線の全抵抗を示す。

クエンチ開始部の温度は90～130 K まで上昇している。コイルBでは、巻線が含浸構造であるため機械的に一体であり、クエンチ時に急激な熱膨張による熱応力が発生した場合には、エポキシ樹脂でのクラック発生などが心配される。エポキシ樹脂にクラックが入るとクエンチ開始電流が低下する可能性もある。しかし、第3.11図に示したように、コイルBでは約40回までのクエンチにおいて、クエンチ開始電流の大幅な低下は認められず、電力機器で想定されるクエンチ回数では問題とならない。

巻線の全抵抗は、2.5～4 Ω とコイルAの場合より小さい値に留まっているが、これは銅比が1.0と大きいためである。

## (3) コイルAおよびコイルBにおいて銅比0と仮定した場合の巻線温度上昇

コイルAでは、クエンチ時の巻線温度上昇が100 K 程度以下となるよう銅比を0.1とした。この妥当性を検討するため、銅比を0と仮定してクエンチ時の巻線温度上昇を求める。

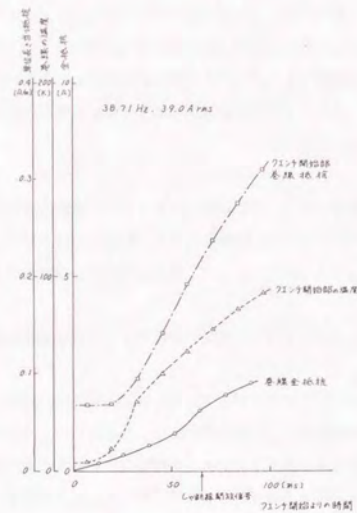
まず銅比が0の場合の、巻線抵抗の温度依存性であるが、銅部分がCuNiに置き換わったものとして、文献値を用い第3.27図に示す特性を得た。次に巻線が吸収する熱量であるが、銅とCuNiの比熱は同一と仮定しているので、第3.18, 3.19図をそのまま用いた。

以上により、コイルAの #1 交流クエンチ時の巻線温度上昇を求め、第3.2表に示す。表中には他の実験条件における温度上昇計算値も示した。これより、コイルAで銅比を0とした場合の温度上昇は、巻線の比熱を除外すれば常温以上にもなり、損傷はしないが電気絶縁と熱応力の点から許容しがたい温度である。実際には、巻

第3.2表 交流超電導コイルがクエンチした場合の温度上昇計算値  
Table 3.2 Temperature of the winding of coils A and B at AC quenching.

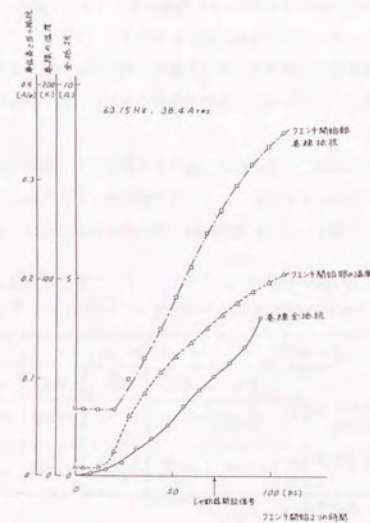
コイル名および 実験No	コイル A				コイル B		
温度上昇計算条件	#1	#2	#3	#4	#5	#6	#7
常電導部の発熱がすべての巻線部材料に吸収される場合	78.2 K	73.6 K	75.7 K	80.8 K	92.0 K	103.3 K	126.0 K
上記でAコイルのGFRP巻わくを除いた場合	184 K	170 K	172 K	196 K			
安定化用の銅がない線材を用いたと仮定した場合	125 K	—	—	—	>330 K	—	—
上記でAコイルのGFRP巻わくを除いた場合	314 K	—	—	—			





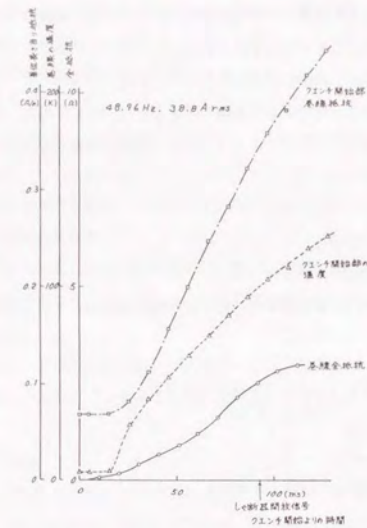
第 3.24 図 コイル B #5 クエンチ時温度上昇

Fig. 3.24 Temperature of the winding of coil B at AC quenching (#5).



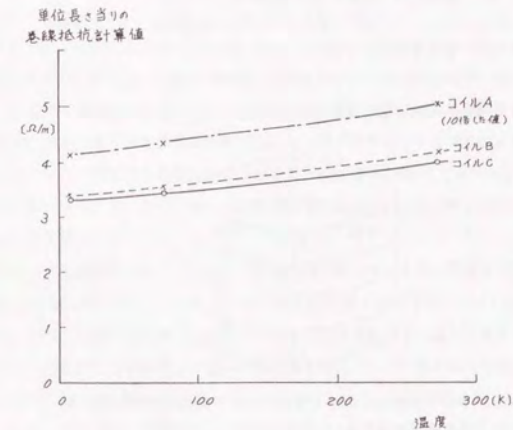
第 3.25 図 コイル B #6 クエンチ時温度上昇

Fig. 3.25 Temperature of the winding of coil B at AC quenching (#6).



第 3.26 図 コイル B #7 クエンチ時温度上昇

Fig. 3.26 Temperature of the winding of coil B at AC quenching (#7).



第 3.27 図 銅比 0 の場合の巻線抵抗

Fig. 3.27 Winding resistance of coils A, B, and C in the case of none copper.



わくの比熱も加味されかつ温度上昇が高ければ巻線抵抗が増大して電流減衰率が大きくなるのでジュール発熱量が小さくなり、150～200K程度になるものと予想される。しかし、この値でも100K以というコイルAの設計基準を大巾に上回っており、銅比0.1の選定が正しかったことが裏付けられた。

次にコイルBの場合は、銅比0と仮定すると巻線の温度上昇は330Kを越え、焼損するものと予想される。よって、コイルBにおいても、銅比を1としたことは、クエンチ時の焼損を防止する上でも正しい設計であったことが裏付けられた。

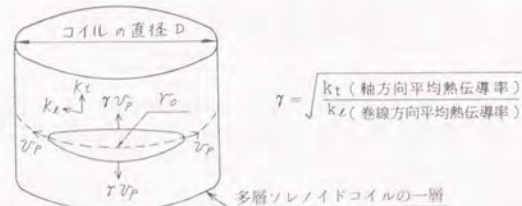
### 3.2.6 クエンチ時の常電導部伝搬特性

#### (1) 交流超電導コイルの常電導部伝搬モデル

交流超電導コイルのクエンチ時の常電導部の伝搬状況が直流超電導コイルと同様な手法で解析可能かどうか検

- (1) 常電導が発生した点より楕円状に広がる。

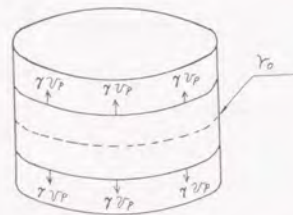
$$(t < t_0, t_0 = \pi D / 2 v_p)$$



$v_p$ : 巻線方向への常電導部伝搬速度 [m/sec]  
 $r_p$ : ソレノイドコイル軸方向への常電導部伝搬速度 [m/sec]  
 $r_0$ : 常電導発生点の単位長さ当り巻線抵抗 [ $\Omega/m$ ]  
 $(r_0 [\Omega/m] = a [\Omega/m \cdot sec] \cdot t [sec] + b [\Omega/m])$  と仮定

- (2) 常電導部が一周すると円筒状に上下に広がる。

$$(t \geq t_0)$$



※ (1)から(2)の状態へ移行する場合に巻線の全抵抗の初期値には、(1)での最終値を用いる。

第3.28図 交流超電導コイルの常電導部拡大のモデル  
 Fig. 3.28 Model of propagation of normal zone in a AC superconducting coil.

討するため、クエンチ時の巻線全抵抗の時間変化を計算により求め、第3.20図から第3.26図に示した、コイルAおよびコイルBについて実験により測定した値との比較を行った。

まず、交流超電導コイルの常電導部伝搬モデルを第3.28図に示す。基本的には直流におけるモデル<sup>(12, 13)</sup>と同一であるが以下の点が異なる。

- ①交流超電導コイルではソレノイドコイルの層間に冷却チャンネルや巻わくがあるので、常電導部はソレノイドコイルの層の面に沿って2次元的に伝搬する。
- ②交流超電導コイルではクエンチ時の巻線温度上昇が大きいので、巻線抵抗を求める場合に、巻線抵抗の温度依存性を時間の一次関数として取り入れる。
- ③常電導部がソレノイドコイルを一周したら、常電導部は円筒状になり、その上下方向に伝搬すると考える。ソレノイドコイルの次の層に伝搬する場合にも、上端または下端で折り返された多重の円筒状になるものと考ええる。
- ④常電導部伝搬速度計算式には、直流の場合と同一の式を用いるが、電流値には交流電流の実効値を用いる。クエンチの伝搬は発熱と冷却のバランスで決まっており、発熱量を与えるにはピーク値や平均値ではなく、実効値が適当である。

#### (2) コイルAにおける常電導部伝搬

コイルAでは、常電導部が発生した場合にジュール発熱量がヘリウムによる冷却量よりはるかに大きいので、クエンチ伝搬速度計算式として、ヘリウムの冷却効果を無視した前出の(3.2)式を用いる。

(3.2)式にコイルAの物性値を代入すると $v_0 = 7.8m/s$ となる。ただし、 $\Delta\theta = 5.2K$ ,  $R_s = 7.82 \times 10^{-2} \Omega/m$ ,  $I = 124A_{rms}$ とし、比熱と熱伝導率については、4.2Kと10Kの計算値を平均して用いた。

次に、常電導部のソレノイドコイル軸方向への伝搬速度と円周方向への伝搬速度の比を $\gamma$ とし、コイルAでは軸方向の熱伝達がヘリウムを介して行われ、熱伝導率の比からは求まらないので $\gamma = 0.5$ と仮定した。

また、クエンチ開始部の巻線抵抗は第3.20～3.23図より次式とした。

$$r_0 [\Omega/m] = 2 [\Omega/m \cdot sec] t [sec] + 7.82 \times 10^{-2} [\Omega/m] \quad \dots (3.3)$$

以上により求めた巻線の全抵抗の計算値を#1～4の交流クエンチ時の推定値とともに、第3.29図に示す。全抵抗の計算値はほぼ実験値と同じ傾向となっており、計算に用いたモデルや仮定が、ほぼ妥当であることを示している。ただし、計算では電流値が124A<sub>rms</sub>で一定と仮定したが、実際には常電導部の伝搬とともに減衰しており、この効果を含めて計算すると常電導部伝搬速度が7.8m/sから次第に小さくなるため、巻線の全抵抗値の計算値は小さくなる。よって、計算結果を実験結果に合わせるためには、0.5より大きな $\gamma$ の値を用いる必要がある。いずれにしてもコイルAでは、ソレノイド軸方向の常電導部伝搬速度が円周方向の50%以上とかなり大きい。

#### (3) コイルBにおける常電導部伝搬

コイルBでもクエンチ伝搬速度計算式として(3.2)式を用いる。コイルBの物性値を代入すると $v_0 = 3.5m/s$ となる。ただし、 $R_s = 6.82 \times 10^{-2} \Omega/m$ ,  $I = 39A_{rms}$ とし、比熱と熱伝導率については、4.2Kと10Kの計算値を平均して用いた。また、比熱には含浸したエポキシ樹脂の比熱も含め平均化した値を用いた。

次に $\gamma$ については、10Kにおけるエポキシ樹脂の熱伝導率 $K_r = 0.08W/mK$ と線材方向の実効的な熱伝導率の計算値 $K_z = 17.3W/mK$ より、 $\gamma = 0.068$ を用いた。

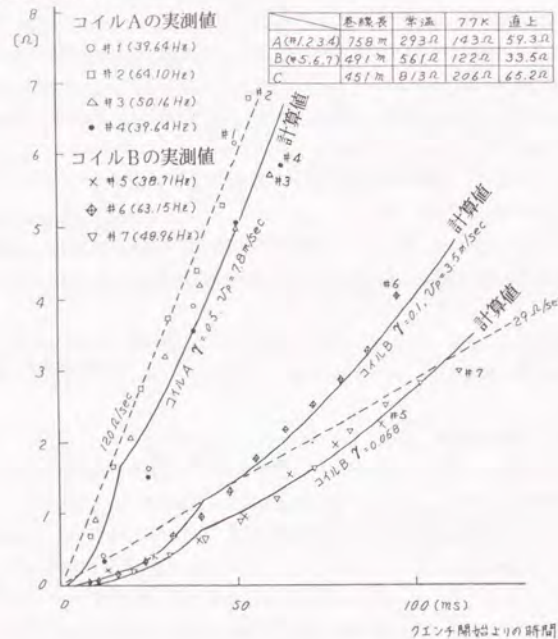
また、クエンチ開始部の巻線抵抗は第3.24～3.26図より次式とした。

$$r_0 [\Omega/m] = 3.3 [\Omega/m \cdot sec] t [sec] + 6.82 \times 10^{-2} [\Omega/m] \quad \dots (3.4)$$

以上により求めた巻線の全抵抗の計算値を#5～7の交流クエンチ時の推定値とともに第3.29図に示す。図には $\gamma = 0.1$ とした場合の計算値も示した。#5、7の交流クエンチについては $\gamma = 0.068$ とした場合の計算値が一



巻線の全抵抗



第3.29図 交流超電導コイルのクエンチ伝搬特性

Fig. 3.29 Winding resistances at AC quenching.

致し、#6については $\gamma=0.1$ とした場合の計算値が一致している。

コイルBでは常電導部伝搬のモデル通りにクエンチしていると考えられ、#5、7の実験時の値が計算値と一致していることは、コイルAの場合と同様に計算法が正しいことを示している。一方、#6の実験時の値が $\gamma=0.068$ とした計算値より大きく、 $\gamma=0.1$ とした計算値に一致する理由としては以下の点が考えられる。

- ①常電導部の伝搬速度が計算値よりも速い。この理由としては、常電導部の伝搬については含浸したエポキシ樹脂の比熱が関与しないことが考えられる。
- ②ソレノイドコイル軸方向の熱伝導率が計算に用いた値より大きい。エポキシ樹脂単体ではなく、巻線との複合物として計算する必要がある。
- ③常電導化した部分のジュール発熱の吸収に含浸したエポキシ樹脂の比熱が関与せず、常電導発生点の巻線抵抗が(3.4)式よりも速く上昇する。
- ④#6では63.15Hzと通電周波数が高いので、コイル全体が4.2Kから多少昇温しているため、クエンチ時の発熱吸収量が小さい。

いずれにしても、コイルBにおける交流クエンチ時の常電導部伝搬状況の解析結果は実験結果と比較的良好であり、電流値に実効値を用いるなど、交流通電であることを注意すれば、直流超電導コイルに対する

クエンチ解析手法をそのまま使用できることが明らかとなった。

### 3.2.7 クエンチ時の交流損失

#### (1) 超電導体の交流損失

本研究においては、交流超電導コイルの通電電流の周波数を変化させてクエンチ電流を測定しているため、線材で発生している交流損失の大きさとクエンチ電流の大きさの相関について検討することが可能である。そこで、クエンチ発生原因の探究を行うため、以下の解析を行なった。

交流超電導コイルAおよびコイルBで、クエンチが発生する直前における通電電流値に対する交流損失は、第2章で示したコイル全体の交流損失から線材の交流損失を求める推定法により求めることができる。

推定により得た線材の交流損失を表す式は以下の通りである。

コイルA

$$P[\text{W/m}] = 9.57 \times 10^{-4} B_p \cdot f + 3.90 \times 10^{-6} B_p^2 \cdot f^2 \quad \dots (3.5)$$

コイルB

$$P[\text{W/m}] = 1.74 \times 10^{-4} B_p \cdot f + 3.09 \times 10^{-6} B_p^2 \cdot f^2 \quad \dots (3.6)$$

ここで、 $B_p[\text{T}]$ は線材に横方向から印加される交流磁界のピーク値、 $f[\text{Hz}]$ は通電電流の周波数である。なお、(3.5)と(3.6)式は、ヒステリシス損失の関数形が磁界の大きさによらないとした式であるが、クエンチ発生点のように印加磁界が大きい部分ではほぼ正しい交流損失レベルを与える。

#### (2) コイルAでのクエンチ時の交流損失

コイルAでの最大磁界 $B_{\text{max}}$ は、巻線最内層の中央面で発生し、0.0154T/Aの励磁係数である。この係数を用いて、第3.4図に示した交流通電におけるクエンチ時の電流と $B_p=B_{\text{max}}$ として(3.5)式で与えられる交流損失の周波数を変化させた場合の関係を示したのが第3.30図である。第3.4図に示した通り、最も大きなクエンチ電流値は、42.4Hzの通電電流周波数で得られている。

第3.30図によれば、クエンチ電流値と交流損失の大きさについて周波数を変えた場合の相関は見られない。よって、クエンチは交流損失による温度上昇ではなく、電磁力による巻線の機械的な動きなど、他の原因によって発生していると考えられる。これは、巻線を張力だけで固定したコイルAの巻線構造から予想されるクエンチ原因とも一致する。

#### (3) コイルBでのクエンチ時の交流損失

コイルBでも最大磁界は、巻線最内層の中央面で発生し、0.0280T/Aの励磁係数である。この係数を用いて、第3.11図に示した交流通電におけるクエンチ電流値と(3.6)式で与えられる交流損失の関係を第3.31図に示す。

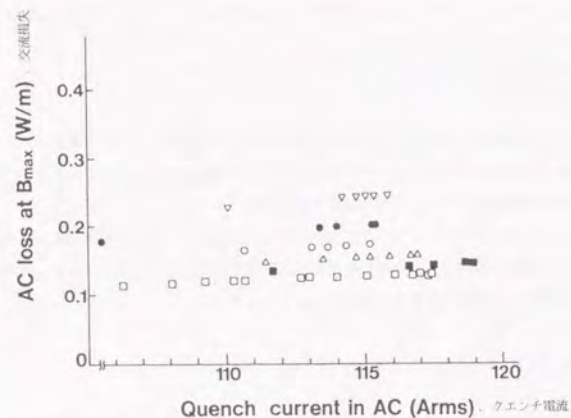
第3.31図では、交流損失値が大きいほどクエンチ電流値が小さくなる傾向が明確に示されている。よって、コイルBでは、交流損失により、巻線最内層の中央面の温度が上昇し、上昇した温度での臨界電流を、通電電流値が上回るとクエンチが発生すると予想される。

#### (4) コイルBのクエンチ時における温度上昇解析

交流損失による温度上昇を検討するため、有限要素法による温度解析計算を行った。使用した計算コードは汎用の熱解析コードであるMARKである。コイルBは、0.6mm厚のエポキシ樹脂で含浸固定された単層ソレノイドコイルが、両面から冷却される構造である。そこで、両表面を4.2Kの定温度面、上下ターン間中央面を断熱面として解析した。実際の計算は第3.32図にメッシュ図を示すように対称性を利用して、この4分の1の領域で行った。

用いた定数は、超電導線と中心の補強用ステンレス線の熱伝導率を1.1W/mK、ほかのエポキシ樹脂とテトロン

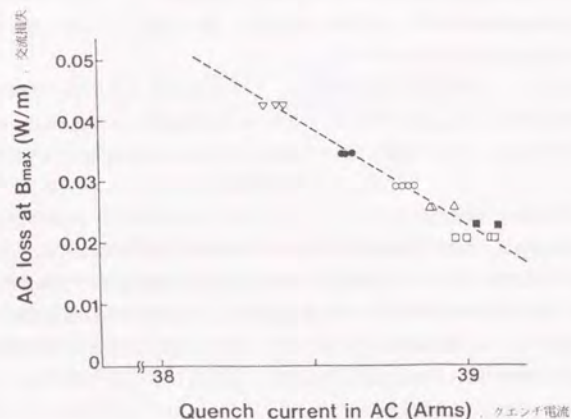




□, 39.6 Hz; ■, 42.4 Hz; △, 45.8 Hz; ○, 50.2 Hz; ●, 56.1 Hz; ▽, 64.7 Hz

第3.30図 コイルAにおける交流クエンチ電流と(3.5)式による最大磁界での交流損失の関係

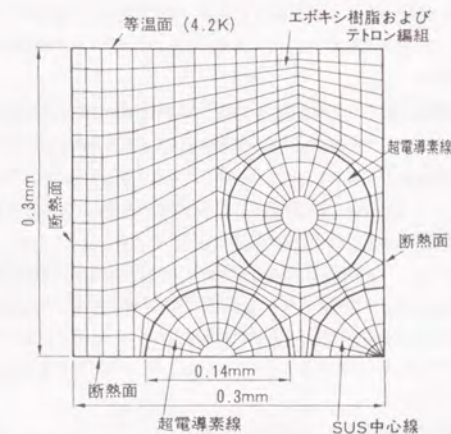
Fig. 3.30 Quench current versus AC loss at the maximum magnetic field point in the winding of coil A.



□, 38.7 Hz; ■, 41.4 Hz; △, 44.7 Hz; ○, 48.9 Hz; ●, 54.7 Hz; ▽, 63.1 Hz

第3.31図 コイルBにおける交流クエンチ電流と(3.6)式による最大磁界での交流損失の関係

Fig. 3.31 Quench current versus AC loss at the maximum magnetic field point in the winding of coil B.



第3.32図 コイルBの有限要素法温度上昇解析におけるメッシュ図

Fig. 3.32 Mesh pattern for temperature rise analysis in coil B by MARK.

編組線の部分を0.04W/mkとした。また、発熱は、導体の単位長さ当たり0.05W/mとした。これは、超電導素線部で464kW/m<sup>3</sup>の発熱があることに相当する。これらの条件での計算結果によれば、超電導体での最大温度上昇は0.14Kになる。0.14Kの温度上昇では、NbTi超電導体の臨界電流は約3.5%減少する<sup>(2)</sup>。

一方、第3.31図より、0.05W/mの発熱では、クエンチ電流は発熱がない場合と比較して、約4%低下することを示している。これは、有限要素法の計算結果とも一致しており、コイルBでのクエンチ原因は交流損失による温度上昇であることを裏付けている。

### 3.3 結 言

交流用超電導体では、低交流損失化のため完全安定化は困難であり、超電導部が発生すると拡大し、クエンチに至る。しかし、本研究において、交流通電でクエンチが発生したとしても、拡大速度やクエンチが発生した点の温度上昇については、従来直流導体や直流コイルを対象に開発されたクエンチ解析手法により解析できることを交流超電導コイルを用いた実験研究により示した。

特に、通常のクエンチはコイルAのように電磁力による巻線の過渡的な動きによる瞬間的な摩擦発熱で起ると考えられているが、巻線をエポキシ樹脂で含浸固定したコイルBのような交流超電導コイルでは、クエンチは交流損失による温度上昇で支配されており、クエンチ原因として温度上昇も重要な要因であることを示した。

実際の超電導電力機器では、今回検討した定常的な交流使用の他に、電力系統故障などにより、過渡的な交流通電や交流磁界印加も考えられる。このような場合には、一気に臨界電流を越える電流が流れ、超電導巻線全体が同時に常電導化することも予想される。このような場合でも、発生熱と冷却のバランスに基づく従来の解析法は十分適用可能である。しかし、交流用超電導体では、通電バイパス用の銅やアルミニウムの付加量が不十分であると導体の温度が上昇し、焼断に至ることも十分考えられ得る。よって超電導電力機器用導体では使用条件に応じた交流損失と安定性のバランスを取った設計が重要である。

第3章に示した研究の結論は要約すると以下の通りである。



- (1) 交流超電導コイルでもクエンチ現象にトレーニングがあり、直流通電でも交流通電でもトレーニングが進む。
- (2) 直流通電によるトレーニングは交流通電に対しては無効となり、交流クエンチ電流が直流通電より低いレベルに留まる場合がある。
- (3) トレーニング後の交流通電でのクエンチ電流値が、使用した超電導線材の直流に対する本来の性能と比較して、どの程度まで向上するかという比については、コイル巻線法により差がある。スパイラル巻溝に張力で固定したコイルAではその比が80%であるのに対し、エポキシ樹脂含浸により固定したコイルBでは、99%まで増加する。
- (4) エポキシ樹脂で含浸したコイルBでも、40回程度までのクエンチに対しては、エポキシ樹脂でのクラックの発生による、クエンチ開始電流の低下などのクエンチ特性の劣化はない。
- (5) クエンチ後の交流電流の半サイクル毎の減衰率から巻線のクエンチに伴う常電導抵抗増加の時間的な変化が推定できる手法を確立した。さらに、常電導抵抗から巻線の温度変化が解析可能であることを示した。
- (6) 交流超電導コイルAおよびBの通電安定化用の銅量が銅比でそれぞれ 0.1および1と超電導材より少ないため、クエンチ時の巻線の温度は双方とも100K程度まで上昇してしまうことが熱解析により明らかになり、クエンチ時の熱膨張対策が必要であることを示した。
- (7) 交流超電導コイルの常電導部伝搬特性は、従来の直流超電導マグネットのクエンチ解析法において、伝搬面を、ソレノイドコイルの層に沿った二次元とするとともに電流値を交流電流の実効値とすることにより、解析可能であることを示した。
- (8) 交流超電導コイルのクエンチ原因は、超電導体の電磁力による過渡的な動きと定常的な交流損失による温度上昇の場合があることを通電電流の周波数を変え、交流損失量を変化させた実験と解析により示した。
- (9) NbTi超電導フィラメントに対する安定化銅比を1としたエポキシ樹脂含浸のコイルBでは交流損失による巻線温度上昇により安定した電流値でクエンチしている。よって、交流超電導コイルではエポキシ樹脂含浸が性能向上の鍵となる技術である。
- (10) ソレノイドコイルの各層を薄くエポキシ樹脂含浸することにより、交流損失を巻線の温度上昇が小さくなるよう定常的に冷却できると同時に、クエンチ時にはエポキシ樹脂の比熱により巻線の過度の温度上昇を防止でき、エポキシ樹脂含浸は巻線の固定ばかりではなく、クエンチ時の巻線の焼損防止にも有効である。

### 参考文献

#### 第3章

- (3.1) 秋田, 鳥居, 笠原, 石川, 植田, 田中, J. L. Sabrie, A. Lacaze, and P. Bonnet 「低交流損失1MVA級交流超電導コイルの開発と性能評価」 電力中央研究所研究報告 No. T92016 (平成4年12月)
- (3.2) 秋田, 石川, 上之園, 田中: 「超電導エネルギー貯蔵装置の基礎特性-小型コイルによる実験-」, 電力中央研究所研究報告 182017 (昭和57年10月).
- (3.3) V. A. Altov, E. V. Blagov, N. A. Kulysov, I. M. Hlasnik, "The Research of Advanced A.C. Superconductor", Proceedings of the 11th I.C.E.C. p. p. 667-674. (1986).

## 第4章 交流用超電導導体の低交流損失化に関する研究

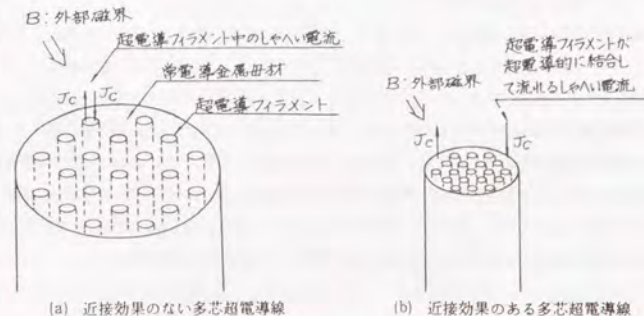
### 4.1 はじめに

第2章に示した交流用超電導導体を巻線化した交流超電導コイルによる交流損失評価により、将来の交流超電導電力機器に適用可能な損失レベルの超電導導体が実現していることを確認した。しかし、特に液体ヘリウムでの冷却が必要な金属系超電導導体では、交流損失のさらなる低減がこれを応用した超電導電力機器のメリットを高め、最終的に機器の実用化を促進する。交流用超電導線材の低交流損失化研究においては、高度な加工技術を用いた線材形状の工夫と、従来材料の組み合わせの最適化により低交流損失が追求されてきた。そこで、本研究ではNbTi超電導線材について、4.2節に示した近接効果についての検討結果にもとづき、4.3節では母材の常電導金属をこれまで使用されることがない銅シリコン合金 (CuSi) にすることにより、さらに低交流損失化することを試みた。さらに、4.4節では銅シリコン合金母材を含む、各種の低交流損失化交流超電導素線の交流損失について評価し、電力機器への適用効果を明らかにした。

### 4.2 近接効果の理論

超電導線単体における交流損失は、第2章に示したように超電導フィラメントでのヒステリシス損失 $P_s$ 、素線間および素線間を流れる結合電流により常電導母材で生ずる結合損失 $P_c$ 、常電導部で生ずるうず電流損失 $P_u$ などに大別できる。

このうち $P_s$ は超電導フィラメント径 $d_f$ に比例するため、交流用の超電導線では全断面での平均臨界電流密度を下げないように留意しつつ $d_f$ を $0.5\mu\text{m}$ 程度まで細径化し、交流損失を低減している。 $P_c$ をさらに低減するためには $d_f$ をさらに細径化すればよいが、このためには超電導素線全体を線引きし、素線全体の直径も細径化することが多い。このような細フィラメント化では、フィラメント同士の間隔 $d$ も同時に短くなる。 $d_f$ が超電導電子の超電導フィラメントから常電導母材金属へのしみ出し長の特性 $\lambda$ に比較して短くなると、超電導フィラメント同士が超電導電子で結合してしまう<sup>(41)</sup>。このため、ヒステリシス損失の原因となる超電導フィラメント中の超電導電流であるしゃへい電流が、フィラメント間を渡って流れるようになり、しゃへい電流による磁化が大きくなるのでヒステリシス損失が増大してしまう。この様子を第4.1図に示す。これを近接効果によるヒステリシス損失の増加という。



第4.1図 超電導線における近接効果  
Fig. 4.1 Proximity effect in superconductor.



近接効果によるヒステリシス損失の増大を防止するには、 $d_c$ を $\xi_n$ より十分大きくとればよい。これについて、CuNi母材交流超電導線を試作し、近接効果が生じる限界のフィラメント間隔 $d_c$ について実験的に検討されている<sup>(4,2)</sup>。結果の概要は以下の通りである。

試作された交流超電導線の仕様を第4.1表に示す。素線断面内の構造を同一とし、素線外径Dを線引きにより変えることにより、フィラメント間隔が異なる試料を得ている。常電導金属中の電子伝導が散乱により制限されている場合には、 $\xi_n$ は次式となる。

第4.1表 近接効果検討のために試作したCuNi母材およびCu母材交流超電導線の仕様、Dは素線の外径<sup>(4,2)</sup>

Table 4.1 Specifications of the specimens. D(mm) is the outer diameter of the wire.

Sample	A	B	C
Matrix between filaments	Cu	Cu-10wt.%Ni	Cu-30wt.%Ni
Cu/CuNi/NbTi	1.8/0/1.0	0.2/2.6/1.0	0.9/3.5/1.0
Number of filaments	3980	15 300	6732
Filament diameter ( $10^{-3}$ mm)	$9.09 \times D$	$4.17 \times D$	$4.90 \times D$
Distance between filaments ( $10^{-3}$ mm)	$2.88 \times D$	$1.50 \times D$	$1.76 \times D$

$$\xi_n = (hV_F l / 6\pi k_B T)^{1/2} \quad \dots (4.1)$$

ただし、 $h$  : プランク定数

$V_F$  : 常電導金属中のフェルミ速度

$l$  : 電子の平均自由行程

$k_B$  : ボルツマン定数

$T$  : 温度

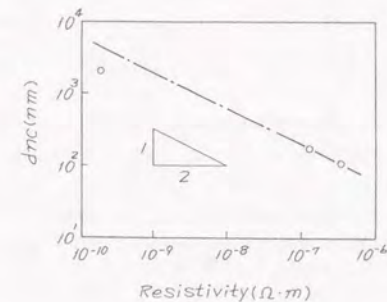
$l$ は、常電導金属の導電率に比例するため、第4.1表に示すように、試作した超電導線の母材としては $\xi_n$ を変化させるべく導電率が異なる、Cu、Cu-10wt.%Ni、Cu-30wt.%Niの3種類のサンプルA、B、Cを用いている。

近接効果があるかないかを求めるため、弱磁界中で帯磁率を測定した。近接効果により遮へい電流のループが大きくなるため、磁化が大きくなり、見かけの帯磁率が急増する $d_c$ を $d_{nc}$ とした。印加した磁界 $B=0.9$ mTの場合の結果を第4.2表に示す。この結果を $d_{nc}$ と抵抗率の関係として第4.2図に示す。

第4.2表 近接効果が生じる限界の超電導フィラメント間隔 $d_{nc}$ <sup>(4,2)</sup>

Table 4.2 Relationships between the measured values of  $d_{nc}$  and the characteristic distances  $K^{-1}$ .

Sample	$\rho$ (n $\Omega$ m) 4.2 K, 0 T	$l$ (nm) 4.2 K, 0 T	$K^{-1} = \xi_n$ (nm) 4.2 K, 0 T	$d_{nc}$ (nm) 4.2 K, 0.9 mT	$K d_{nc}$
A	0.194	3390	300	1990	6.6
B	130	5.05	23.9	180	7.5
C	355	1.85	14.5	110	7.6



第4.2図 近接効果が生じる限界の超電導フィラメント間隔 $d_{nc}$ と抵抗率の関係<sup>(4,2)</sup>

Fig. 4.2 Relationships between electrical resistivity of matrix and the critical distance  $d_{nc}$  at which proximity coupling begins in an applied field (0.9 mT).

第4.2図より $d_{nc}$ は抵抗率 $\rho$ の $-1/2$ 乗に比例している。これは、(4.1)式より、 $d_{nc}$ は $\xi_n$ の一定数倍であることを示している。この値を第4.2表中に $K d_{nc}$ として示したが6.6~7.6である。Cu母材の線材だけ、この値が小さいのは磁気抵抗効果や細分化により銅の実効的な $\rho$ が大きくなっていることを計算上は無視しているためと考えられる。

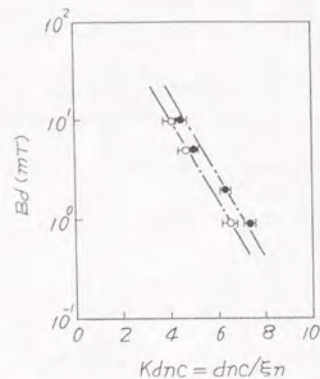
磁界の強さを変えてサンプルA、B、について求めた $d_{nc}/\xi_n$ を第4.3図に示す。常電導部への超電導電子のしみ出し長は磁界の影響を受け短くなるため、高磁界で測定するほど磁界が零である場合のしみ出し特性長である $\xi_n$ に対する $d_{nc}$ の比 $d_{nc}/\xi_n$ は小さくなる。

以上の結果により、1 mT程度の低磁界においても近接効果によるヒステリシス増大を防止するためには、フィラメント間隔は $\xi_n$ の8倍程度以上必要である。具体的には、Cu-10wt.%Niで0.18  $\mu$ m、Cu-30wt.%で0.11  $\mu$ m以上のフィラメント間隔が必要である。



#### 4.3 銅シリコン合金母材超電導線における近接効果の検討

本研究では、母材を変えることにより低交流損失線材を開発することを目指し、新たにCuSi母材NbTi交流超電導線を開発した。CuSiを選定したのは、すでに耐食性材料として工業的に実用化されているCuNiに比較して安価な合金であるという工業的理由と、SiとNbの相互作用により超電導特性の改善が期待できるという物理的理由などによる。CuSi母材NbTi交流超電導線の開発は世界的にも初めての試みである。



第4.3図 測定する磁界の強さと  $d_{nc}/\epsilon_n$  との関係 (x, z)  
Fig. 4.3 Relationship between the applied field  $K d_{nc}$ .  
(○) sample A, (●) sample B.

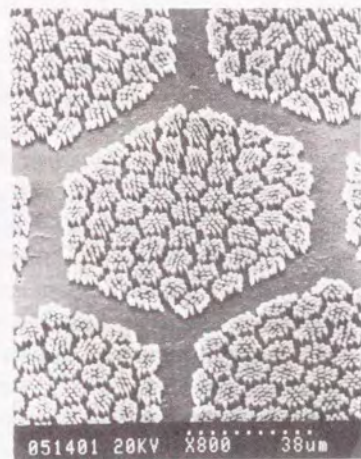


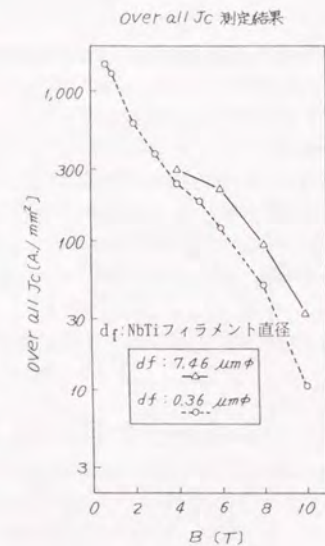
写真4.1 CuSi母材NbTi 交流超電導線の断面構造  
Photo. 4.1 Cross sectional configuration of CuSi matrix NbTi AC superconductor.

CuSi母材線材について近接効果を検討するため、第4.3表に仕様を示す3次スタックのNbTi交流超電導線を試作し、ヒステリシス損失をVSM法により測定した。フィラメント間間隔については、同一構造の線材の外径を線引きにより細くすることにより変化させている。

第4.3表 試作したCuSi母材NbTi 超電導線の諸元  
Table 4.3 Specifications of CuSi matrix NbTi superconductor.

線 径 (mm)	0.097	0.141	0.196	0.203	0.28	0.395	0.86
フィラメント径 $d_f$ ( $\mu\text{m}$ )	0.18	0.26	0.36	0.37	0.51	0.72	1.58
フィラメント間隔 $d_s$ ( $\mu\text{m}$ )	0.068	0.098	0.14	0.14	0.19	0.27	0.6
マトリックス比	4.18						
フィラメント数	57,475						

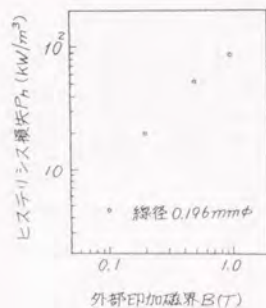
この線材の断面構造を写真4.1に、 $J_c$ を第4.4図に示す。NbTiフィラメント直径を  $0.36\mu\text{m}$  としても1Tでは素線断面積全体で見ても  $1000\text{A}/\text{mm}^2$  を越える臨界電流密度であり、NbTiの断面積だけを取れば  $5000\text{A}/\text{mm}^2$  以上となり、フィラメント径が直流使用に相当する  $7.46\mu\text{m}$  と太いサンプルと比較してもそれほど低下していない。



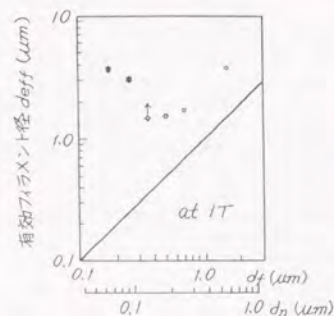
第4.4図 試作したCuSi母材NbTi 交流超電導線の臨界電流密度  
Fig. 4.4  $J_c - B$  of CuSi matrix NbTi superconductor.



線径0.196mm  $\phi$  の場合について、ヒステリシス損失の測定結果を第4.5図に示す。外部磁界の振巾が1Tで約100kW/m<sup>3</sup>の交流損失である。1Tにおける交流損失実測値より求めた、交流損失に対する実効的なフィラメント直径 $d_{eff}$ と製造条件から算出したフィラメント直径 $d_f$ の比を第4.6図に示す。第4.6図より、 $d_f = 0.51\mu\text{m}$ すなわち $d_{eff} = 0.19\mu\text{m}$ 以下では、近接効果により交流損失が増大している。これより、試作に用いたCu-5at.%Si母材では $d_{eff}$ が0.2 $\mu\text{m}$ 程度と考えられる。

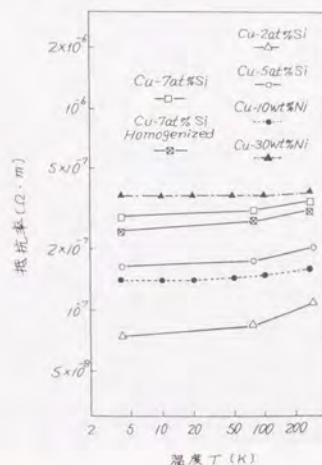


第4.5図 ヒステリシス損失の磁界依存性  
Fig. 4.5 Hysteresis loss vs. B.



第4.6図 フィラメント径 $d_f$ 対有効フィラメント径 $d_{eff}$   
Fig. 4.6 Actual filament diameter  $d_f$  vs. calculated filament diameter  $d_{eff}$  from AC loss.

一方、試作に用いた母材材料を含む、各種の交流超電導線用母材材料の抵抗率を第4.7図に示す。第4.7図より、



第4.7図 99%冷間加工後のCuSiの抵抗率とCuNiの抵抗率  
Fig. 4.7 Resistivity of CuSi and CuNi.

Cu-5at.%Siの4.2Kにおける抵抗率は $1.5 \times 10^{-7} \Omega\text{m}$ であり、第4.2図によれば、 $d_{eff}$ は0.17 $\mu\text{m}$ となる。これは振巾1Tにおけるヒステリシス損失測定結果より推定した値と一致しており、CuSi母材でもCuNi母材と同様な近接効果防止のための設計基準が使用できることを示している。

#### 4.4 交流超電導線の交流損失評価

交流用超電導線の実用化のためには低交流損失化が必要不可欠である。このためには、単にヒステリシス損失だけの低減ではなく、結合損失なども含めた総合損失の低減が必要である。そこで、無通電状態の単層ソレノイド巻のサンプルコイルの交流磁界中の磁化をピックアップコイル法により測定し、これを積分することにより、交流超電導線の交流損失を測定した。この測定法によれば、結合損失なども含む総合的な交流損失の評価が可能である。

##### ① CuNi母材の場合

これまで交流用超電導線の開発は、CuNi母材のNbTi交流超電導線を中心に進められて来た。世界で最初に交流超電導線を製造したアルストーム社の線材や、国内各社が製造した線材について交流磁界中での交流損失評価を行った。用いたサンプルの一覧を第4.4表に示す。

母材はCu-10wt.%NiとCu-30wt.%Niの2種類を用いている。線材Eは、1kA級の大容量燃焼化のための素線として用いた線材であり、近接効果の防止など低損失化は十分でない。線材Fのフィラメント径は0.3 $\mu\text{m}$ でありコイルCおよびコイルC'に用いた超電導体の素線である。線材GはコイルBに用いた超電導体の素線であり、Cu-30wt.%Ni母材を用いているが、母材が硬いため十分短いツイストピッチが得られていない。線材H、Iはアルストーム社の線材であり、IはHの改良型で、近接効果の防止についてもフィラメント間隔が最適化されている。

線材E～Iについて、ピックアップコイル法により測定した損失を線材の単位長さ当たりに換算し、これを直流の臨界電流 $I_c$ で除することにより規格化した値を第4.8図に示す。第4.8図に示した交流損失は、交流超電導線を用いてピーク値が1Aである交流電流を1mにわたって流す際に発生する最低限度の値を示している。

第4.8図の損失は、液体ヘリウム温度に冷却するための冷凍機動力を考慮し、冷凍機の効率を1/1000として、実際の交流損失を1000倍している。第4.8図中には、第2.18図と同様に通常の銅線(導電率 $(1/58) \times 10^{-8} \Omega\text{m}$ )にそれぞれ10A/mm<sup>2</sup>、5A/mm<sup>2</sup>、2A/mm<sup>2</sup>の電流密度で電流を流した場合に発生する通電損失も示した。

第4.8図よりアルストーム社の線材Iを用いれば、ピーク値が1.5T以下の交流磁界中では、電流密度が10A/mm<sup>2</sup>の従来銅導体を用いるより、交流超電導線を使用した方が低損失の電力機器が実現できることが示される。特に鉄心付変圧器の巻線に印加される0.5T程度の磁界中では、従来の銅導体の1/10の損失となる超電導線が実現できる。

以上により、CuNi母材NbTi交流超電導線を用いれば低磁界で動作する交流超電導電力機器の低損失化による効率向上が可能であることが明らかとなった。

##### ② CuSi母材の場合

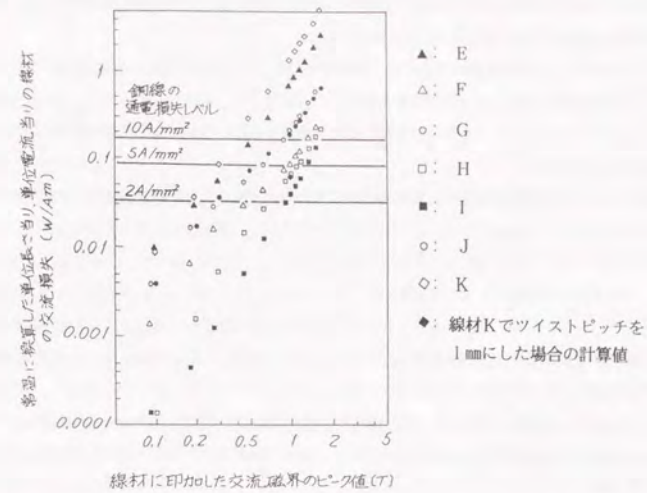
NbTi交流超電導線について、母材を変えることにより、細フィラメント化によるヒステリシス損失低減と結合損失低減を目指し、CuSi母材NbTi交流超電導線を開発した。近接効果についての設計指針を適用し近接効果のない細フィラメント線の試作を行い、交流磁界中での損失を測定した。測定に用いた試料J、Kの仕様を第4.4表中に示す。線材Jは近接効果の検討に用いた線材と同一である。

測定結果は、CuNi母材線の場合と同じように臨界電流 $I_c$ で規格化し、第4.8図中に示す。線材Jは、近接効果について検討するために試作した線材のうち、近接効果が小さい中で最も細フィラメントのフィラメント径0.37 $\mu\text{m}$ の線材である。線材Kは、近接効果を防止しつつ細フィラメント化した線材で、フィラメント直径0.11 $\mu\text{m}$



第4.4表 交流損失測定に用いた交流超電導線の一覧  
Table 4.4 Specifications of AC superconductor used for loss measurements.

線材名	素材直径 mm $\phi$	フィラメント径 $\mu\text{m } \phi$	フィラメント数 本	フィラメント間隔 $\mu\text{m}$	ツイストピッチ mm	NbTi/Cu/母材	母材の材質
E	0.112	0.63	7,381	0.145	0.98	1/0/3.28	Cu-10wt%Ni
F	0.1	0.3	21,672	0.1	1.1	1/0.4/3.3	Cu-10wt%Ni
G	0.14	0.5	14,280	—	1.9	1/3.5/1	Cu-30wt%Ni
H	0.24	0.208	299,880	0.148	1.37	1/0/3.3	Cu-30wt%Ni
I	0.25	0.14	604,950	0.13	1.25	1/0.12/4.3	Cu-30wt%Ni
J	0.196	0.37	57,475	0.14	2.1	1/0/4.18	Cu-2.5wt%Si
K	0.203	0.11	102,487	0.22	11.1	1/0/22.9	Cu-2.5wt%Si



第4.8図 52.3HzにおけるNbTi 交流超電導線の交流損失  
(測定温度 4.2 K)

Fig. 4.8 AC losses of NbTi AC superconductor at 52.3 Hz.

mであるが、ツイストピッチについては、低結合損失のための最適化はされていない。このため、線材Jについては、同じ程度のフィラメント直径のCuNi母材交流超電導線と同等の交流損失値となっており、ピーク磁界1 T以下では、 $10 \text{ A/mm}^2$ の電流密度の銅導体よりも低損失化できる性能を持っているが、線材Kでは結合損失が大きく、 $0.11 \mu\text{m}$ のフィラメント径から期待される交流損失値より大きな値となっている。

線材Kのヒステリシス損失については、別途、VSM法により測定しており、 $\pm 1 \text{ T}$ の振巾の磁界中で  $161 \text{ J/m}^3$  である。よって、周波数52.3Hzの振巾0.962 Tの磁界中での交流損失測定値  $4.76 \text{ kJ/m}^3$  は、ほとんどが結合損失であると考えられ、ツイストピッチを1 mmまで短くできれば結合損失を約40 J/m<sup>3</sup>まで低減できる。この場合の臨界電流で規格した交流損失は、第4.8図中に示すように、アルストーム社の線材Hと同程度の低交流損失となる。フィラメント間隔の最適化による平均電流密度の向上や、熱処理条件の最適化によるNbTiのJ<sub>c</sub>の向上によってアルストーム社の線材と同等あるいはそれ以上の低損失化が可能であると考えられる。

#### 4.5 結 言

交流超電導線材の低交流損失化をはかるため、交流超電導体の素線レベルの線材を試作し、交流損失を評価した。その結果、低交流損失化のためには、超電導フィラメント間の近接効果による超電導結合をなくすることが重要であり、常電導母材の導電率がフィラメント間隔の設計指針になることを示した。また、母材に銅シリコン合金を用いるなど、従来のNbTi超電導フィラメントとCuNi合金母材の組み合わせ以外の新しい材料を用いることによって、一層の低交流損失化の可能性を示した。

第4章に示した研究の結論は要約すると以下の通りである。

(1) 交流超電導線中の超電導フィラメント間の間隔は、超電導フィラメント同志の近接効果による超電導結合を防



止しヒステリシス損失の増大を防止するため、材料によらず母材の導電率で決まる限界距離以上にする必要がある。この限界距離はCu-30wt%Ni母材で0.11 $\mu$ mである。

- (2) Cu-30wt%Ni母材NbTi交流超電導線において、超電導フィラメントの直径を0.14 $\mu$ mにすることにより、1.5T以下のピーク交流磁界中では、冷凍機の効率を考慮しても銅導体よりも低い交流損失となる線材を開発した。
- (3) 母材にこれまで用いられたことがない安価な工業用材料であるCuSi合金を用いても、従来のCuNi母材と同程度に低交流損失化可能である。
- (4) 低交流損失化した交流超電導線では、発電機の空けき電機子巻線のように1.5T程度の交流磁界が加わる巻線も低損失化できる可能性がある。

#### 参考文献

##### 第4章

- (4.1) P. Dubots, A. Fevrier, J. C. Renard, J. P. Tavergnier, J. Goyer, and Hoang Gia Ky, IEEE Trans. Magn., 21, 177 (1985).
- (4.2) "Proximity coupling effect in NbTi fine-multifilamentary superconducting composites"  
K. Matsumoto, S. Akita, Y. Tanaka, and O. Tsukamoto, Appl. Phys. Lett., 57(8), 20 August 1990, pp. 816-818

## 第5章 超電導導体の繰り返し圧縮応力下における性能評価

### 5.1 超電導電力機器における超電導導体の実使用条件

#### 5.1.1 応力下における超電導導体の特性試験の必要性

##### (1) 超電導電力機器の特性

現在、超電導技術の特徴である損失なく高電流密度で大電流を流せ、高磁界を発生できるという利点を電力機器に適用した、高効率で小型軽量の発電機などの開発が国内外で進められている。

一般的に超電導電力機器では、鉄心を用いなくても鉄の飽和磁束密度を越える高い磁束密度が発生できる。この能力を活かすため、磁気しゃへい用には鉄心を用いるが、巻線部は空心とする設計が採用される。このため、超電導電力機器に使用される超電導導体には直接磁界が印加され、大きな電磁力を受ける。この力は、例えば5Tの磁界中で10kAを通電したとすると、50kN/mにもなる。さらに、発電機の界磁巻線ではこれに遠心力が加わる。これらの応力は、交流電流を通電している場合には交流周波数の倍周波数の繰り返し応力、直流通電の場合も起動停止や充放電により1日1回以上の繰り返し応力として印加されることが大半である。

従って、超電導電力機器に使用する超電導導体では、使用条件で印加される繰り返し応力印加によっても臨界電流や交流損失などの超電導特性が劣化しないことが必須の要件となる。これらについてのデータがなければ、超電導電力機器の信頼度や寿命を考慮した設計ができないばかりではなく、実際に電気事業者が電力系統に接続し運転する場合の保守・管理基準も定められない。

以上のように、超電導電力機器を実用化していくためには、繰り返し応力下における超電導導体の臨界電流や交流損失などの特性試験が必要不可欠である。

##### (2) 応力下における超電導導体特性のこれまでの検討例

これまでも、超電導導体の応力下の特性の一部については研究が進められていた。これは核融合研究用など10~15Tの高磁界を発生するマグネットでは、超電導導体に大きな電磁力が加わり、超電導導体に引張りひずみが発生するためである。従ってこれまでの研究においては、主に導体の長手方向に引張りひずみを加え、ひずみ量と臨界電流の静的な関係について検討されて来ている。特に、高磁界マグネット用の超電導線材としてすぐれた性能があるNb<sub>3</sub>Sn超電導導体では、超電導体が結晶構造を有する金属間化合物であるため、1%以下のひずみに対しても臨界電流が大きく変化することから、これまでも詳細に特性が研究されている。一例を第5.1図に示す<sup>(2, 3)</sup>。またNb<sub>3</sub>Sn超電導導体については、常温中での繰り返し応力印加後に低温にした場合の超電導特性変化についても検討されている<sup>(5, 6)</sup>。

一方、NbTi超電導導体については、超電導体が合金であり延性・展性がよいため、ひずみに対して特性の変化は少ないとされている。例えば、臨界電流については、機械応力により超電導部の断面積が変化すると、断面積に比例して臨界電流も変化するとの報告がある<sup>(5, 6)</sup>。

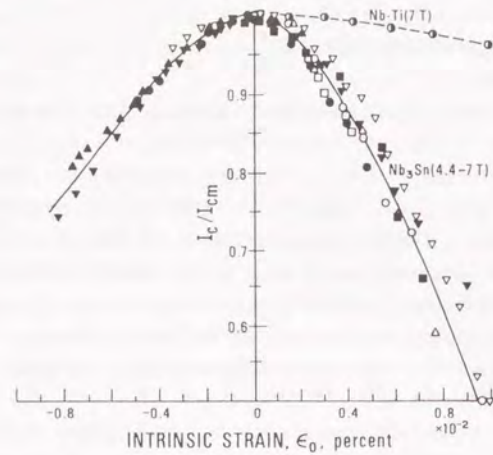
また、超電導導体に線材の横方向から圧縮応力を加えた場合の特性変化については、Nb<sub>3</sub>Sn導体では、臨界電流に大きな影響を与えるため、最近になって詳細な研究が行われるようになって来たが<sup>(7, 8)</sup>、NbTi導体についてはほとんど検討例がない。

いずれにしても、引張り応力、圧縮応力とも静的応力印加時の特性検討例が少なく、超電導電力機器の設計等で必要とされる繰り返し応力印加時の特性については、世界的に見てもほとんどデータがなく、今後、データを蓄積していく必要がある。

本章では、超電導発電機・超電導変圧器・材料技術研究組合が開発した超電導発電機界磁巻線用超電導導体に、低温状



態で10<sup>4</sup>回までの繰り返し圧縮力を印加し、その状態で測定した臨界電流および交流損失についての研究結果を示す。



第5.1図 内部ひずみによる超電導体の臨界電流変化。負側のひずみは圧縮、正側のひずみは引張りひずみを示す。(2・7)

Fig. 5.1 Effect of uniaxial strain on the critical current of both ductile (Nb-Ti) and brittle (Nb<sub>3</sub>Sn) superconductors at low magnetic fields (Ekin, 1978a). ▲-Rupp(1977); ○, △, □, ▽-Ekin (1976; 1978a); ●-Ekin, Fickett, and Clark (1976); ■-Easton and Schwall (1976).

## 5.1.2 発電機界磁巻線に必要とされる試験条件

### (1) 超電導体の仕様

界磁超電導化発電機用の界磁巻線用超電導体として、超電導発電関連機器・材料技術研究組合(Super-GM)が実施した200MW級パイロット機の設計研究の中で示された超電導体はいずれもNbTi線材が選定されている。これらは臨界電流が10~20kAになるような何本かの素線を一重または二重に撚り合わせた構造の導体である。この結果を受け、Super-GMでは、実際に試作する発電機としてパイロット機の3分の1規模の70MW級モデル機の開発を進めている。これに使用する導体の仕様を第5.1表に示す<sup>(15)</sup>。Super-GMでは、開発するモデル機の特性に応じて、設計思想が異なる3種類の界磁巻線用超電導体を開発している。サンプルX-1およびX-2は、高安定型導体と称されており、純アルミをCuNiで分割した通電安定化用素線を一次燃線の中心に配置し、完全安定化を図っている。サンプルY-1およびY-2は、低損失型導体と称されており、超速応型発電機に使用するため、素線径および超電導フィラメント径を小さくすることにより、低交流損失化されている。サンプルZ-1およびZ-2は、高電流密度型導体と称されており、導体を圧縮成形することにより、導体全断面での平均電流密度の向上を図っている。

超電導発電機の界磁巻線には、電磁力および遠心力による機械的応力が加わる。遠心力は半径方向外向きの力

第5.1表 70kW級モデル機界磁巻線用超電導体の仕様(5・3)

Table 5.1 Specifications of superconductors for the field winding of Super-GM 70MW model superconducting generator.

サンプルX-1, X-2		サンプルY-1, Y-2		サンプルZ-1, Z-2	
超電導導体	NbTi合金	超電導導体	NbTi合金	素線径	1.6 mm
導体構成	圧縮成形平角燃線	導体構成	圧縮成形平角燃線	マトリクス比	Cu/CuNi/NbTi 2/1/1
フィラメント径	10μm以下	導体断面積	導体外径寸法にて 23mm <sup>2</sup> 以下	フィラメント径	9 μm
安定化材	アルミニウム (高剛性化)	導体寸法	9.2 × 3.1	素線絶縁	無
導体寸法	3.6 × 6.0	アスベクト比	約3	導体構成	素線×9本
臨界電流	8500A以下 4.2K 以下	臨界電流	18700A以上 5T 15800A以上 6T 12800A以上 7T	導体寸法	2.9 × 7.4 mm
残留抵抗値	10μΩ/m以下 at 4T, 10K	銅比 (Cu/NbTi比)	約1.5	ボイド率	15%以下
交流損失	30kW/m <sup>2</sup> 以下 at 4T, 5T/s	残留抵抗比	100以上	Ic-B	10,500 A at 4.2K, 5T 6,300 A at 4.2K, 7T
ボイド率	20%以下	交流損失	10kW/m <sup>2</sup> 以下 at 4T, 5T/s	残留抵抗比	120以上 at 0T, 10K
		素線絶縁	有り	交流損失	25 kW/m <sup>2</sup> 以下 at 4.6T, 5T/s
		導体のそり・ 張れ	巻線に支障のない 程度であること		



であるが、電磁力は巻線の位置によって異なる。Super-G Mが昭和62年度に実施したフィージビリティスタディでは回転子軸方向中央面での値を計算により求めている。これらの値を界磁巻線を巻込む5本の各スロットについて第5.2表、第5.3表、第5.4表に示す<sup>(4.5)</sup>。これより、定格運転時を考えれば、30~40MPaの応力が超電導導体に加わることがわかる。これらの力は、超電導発電機がD D S (Daily Start and Stop, 日間起動・停止)運転されれば、30年間で約10'回の繰返し応力として印加される。

## (2) 超電導導体の試験条件

前項に示した、Super-G Mが開発を進めている界磁巻線用超電導導体について必要な試験条件を検討すると、主にサンプルY-1およびY-2についての制約により決定され、以下の通りとなる。

### i) 臨界電流測定試験

モデル機用導体を試験対象として考えると、第5.1表より超速応型発電機用導体であるサンプルY-1, Y-2でも臨界電流が試験できる条件として、直流磁界7 T, 試料通電電流15kAが必要である。臨界電流測定用超電導導体は、導体直径の10倍以上の曲げ半径となるような形状でサンプル化することとした。これは、導体としての見かけの曲げひずみを最大でも5%以下とし、ひずみが臨界電流に影響を与えぬようにするためである。第5.1表よりモデル機用導体では、最大巾でも10mm未満であるのでサンプル直径はおおよそ200mmとすることとした。導体は外径180mmφのサンプルホルダーに巻き付けサンプル化したため、第5.1表に示す導体どのような条件で取り付けても曲げひずみは5%以下である。

### ii) 交流損失測定試験

超電導発電機の超電導界磁巻線には、電力系統事故時などに、発生する同期運転のすべり周波数に対応する交流磁界が直流磁界に重畳して印加される。このため、直流を通電する界磁巻線用超電導導体でも、数ヘルツの交流磁界に対する交流損失を測定する必要がある。

交流損失は液体ヘリウム蒸発率による熱的な測定方法により求める。熱的方法では測定空間への侵入熱量により測定精度が決定されてしまう。これまでの検討結果によれば、第2章に示した通り侵入熱と同等以上の交流損失による発熱がなければ定量的な測定は困難である。本試験装置では、機械的応力を低温の測定部に伝達するためのFRP製応力伝達用パイプを介して、2~3 Wの侵入熱が予想される。

超電導導体の交流損失が3種類の中で最も小さいサンプルY-1, Y-2で2 Wの交流損失を得るには、交流損失を10kW/m<sup>2</sup>, 導体外径を9.2×3.1mmとして、7 mの導体が必要である。サンプルの平均直径を189.2mmとすると約12ターンのサンプルに相当する。よって交流損失を熱的に測定するためには、20ターン程度以上のサンプルを用いることにした。

交流損失測定時の磁界の最大振巾は、超速応型機のモデル機で想定されている系統事故に対応するフォーシング時の磁界変化4.2 T→6 Tを実現できるよう±0.9 Tとした。

### iii) 機械的応力印加試験

第5.1表に示すモデル機用導体の中でサンプル化して同一の力を加えた場合に、最も低い応力となるのは、サンプルY-1, Y-2をエッジワイズに巻いた時である。この条件でも30MPaの応力を得るためには、約160kNの力を加える必要がある。試験装置ではサンプル導体の全長ではなく、一部分に圧縮応力を加え応力レベルを上げることが可能であるので機械応力印加装置の最大荷重は100kNとする。繰返し応力については、一応2秒で1サイクルを目安とすると10'回の応力印加に約5.5時間必要である。

### iv) 試験条件のまとめ

以上より、Super-G Mが開発している超電導発電機の界磁巻線用超電導導体の試験に必要な試験条件をまとめると第5.5表に示す通りとなる。ただし、この試験条件は界磁巻線中の軸方向中央面での実使用条件であり、

第5.2表 界磁巻線の応力(低速応機(A)),  
サンプルX-1, X-2<sup>(5.5)</sup>

Table 5.2 Mechanical compressive stress in the field winding of low response type of superconducting generator, Type A.

単位: kgf/mm <sup>2</sup>		
スロット番号	半径方向応力 $\sigma_r$	円周方向応力 $\sigma_\theta$
# 1	-1.1	-0.7
# 2	-1.8	-0.8
# 3	-2.3	-0.8
# 4	-2.5	-0.5
# 5	-2.6	-0.2

第5.3表 界磁巻線の応力(超速応機),  
サンプルY-1, Y-2<sup>(5.5)</sup>

Table 5.3 Mechanical compressive stress in the field winding of high response type of superconducting generator.

単位: kgf/mm <sup>2</sup> , ( )内はMPa				
スロット番号	定 格 運 転 時		フ ォ ー シ ン グ 時	
	半径方向応力 $\sigma_r$	円周方向応力 $\sigma_\theta$	半径方向応力 $\sigma_r$	円周方向応力 $\sigma_\theta$
# 1	-1.7 (-16.4)	-0.7 (-6.8)	-3.8 (-37.0)	-1.6 (-15.3)
# 2	-2.7 (-26.0)	-0.6 (-5.5)	-6.0 (-58.4)	-1.3 (-12.3)
# 3	-2.9 (-28.5)	-0.4 (-3.9)	-6.5 (-64.1)	-0.9 (-8.7)
# 4	-3.2 (-31.2)	-0.3 (-2.5)	-7.2 (-70.3)	-0.6 (-5.6)
# 5	-3.5 (-34.2)	-0.1 (-0.9)	-7.8 (-76.9)	-0.2 (-2.0)

第5.4表 界磁巻線の応力(低速応機(B)),  
サンプルZ-1, Z-2<sup>(5.5)</sup>

Table 5.4 Mechanical compressive stress in the field winding of low response type of superconducting generator, Type B.

単位: kgf/mm <sup>2</sup>		
スロット番号	半径方向応力 $\sigma_r$	円周方向応力 $\sigma_\theta$
# 1	-1.2	-1.4
# 2	-1.9	-1.1
# 3	-1.9	-0.8
# 4	-2.6	-0.5
# 5	-2.6	-0.2



端部については、さらに複雑な試験条件を設定しなければ実使用条件は模擬できない。

### 5.1.3 応力下超電導体試験装置の仕様

#### (1) 応力下超電導体試験に必要な装置の性能

第5.5表に示したSuper-GMが開発を進めている超電導発電機界磁巻線用超電導体を例とした、応力下超電導体試験に必要な条件を実現するためには、これまでに例のない構造および性能の試験装置が必要である。具体的には以下の通りである。なお、応力は電磁力としてではなく、機械的に印加する方式を採用した。

①試験用超電導体に印加した応力を常温から繰り返しを含めて制御できるようにした上で、臨界電流と交流損

第5.5表 超電導発電機界磁巻線用超電導体の試験に必要な条件

Table 5.5 Testing condition of superconducting conductor for the superconducting field winding developed by Super-GM.

発生磁場	DC	0~7 Tesla	
	AC	±0.9 Tesla	(1~3 Hz)
通電電流	DC	15 kA	(5 分間)
		7 kA	(連続)
応力印加		max 100 kN	
荷重変化		100 kN/cycle	を2秒
応力印加回数		10 <sup>4</sup> 回	(1 サンプル当り)

失が測定できなければならない。特に交流損失を正確に測定するためには応力印加部を含めて、測定空間は非導電性の構造材料を使用し、うず電流損失の発生を防止する必要がある。

②超電導体に通電しながら交流損失を測定する方法として、電気的な方法では世界的にも実績がほとんどないため、熱的な方法を主とする必要がある。この場合、15kAの電流リードからの侵入熱が交流損失測定用の液体ヘリウム槽の液体ヘリウム蒸発率に影響を与えぬようにしなければ、侵入熱が測定すべき損失を上回り、正確な測定ができなくなる可能性があり、電流リードを含めた侵入熱低減対策が必要である。

③7 Tまでの磁界を発生する超電導マグネットを最高3 Hzもの交流でパルス運転することは、現状の超電導マグネット製造技術では、低交流損失化や電気絶縁の面から困難であるので、直流磁界発生用の超電導マグネットと交流磁界発生用の超電導マグネットに分離し組み合わせて使用する必要があるが、両マグネット間の電磁力や誘導電圧について細心の注意を払い設計する必要がある。

#### (2) 応力下超電導体試験装置の仕様と構造

応力下超電導体試験装置に必要なとされる性能を満足できるよう検討を加えた個別の機器の仕様と構造を以下に示す。

##### i) サンプルの種類と構造

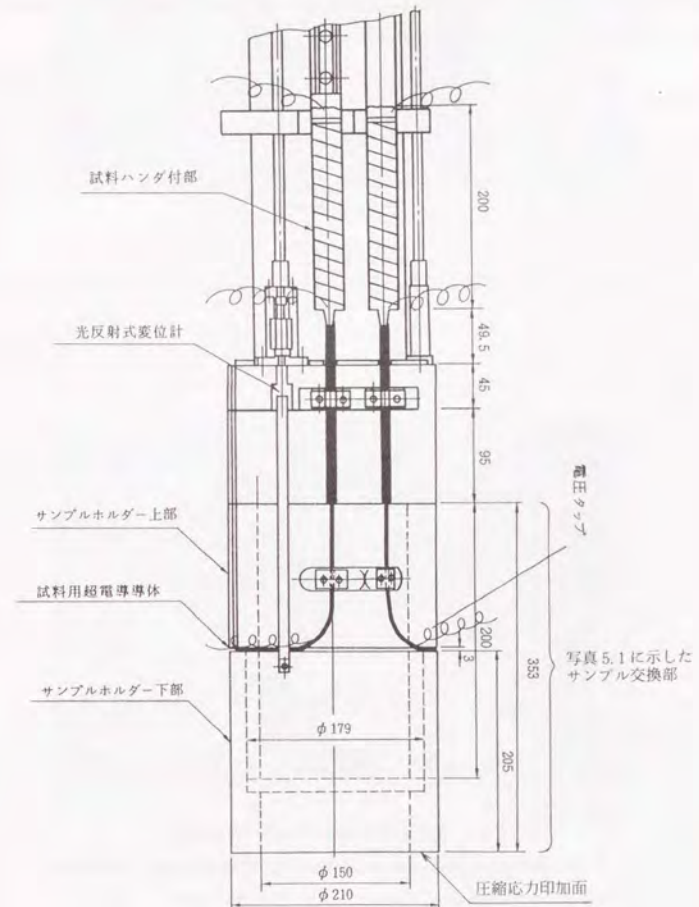
試験では、臨界電流、交流損失とも応力下で測定する必要があり、サンプルの構造に大きな制約が加わる。そこで、サンプルの種類としては、臨界電流測定用と交流損失測定用の2種類とするが、応力伝達のための基本構造を同一とし、サンプルを交換するだけで臨界電流と交流損失のどちらでも測定できるようにした。これ

により試験装置の簡略化が可能である。

以下にそれぞれのサンプルの構造を示す。

##### ①臨界電流測定用サンプル

臨界電流測定用の試料は、導体直径の10倍以上の曲げ半径となる形状とした。これは、曲げひずみを最大でも5%以下とし、曲げひずみが臨界電流に影響を与えぬようにするためである。この曲げ半径はSuper-GMが開発しているモデル機の界磁巻線の最小曲げ半径に相当する。また、圧縮応力が均等に超電導体に印加さ

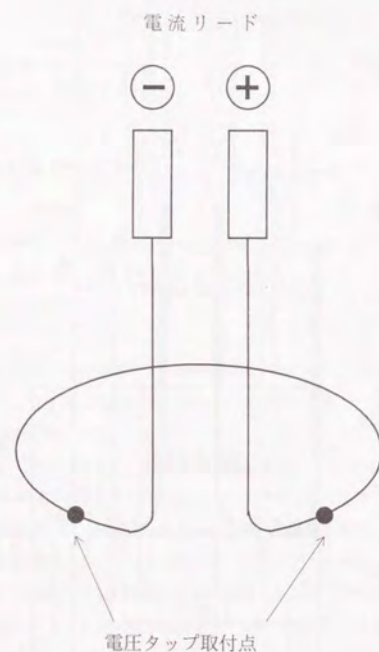


第5.2 A図 応力下超電導体試験装置の臨界電流測定用試料の形状  
Fig. 5.2A Configuration of a sample for critical current measurement.



れるよう、試料は写真5.2に示すように1ターンとした。電流は電磁力により試料がホルダーに押付けられるよう、自己磁界が外部磁界と反対方向に発生する向きに通電することとした。このような考え方に基づいて設計した、圧縮応力下臨界電流測定用の試料形状を第5.2 A図に示す。また、試料における超電導体形状の模式図を第5.2 B図に示す。さらに、外観を写真5.1に示す。装置のサンプル取付部の材質がGFRPであることから、熱収縮の整合をとるため、サンプルホルダーの材質もGFRPとした。サンプルホルダーは試料取付部で上下に2分割されており、サンプルホルダーの上下端間に圧縮応力を加えることにより、試料となる超電導体に圧縮応力が印加できる。上下に分解した状況を写真5.2に示す。

第5.2 A図に示した試料部をFRP製の内槽容器に収めた上で、第5.3図および第5.7図に示すように、磁界発生用の超電導マグネットの中央にセットした。



第5.2 B図 臨界電流測定用試料の超電導体形状

Fig. 5.2B Configuration of superconductor for critical current measurement.

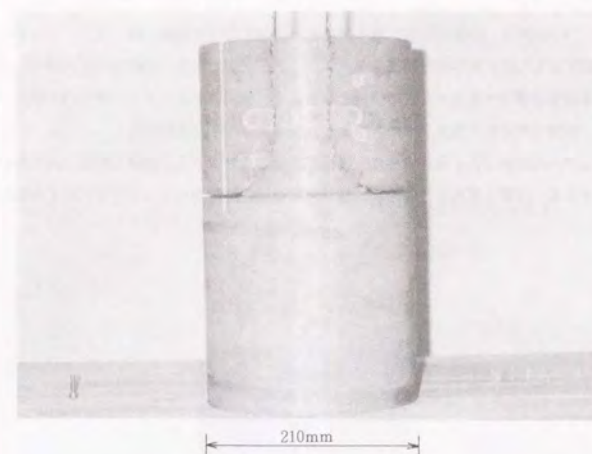


写真5.1 臨界電流測定用サンプル

Photo 5.1 Sample superconductor for critical current measurement.



写真5.2 臨界電流測定用サンプルを上下に分離した状態

Photo 5.2 Sample superconductor divided into upper and lower parts.



## ②交流損失測定用サンプル

交流損失測定用の試料は、臨界電流測定用の試料とほぼ同じ曲げ半径の二層ソレノイドコイルとした。交流損失は熱的に測定するため、ある程度総損失が大きいために必要である。交流損失が $10\text{ kJ/m}^3$ 以下と小さい超速応型発電機用超電導導体でも $3\sim 6\text{ W}$ の損失となるよう、試料コイルのターン数を $20\sim 40$ ターンとした。導体通電のため、試料用導体の下端を上部に折り返し、通電用リードに接続した。

サンプルホルダーの材質はGFRPであり、臨界電流測定用サンプルと同様な機構で試料用超電導導体に圧縮応力が印加できる。外観を写真5.3に示す。最外部には磁化測定用のピックアップコイルが取り付けられている。



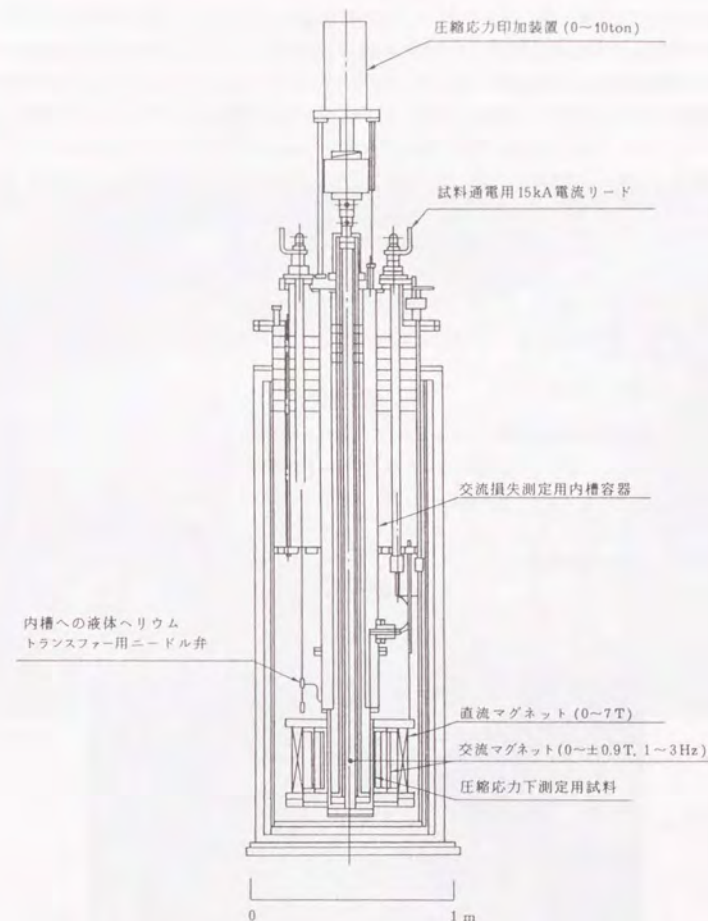
写真 5.3 交流損失測定用サンプル

Photo 5.3 Sample superconductor for AC loss measurement.

## ii) 直流マグネットおよび交流マグネット

試料に磁界を印加するマグネットは、定常励磁によって界磁巻線用超電導導体に印加される直流磁界を発生するための直流マグネットと、電力系統事故時の界磁電流変化により発生する交流磁界を模擬するための交流マグネットを同一軸上に組合せることにより構成されている。マグネットの概略構造は第5.3図および第5.7図に示す通りである。

交流マグネットを励磁した場合に、直流マグネットに過大な誘導電圧が発生しないよう、交流マグネットは磁界を発生する主マグネットとこれと反対向きの磁場を発生し、直流マグネットとの誘導結合を打ち消すキャンセルマグネットの2つからできている。これにより、交流マグネットを $\pm 0.9\text{ T}$ 、 $3\text{ Hz}$ で励磁しても、直流マグネットに誘導される電圧は、直流マグネット用電源の制御電圧の $\pm 15\text{ V}$ 以下であり、直流マグネットが発生する磁界は一定に保たれる。



第 5.3 図 応力下超電導導体試験装置の全体構造

Fig. 5.3 Crosssectional structure of the magnets and mechanical configuration of the test facility.



### iii) 圧縮応力印加装置

試料に印加する圧縮応力は、以下のようにして印加される。すなわち、クライオスタット上部の室温空間に設置した材料試験機の油圧式応力発生装置の力を、クライオスタット中央を貫通する上部がステンレス、下部がFRP製の外径80mm、内径60mmの引張り応力伝達用パイプを介して引張り応力として伝え、試料用超電導体取付用サンプルホルダーの下端部分に上向きの力として伝える。なお、サンプルホルダーの上部部分は、上部がステンレス、下部がFRP製の外径150mm、内径100mmの圧縮応力伝達用パイプに固定されている。圧縮応力伝達用パイプは、引張り応力伝達用パイプの外側に同心円状に配置した。これらのパイプの配置は第5.7図に示す通りである。

サンプルホルダーの上下部分に挟まれた試料の変化は、第5.2図に示すように、ステンレス板を使用してサンプルホルダーの上部に伝えられたのち、光反射を利用した変位計により測定している。この部分の外観を写真5.4に示す。

以上のような構造であるため、試料用超電導線に横方向の圧縮応力のみが印加され、引張り応力は印加されない。

### iv) 電流リード

特性測定用の試料超電導体をサンプルホルダーに取付けた後で、交流損失測定用のFRP容器を取付けることにより、サンプル部分だけの発熱による液体ヘリウム蒸発量が測定可能である。

試料通電用の15kAガスクール方式電流リードは、外槽部分に取付けられており、第5.3図に示すようにFRP容器内の内槽の蒸発量に影響を与えぬようにした。FRP容器の上部にある内槽容器であるステンレスパイプをブッシングを用い貫通することにより外槽から内槽へ電流を導入している。

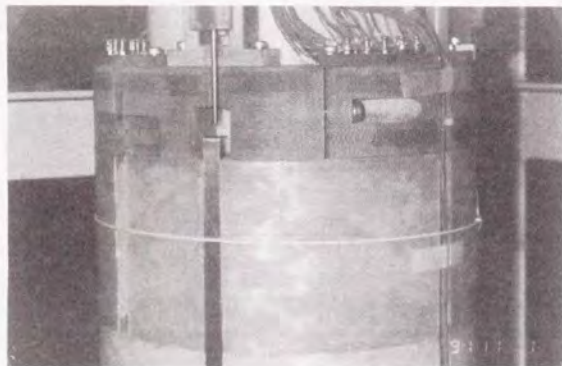


写真 5.4 サンプルホルダーに取付けた試料の厚さ検出用光変位計の検出部

Photo 5.4 Optical deviation meter attached to the sample holder.

### v) 電源装置

試料通電用直流電源および直流マグネット電源は、水冷式のトランジスタによりリップル分を平滑する方式の直流電源であり、交流マグネットからの誘導電圧があっても出力電流が変動しないよう誘導電圧を打消す正負の電圧が発生できる。これにより、交流マグネットを励磁しても、試料通電電流および直流マグネット電流は一定に保たれる。これらの電源装置の外観を写真5.5に示す。右側の前に人物が立っている装置が15kA

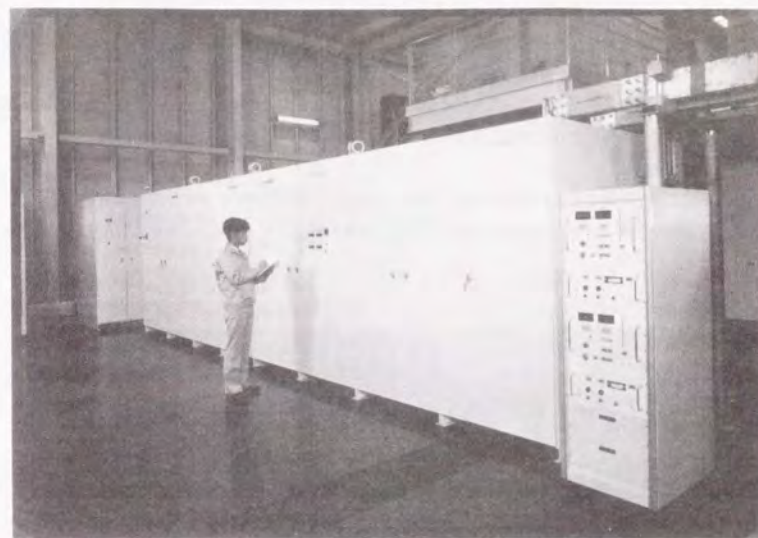


写真 5.5 試料通電用直流電源（右側）および直流マグネット電源（左奥）の外観

Photo 5.5 DC Power supplies for the sample superconductor and DC superconducting magnet.

±10V 試料通電用直流電源、左奥が1300A±15V 直流マグネット電源である。

一方、交流マグネット電源は、交流マグネット自身の自己インダクタンスと電源内のコンデンサーの直列共振により、3 Hzの正弦波電流を通電する方式を採用している。この共振回路に直列にトランジスタによる正弦波インバータを接続し、損失分を補償することにより、一定の大きさの電流を交流マグネットに通電している。

### vi) 液体ヘリウムの供給方法と全自動ヘリウム液化冷凍装置

#### ①液体ヘリウムの供給

応力下超電導体試験装置では測定用サンプル、磁界発生用超電導マグネットとも、液体ヘリウムの浸漬冷却により冷却している。従って、液体ヘリウムは試験装置内の液体ヘリウム蒸発に応じて補給する必要がある。そこで、超電導マグネットを収納した外槽へは外部の1000ℓ液体ヘリウムタンクより真空断熱されたトランス



ファーストチューブを用いて補充し、測定サンプルを収納した内槽へは、ニードル弁を用い、外槽より補充することとした。

外槽への液体ヘリウム補充は、トランスファースチューブ途中に取付けたON-OFF弁を外槽の超電導線式液面計の制御出力により開閉することにより、自動的に補給している。この結果液面は $\pm 5$  mm以内の一定値に保たれ、交流損失測定時に誤差要因となる熱的な条件の変動なしに試験ができる。

外槽から内槽へのトランスファーは手動により行っている。

## ②全自動ヘリウム液化冷凍装置

応力下超電導体試験装置では、侵入熱だけでも $20 \text{ L/h}$ 相当あり、繰り返し応力印加など長時間の実験を行えば数万 Lにも及ぶ大量の液体ヘリウムが必要になる。そこで、連続試験が可能のように、毎時 100 Lの能力で装置から回収した蒸発ヘリウムガスなどから液体ヘリウムを製造できる全自動ヘリウム液化冷凍装置を設置した。実際に液体ヘリウムを製造するコールドボックスの部分を写真 5.6 に示す。

## vii) 全体の仕様と構造

これまでに示した応力下超電導体試験装置の主要な諸元を第 5.6 表に、全体の設置状況を第 5.4 図に示す。また、超電導マグネット部と常温部にある油圧式圧力印加装置をクライオスタットから引き出した状態を写真 5.7 に示す。

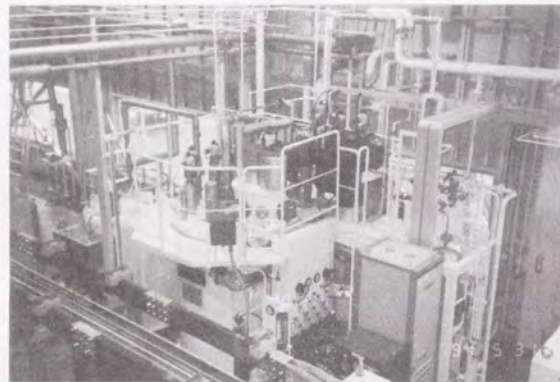


写真 5.6 全自動ヘリウム液化冷凍装置の  
コールドボックス部の外観

Photo 5.6 The coldbox of automated helium liquifier.

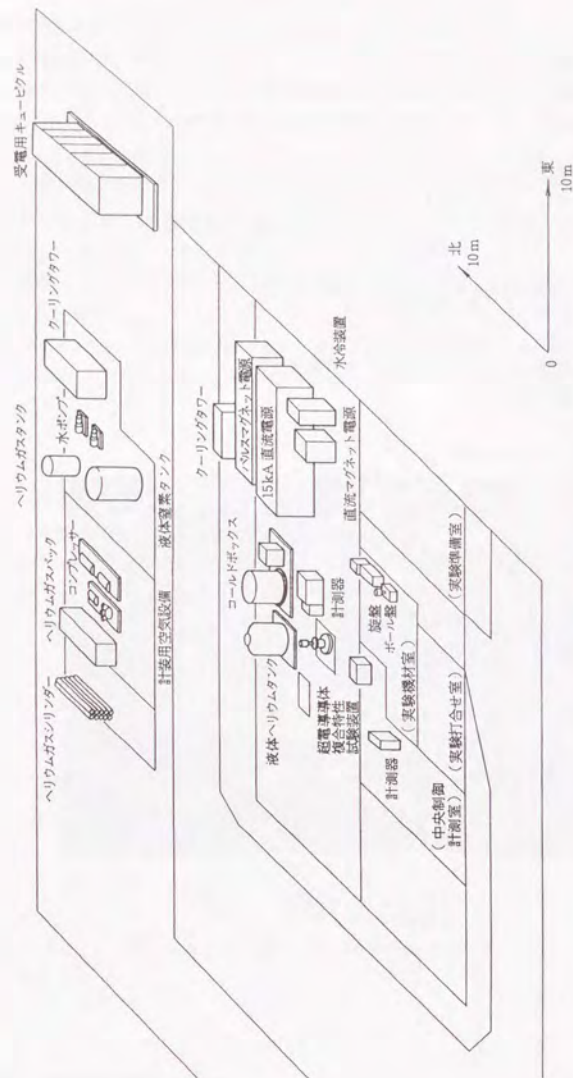
## 5.1.4 応力下超電導体試験装置の特徴

本研究に用いた応力下超電導体試験装置は、超電導発電機磁巻線用超電導体用の試験装置としてだけでなく、一般の超電導体試験装置としても世界的にも類例のない独特な測定が可能な試験装置である。特に、低温で繰り返し応力を加えた状態で交流損失ができる点に大きな特徴がある。

第 5.6 表 応力下超電導体試験装置の主要諸元  
Table 5.6 Specifications of the test facility.

1. 発生磁界			
直流磁界	0 ~ 7 T (0 ~ 1134 A)		
交流磁界	0 ~ ± 0.9 T (0 ~ ± 86.9 A) 3 Hz		
2. 試料通電電流			
連続定格	0 ~ 7 kA		
5 分間定格	~ 15 kA (ブスバーの容量による制限)		
3. 機械的圧縮応力			
応力値	0 ~ 100 kN		
制御方式	応力制御		
変位計測	光反射量測定による直接計測		
繰り返し周期	2 秒		
4. 試料通電電源の定格			
出力電流	0 ~ 15 kA (連続)		
出力電圧	0 ~ ± 10 V		
電流リップル	インダクタンス負荷 (0.22 mH)	1 × 10 <sup>-4</sup> p-p 以下	
	短絡負荷	1 × 10 <sup>-3</sup> rms 以下	
安定度	入力変動	± 1 × 10 <sup>-4</sup> 以下	
	時間変動	± 1 × 10 <sup>-4</sup> /h 以下	
掃引速度	0.1 ~ 1000 A/sec		





第5.4図 応力下超電導体試験装置の設置状況  
Fig. 5.4 Layout of the test facility.



写真5.7 応力下超電導体試験装置の超電導マグネットを引き上げた状態  
Photo 5.7 The appearance of superconducting magnets and others of the test facility.



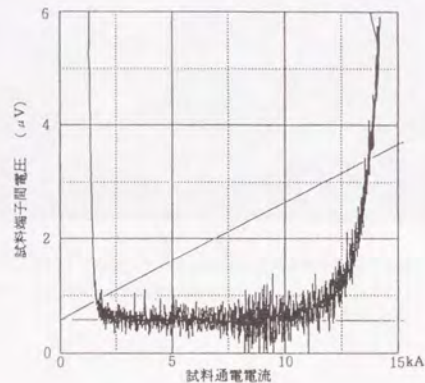
## 5.2 繰り返し応力下における超電導導体の特性

### 5.2.1 臨界電流測定結果

#### (1) 電流電圧特性

臨界電流測定の基本となるのが、超電導導体の通電電流を一定割合で上昇させていった場合に、電圧測定用リード間に発生する電圧の変化特性である。超電導導体に圧縮応力を印加した状態での電流電圧特性の測定例を第5.5図に示す。図中の斜線は、試料用導体としてサンプルY-1およびY-2を用いた場合に $1/8 \times 10^{-13} \Omega \text{m}$ の抵抗率に相当する電圧が発生した場合の電圧レベルであり、電流電圧曲線との交点に対応する試料通電電流がこの基準に従った臨界電流値となる。

第5.5図の測定例では、特性周波数10Hz、減衰率135dB/octの高性能ローパスフィルターを用いているため、ノイズレベルが低く、 $0.5 \mu \text{V}$ 以下の電圧まで測定できる。なお、試料端子間電圧には電流変化に伴う誘導起電力および配線での熱起電力を含んでいる。電流の0点付近でオーバースケールするほど大きな電圧が発生しているのは試料通電電源の制御時定数が長いこと、電流を上昇し始める制御信号を送ってもすぐには出力電流が上昇せず、通電が始まった後で制御指示値と実際の通電電流を合致させるため、指定値よりも大きな電流変化率となり、誘導起電力が増加するためである。しかし、臨界電流付近では一定の電流変化率となるため、試料の電圧は一定となった後、フラックスフローによる電圧が発生しており、臨界電流を精度よく測定できる電流電圧特性が得られた。



第5.5図 電流-電圧特性の一例

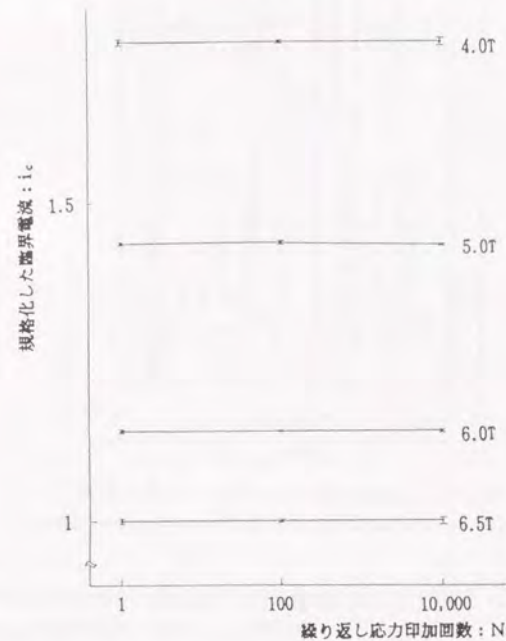
Fig. 5.5 An example of current-voltage curve of a sample for critical current measurement.

#### (2) 繰り返し圧縮応力印加時の臨界電流

NbTi超電導導体の横方向圧縮応力下における臨界電流変化については、いくつかの検討例があり、塑性変形によりNbTiの断面積が減少しないかぎり、臨界電流は劣化しないとされている。今回の測定に用いたサンプルX-1, X-2, Y-1, Y-2, Z-1, Z-2は、いずれも燃線構造であるため、圧縮応力を印加した場合素線同志が接触し、応力集中により素線の塑性変形が起こることも予想される。

臨界電流測定に用いた、70MW級モデル機用超電導導体の例として、サンプルZ-2の繰り返し30MPaの圧縮応力を印加した場合の30MPaの圧縮応力印加状態における臨界電流の変化を第5.6図に示す。第5.6図中には、3回の繰り返し測定により得られた標準偏差値もエラーバーで示した。第5.6図に示されるように、今回の測定に用いたNbTi超電導導体では、印加した平均の応力レベルが塑性変形が起こる応力より低いこともあり、10,000回までの繰り返し圧縮応力印加に対してほとんど変化しなかった。他の導体では、電圧タップから検出される電圧に、臨界電流への到達以外の導体内の電流再配分などによって考えられる常電導性の電圧が発生した場合などがあつたため、測定値の標準偏差が大きく、繰り返し応力印加により、臨界電流の測定値が上下することあつたが一定の傾向は見られなかった。なお、サンプルY-2について圧縮応力値を21MPaから5MPaまで1/4に下げ、圧縮応力が臨界電流に与える影響を検討したが臨界電流測定値に変化はなかった。

以上の結果より、Super-GMが開発しているNbTi複合超電導導体を超電導発電機の界磁巻線に使用する場合に、遠心力や電磁力による繰り返しを含む横方向圧縮応力印加のために臨界電流が劣化することはないと考えられる。



第5.6図 繰り返し応力印加による臨界電流の変化

Fig. 5.6 Critical current of the conductor developed in Super-GM under cyclic mechanical compression with 30 MPa stress.



## (1) 交流損失測定時のヘリウム液面

Figure 1 is a schematic diagram of the experimental apparatus for measuring the critical flow rate of a gas. The diagram shows a vertical setup with a gas supply at the top, a pressure-reducing valve (PRV), a pressure-reducing valve (OPRP), and a gas flow meter (ヘリウム流量計). Dimensions are provided for various components and sections.

Key components and dimensions labeled in the diagram include:

- 引張応力伝達用パイプ** (Tension stress transmission pipe) at the top.
- 圧縮応力伝達用パイプ** (Compression stress transmission pipe) below the tension pipe.
- ヘリウム流量計** (Helium flow meter) in the middle section.
- OPRP** (Over Pressure Relief Valve) at the bottom right.
- Dimensions:**
  - Vertical dimensions: 60, 80, 100, 150, 270, 320, 120, 270, 350, 933, 216, 850 x 1100, 20, 50, 40, 30, 20.
  - Horizontal dimensions: 216, 850 x 1100.

は、トランスファークチュアのON-OFF弁を液面計の上下限の接点出力で制御することにより、5mm以内の一定レベルに保っている。内槽へはニードル弁の手动開閉により、液体ヘリウムを外槽から供給している。装置全体では約15Wの侵入熱がある。この影響が内槽の液体ヘリウム蒸発率を大きくしないよう、内槽の液面が外槽より低い範囲で交流損失の測定を行っている。具体的には外槽より8.4cmから12.6cm低い範囲でトランスファークチュアと測定のための蒸発による液面の上下を繰り返している。この様子を第5.8図に示す。この範囲では内槽内にフランジなどがいないため、一定蒸発に対して液面が直線的に低下する。

Figure 1 consists of two vertically stacked line graphs sharing a common x-axis representing measurement time in minutes, ranging from 0 to 60. The top graph, labeled '外巻ヘリウム装置' (Outer Helium Device) on the y-axis, shows a nearly constant magnetic field strength of 50.96 Gauss (914 mm). The bottom graph, labeled '内巻ヘリウム装置' (Inner Helium Device) on the y-axis, shows a periodic oscillation of the magnetic field strength between approximately 50.06 Gauss (490 mm) and 60.06 Gauss. The oscillation amplitude is indicated by three horizontal brackets with labels:  $5.1 \pm 0.7 \text{ T}$ ,  $5.1 \pm 0.8 \text{ T}$ , and  $5.1 \pm 0.9 \text{ T}$ . A point on the oscillating curve is labeled 'トランスファー' (Transfer) at approximately 15 minutes.

Figure 10 is a scatter plot titled "CRIEPI" showing the relationship between Heater Input (Input [W]) on the x-axis and Determined Value (測定値: Loss [W]) on the y-axis. The x-axis ranges from 0 to 30, and the y-axis ranges from 0 to 30. A linear regression line is fitted to the data points, with the equation  $Y = 0.972x + 1.51$  displayed on the plot. The data points are represented by open squares.

Heater Input (Input [W])	Determined Value (測定値: Loss [W])
0	1.51
5	6.88
10	12.25
15	17.62
20	22.99

- 111 -

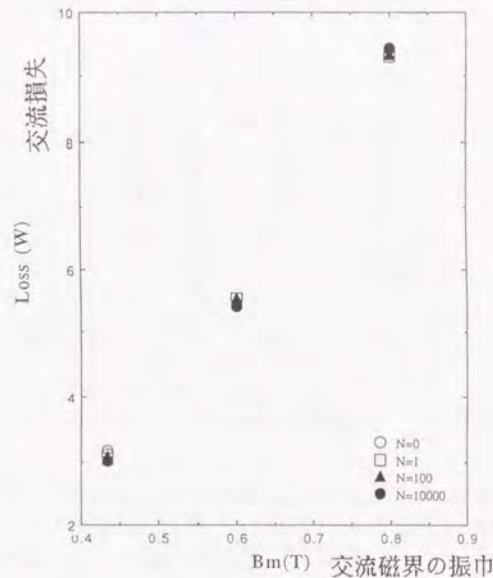


れている。初期における実際の測定において、3つの空間のガス部分での連通が十分でなくかつガスヘリウム部分の密度が異なるため、内側の2つの部分の液体ヘリウムレベルは、レベルを計測している最外周よりも上昇していることが、ヒーター校正結果などから間接的に推定できた。この内槽内の液体ヘリウムレベルのアンバランスを解消するため、圧縮応力伝達用パイプのGFRP部と引張り応力伝達用のSUSパイプでヘリウムガス中となる部分に連通用の5mmφの穴をあけた。この結果、第5.9図に示すように、内槽の液体ヘリウム蒸発率から求めた計測値はほぼ校正用のヒーター発熱に侵入熱を加えた値となっており、内槽内の液体ヘリウムレベルが第5.7図に示すように均一化できたことが確認できた。

## (2) 繰り返し圧縮応力印加時の交流損失

交流損失測定に用いた70W級モデル機用超電導導体は、いずれも燃線構造であるため、横方向圧縮応力印加により素線間の接触抵抗が低下し、導体全体での実効的な導体横方向抵抗が減少するために結合損失が増加し、全体の交流損失が増大することが予想される。このため、交流損失は、圧縮応力印加前と初回印加後、および繰り返し応力印加後に測定した。

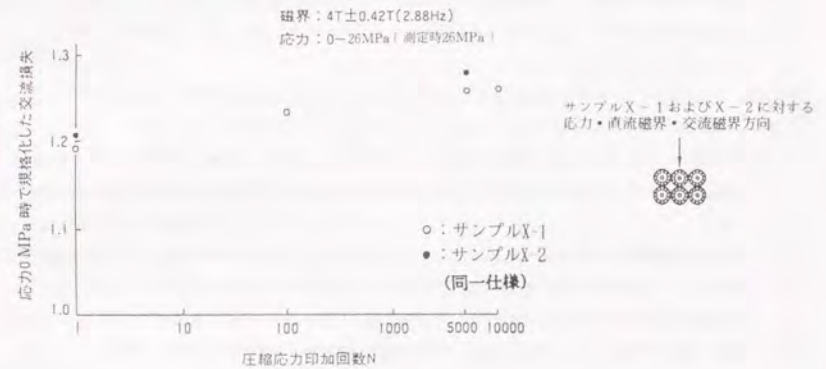
サンプルZ-1の交流損失測定結果を第5.10図に示す。30MPaの圧縮応力印加に対して、応力印加の前後および繰り返し応力印加後も交流損失特性はまったく変化しなかった。サンプルY-1、Y-2、Z-2についても同様に、圧縮応力印加による交流損失特性の変化はなかった。これは、サンプルY-1、Y-2では各素線に絶縁されているため、基本的には圧縮応力により素線間の接触状況が変化しないためと考えられる。また、サン



第5.10図 サンプルZ-1の交流損失測定結果  
Fig. 5.10 AC loss of sample Z-1 superconductor.

ルZ-1、Z-2では素線の外皮がCuNiであり、ポイド率が15%以下となるよう圧縮成形されているため、圧縮応力印加によっても素線間の接触抵抗が変化しないためと考えられる。さらに、サンプルZ-1、Z-2では交流磁界の印加方向が約7.2mm×2.9mmの導体断面に対して、2.9mmの狭い方の面に垂直に印加しているため、素線間の結合による交流損失が小さいことも影響していると考えられる。

これに対して、サンプルX-1、X-2では圧縮応力印加により交流損失が増加した。測定結果を第5.11図に示す。サンプルX-1、X-2では26MPaの応力印加により、約20%交流損失が増加し、さらに10,000回までの繰り返し応力印加により、約5%損失が増加した。これは、サンプルX-1、X-2では、一次燃線の周囲の0.4mm直径の超電導素線同志の接触が横方向圧縮応力印加により応力集中が起こり、ハンダで成形した一次燃線間の接触抵抗が低下して一次燃線間での結合が増加するためと考えられる。



第5.11図 サンプルX-1およびX-2の交流損失測定結果  
Fig. 5.11 AC loss of the pure aluminium stabilized conductor assembled with soldering in the first stage of the double stage cable.

## 5.3 結 言

超電導電力機器で発生する繰り返しを含む電磁力などの応力印加が臨界電流や交流損失などの超電導導体の特性にどのような影響を与えるかを検討するため、Super-GMで開発された発電機界磁巻線用の超電導導体を例として、実際に繰り返し圧縮応力を10,000回まで印加して、特性を測定した。

この結果、発電機界磁巻線で予想される30MPaまでの応力では、臨界電流はまったく変化しなかった。これは、超電導導体は燃線構造とはなっているが、導体製造時に成形を行うため、すでに素線同志が面間での接触となっており、応力印加に対しても応力集中が起こらないためである。応力集中がなければ、30MPa程度の応力では、塑性変形は起こらず、NbTi超電導導体においては臨界電流の低下は起こらない。

本研究では、対象として発電機界磁巻線用超電導導体を取り上げたが、これ以外の超電導電力機器についても平均的な電磁応力は使用する磁束密度が同程度であるため、大差ない値になると予想される。よって、臨界電流については、応力集中を防止するような方策が取られていれば、電力機器用超電導導体で劣化が問題になることはない。ただし、Nb<sub>3</sub>Sn超電導導体など応力に対する特性劣化が大きい超電導導体については別途検討が必要である。



一方、交流損失については、燃線構造での素線間の接触に圧縮応力印加が影響を与えることが明らかになった。この影響の大きさは、素線間の接触抵抗に影響を与える素線表面の材料や燃線構造などによって異なる。一般的に超電導電力機器用超電導体は、低交流損失化のために燃線構造が採用されると予想され、繰り返しを含む応力印加と交流損失増大については十分な設計上の注意が必要であることが明らかとなった。

以上の第5章での研究を要約すると以下の通りである。

- (1) 70MW級の超電導発電機用燃線として開発された平角の成形NbTi超電導体は実使用条件に相当する30MPa 10,000回までの繰り返し圧縮応力印加に対して、機械的特性および臨界電流はまったく劣化しない。
- (2) 素線絶縁された導体または素線の外表面がCuNiでかつ圧縮成形された導体では、繰り返し圧縮応力を印加しても、交流損失特性は変化しない。
- (3) 一次燃線をハンダで成形した燃線用超電導体では導体中の一次燃線導体間の接触抵抗が10,000回の繰り返し圧縮応力印加により低下し、素線間結合損失増加により全交流損失が約25%増加した。しかし、この導体は完全安定化設計であるので、交流損失による温度上昇でクエンチすることはない。

## 参考文献

### 第5章

- (5.1) S.Ochiai and K.Osamura, "Influence of cyclic loading at room temperature on the critical current at 4.2K of Nb<sub>3</sub>Sn superconducting composite wire", Cryogenics Vol.32, No.6, p.p.584-590 (1992)
- (5.2) Hans Boschman, "On the Resistive Transition of Composite Superconductors", Ph.D Thesis(1990)
- (5.3) J.W.Ekin, Advances in Cryogenic Engineering Vol.34, p.547(1988)
- (5.4) W.Specking, W.Goldacker, and R.Flukiger, Advances in Cryogenic Engineering Vol.34, p.569(1988)
- (5.5) 秋田, 鳥居, 笠原, 石川, 植田, 小川, 田中「応力下超電導体試験装置の開発(その1)」  
電力中央研究所 研究報告 T91072 (平成4年6月)

## 第6章 結 論

### 6.1 はじめに

本研究では、超電導電力機器の性能を最終的に決定するのは超電導体とこれを巻線化したコイルの性能であるとの立場に立ち、商用周波交流での特性と電力機器で予想される機械的応力下での超電導体の特性について研究を進めた。

この結果、商用周波交流への超電導応用のためには、交流損失低減だけではなく、交流損失やクエンチの観点から巻線の固定が重要であること、電力機器で発生する繰り返し圧縮応力に対しては超電導体の特性は劣化しないことなどを示した。

以下に各章で得られた結論を示す。

### 6.2 各章での結論のまとめ

#### (1) 第2章の結論

第2章では、商用周波交流での超電導体の交流損失評価方式として交流超電導コイルを対象とする試験評価方式を開発し、4種類のNbTi線材を用いた交流超電導コイルを用いた測定により、以下の結論を得た。

- ①コンデンサーとの共振回路を用いた通電方式により、交流損失発生機構の解明のため周波数が変化でき、かつ安定な交流電流を通電できる電源の開発に成功した。また、この電源を用いると周波数が安定しているため、tan  $\delta$ 計を用いた電氣的交流損失測定が可能である。
- ②交流超電導コイル内部の磁界分布を考慮することにより、コイル全体の交流損失の通電電流と30Hzから65Hzまでの周波数に対する依存性から、導体固有の交流損失を算出する解析手法を開発した。
- ③交流超電導体を使用することにより、0.5 T程度以下の低磁界で使用する巻線では従来の銅巻線より低損失化できる。また、コイルの大型化により効率の向上が達成できる。
- ④交流超電導巻線では、電磁力による振動により電磁的な交流損失を大巾に上回る交流損失が発生することがあるため、巻線の固定法が重要である。この機械振動による交流損失は、これまで存在が示されていなかったが、巻線の固定が完全であれば発生しない。

#### (2) 第3章の結論

第3章では、交流超電導コイルの直流および交流通電電流を上昇させていった場合に発生するクエンチ現象について検討し、以下の結論を得た。

- ①交流超電導コイルでは直流通電に対しても交流通電に対してもトレーニングがある。交流通電によるトレーニング後は、直流通電でのトレーニングが交流通電に対して無効になる場合もある。
- ②クエンチ時の共振型通電回路の半サイクル毎の交流電流減衰率から、コイル全体のクエンチに伴う常電導抵抗増加を推定する方法を開発した。この推定によれば、本研究に用いたコイルではクエンチ時の超電導体の温度は100 K程度となることがあり、クエンチ時の熱膨張対策が必要である。
- ③交流超電導コイルでクエンチが発生した場合の常電導部の伝搬は、従来の直流超電導コイルに対する解析手法により解析可能である。
- ④クエンチの原因は、巻線固定法の違いにより、電磁力による超電導体の過渡的な動きで発生する瞬間的な摩擦熱による場合と、定常的な交流損失による温度上昇による場合がある。
- ⑤クエンチに対しては、巻線をエポキシ樹脂で含浸し強固に固定することにより安定になり、短尺試料の臨界電流値まで通電できる。また、40回程度までのクエンチに対しても、クラックの発生などによりクエンチ特性が



劣化することはない。よって、エポキシ樹脂含浸がコイルの性能向上の鍵となる技術である。

### (3) 第4章の結論

第4章では、交流超電導導体の交流損失を低減するために、CuSi合金を母材に用いた低交流損失超電導素線の開発と、従来のCuNiを母材とする線材と新たに開発したCuSiを母材とする線材の双方についての交流損失評価を行い、以下の結論を得た。

- ①ヒステリシスによる交流損失を減少させるためには、超電導素線の常電導母材の導電率で決まる限界距離以上に超電導フィラメント間隔を離す必要がある。この限界距離はCu-30wt%Ni母材で $0.11\mu\text{m}$ である。
- ②Cu-30wt%Ni母材NbTi交流超電導線において、超電導フィラメントの直径を $0.14\mu\text{m}$ にすることにより、1.5 T程度以下の交流磁界中では、冷凍機の効率を考慮しても銅導体のジュール損失よりも低交流損失となる線材を開発した。
- ③母材にこれまで用いられたことがない安価な工業材料であるCuSi合金を用いても、従来のCuNi母材と同程度に低交流損失化可能である。

### (4) 第5章の結論

第5章では、繰り返し圧縮応力が印加される電力機器用導体として、70MPa級超電導発電機界磁巻線用導体の特性について検討し、以下の結論を得た。

- ①超電導発電機界磁巻線用として開発された平角の整形NbTi超電導導体は実使用条件に相当する30MPa 10,000回までの繰り返し圧縮応力印加に対して、機械的特性および臨界電流はまったく劣化しないことが判明した。
- ②交流損失については、導体構造によっては導体中の素線間接触抵抗が圧縮応力により低下し、素線間結合損失の増加により交流損失が25%程度増加することがある。ただし、この程度の交流損失増加があっても、完全安定化導体であるので超電導発電機への適用には何らの問題もない。

## 6.3 本研究の結論

超電導電力機器用超電導導体とコイルに必要とされる特性のうち、商用周波交流に対する性能と繰り返し圧縮応力印加時の特性に焦点をあて、本研究を実施した。この結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 超電導導体を商用周波交流で使用する場合には、交流損失の低減および安定したクエンチ特性を得るために巻線の固定が重要である。特に、巻線をエポキシ樹脂で含浸し固定することが有効である。
- (2) 交流超電導導体により超電導化することにより、0.5 T程度の低交流磁界中では常温の銅導体を用いるよりも、冷凍機の動力を含めても低損失な電力機器が実現可能である。さらに、CuNiとCuSiを母材とする低損失NbTi交流超電導線の開発により、1.5 T程度以下で、超電導化による低損失化が可能である。
- (3) 超電導発電機界磁巻線用NbTi超電導導体では、実使用条件に相当する1万回までの繰り返し圧縮応力を加えても臨界電流は変化しないが、線材の構成によっては素線間の接触抵抗が低下し結合電流が増大することにより、交流損失が増加することがある。

## 付録 交流超電導コイルを用いた空心超電導変圧器の可能性

### A 1. はじめに

本論文の第2章に交流用超電導導体は十分低損失であり、特に、0.5 T程度以下の低交流磁界中では、従来の銅導体を用いるよりも低損失となることを示した。また第3章では、交流超電導コイルは、クエンチした場合の温度上昇による焼断や電気絶縁破壊に設計上配慮すれば、直流超電導コイルと同様な手法を用いて設計できることを示した。ここでは、交流超電導コイルを用いれば、その高電流密度特性を利用することにより、空心の超電導変圧器も設計可能であることを示す。

現在、国内外で交流超電導導体の応用機器として、超電導変圧器の研究が行われている。すでに九州大学と東芝などの研究グループにより1 MV A級変圧器が試作され、577kVAまでの負荷運転実験が行われている<sup>(1)</sup>。この他にも、アルストーム社で220kVA変圧器、名大等で100kVA変圧器、関西電力と三菱電機でNb<sub>3</sub>Sn 導体を用いた2000/3 kVA 変圧器、大阪大学と東芝で40kVA 3相変圧器などが試作されている。また、大型変圧器の概念設計が発表されており、従来器と比較して小型軽量化できるとの結果が示されている<sup>(2)</sup>。これらの研究では、鉄心付変圧器として設計試作している。これは、空心とすると、励磁電流が大きくなりすぎたり、もれインピーダンスが過大となるためである。

空心の超電導変圧器が実現できれば、非常に軽量化されるばかりではなく、鉄心の磁気飽和現象に伴う、突入電流や電流ひずみの問題がなくなり、理想的な変圧器が可能になり、いくつかの検討例が報告されている。<sup>(3) (4)</sup>

本章では、第2章および第3章で示した交流超電導コイルの交流通電性能をもとに、空心超電導変圧器の概念設計と性能検討を行う。

### A 2. 空心変圧器の設計指針

#### (1) 励磁電流

空心変圧器の励磁電流は、空間に磁束を発生させるので、どうしても大きくなる。変圧器の励磁側の巻線の自己インダクタンスを $L_1$  [H] とすると、励磁電流 $I_1$  [A] は、端子電圧を $V_1$  [V] として(付.1)式のようになる。

$$I_1 = V_1 / \omega L_1 \quad \cdots (付.1)$$

よって、励磁電流を減少させるためには、 $L_1$  を大きくすればよい。すなわち、巻線のターン数を多くするか、巻線の巻直径を大きくすればよい。ここで、同一の $L_1$  を得るのに必要な線材長が最小となるソレノイドコイルは、アスペクト比(巻線高さ/直径)が0.3程度の場合である。空心変圧器では、励磁時にも巻線で交流損失が発生するので、巻線に使用する超電導線の線材長は短い方が好ましい。

#### (2) もれインピーダンス

空心変圧器のもれインピーダンスを小さくするには、1次2次巻線の結合係数 $k$ をなるべく1に近づける必要がある。このためには、1次巻線と2次巻線を同心で巻き、かつ巻線同志の間隔を近づける必要がある。しかし変圧器では、電気絶縁のため巻線間隔を絶縁距離以下に近づけることはできない。

ここで巻線の直径を $D$ 、絶縁距離を $X$ とすると結合係数 $k$ はおおよそ、(付.2)式で与えられる。



$$k = 4X/D$$

・・・(付.2)

例えば、 $X = 5 \text{ cm}$  とすると、 $k = 0.9$  とするためには、 $D = 2 \text{ m}$  とする必要がある。さらに  $k$  を大きくするためには、変圧器の高圧巻線を分割し、低圧巻線の内外に配置することが有効である。

### (3) 空心変圧器の概略の形状

以上の特性により、励磁電流が小さくさらにインピーダンスも小さく鉄心付変圧器と同等になる空心変圧器の形状は、おおよそ以下の通りとなる。

直 径 2～3 m

巻線高さ 直径の1/3程度

巻線構造 低圧巻線を中心とし、内外に高圧巻線を分割して配置

## A 3. 空心変圧器の定数計算法

### (1) インピーダンス計算

空心変圧器のインピーダンス計算は、空心コイルの自己および相互インダクタンスを計算すればよい。インダクタンス計算法は各種あるが、今回は各ターンでの磁界を正確に求め交流損失を算出するため、各ターンを円環電流として扱い、(付.3)(付.4)式で与えられる1ターンの自己および相互インダクタンスから重ね合わせにより全体のインピーダンスを求めた。

$$L[H] = \mu_0 [H/m] R[m] \left\{ \left(1 + \frac{\beta^2}{4}\right) \frac{8}{\beta} - 1.75 \right\} \quad \dots (付.3)$$

ただし、 $R$  : 円環電流の半径

$$\beta = a/R$$

$a$  : 電流が一様に流れている円環の半径

$$M[H] = \mu_0 [H/m] \sqrt{b[m] c[m]} \left\{ \left(\frac{2}{k} - k\right) K - \frac{2}{k} E \right\} \quad \dots (付.4)$$

$$k^2 = \frac{4bc}{[(b+c)^2 + d^2]} \quad \dots (付.5)$$

$$K = \int_0^{\pi/2} \frac{1}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \theta}} d\theta \quad (\text{第1種完全楕円積分}) \quad \dots (付.6)$$

$$E = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \theta} d\theta \quad (\text{第2種完全楕円積分}) \quad \dots (付.7)$$

ただし、 $b$  : 円環1の半径

$c$  : 円環1と同軸の円環2の半径

$d$  : 円環1と2の軸方向の離隔距離

### (2) 磁界および交流損失の計算

空心変圧器の磁界は、1次および2次巻線の電流を与えれば求まる。よって、今回は、1次側巻線の両端に定電圧を印加し、2次側の負荷インピーダンスに応じた巻線電流を求め、円環電流が作る磁界を重ね合わせること

により巻線に印加される磁界を求めた。

交流損失については、巻線に使用した線材の交流損失を磁界の振巾と周波数の関数として与え、各ターン毎の値を計算した後、全ターンについて加算し求めた。通電電流が交流損失に与える影響はないものとして無視した。

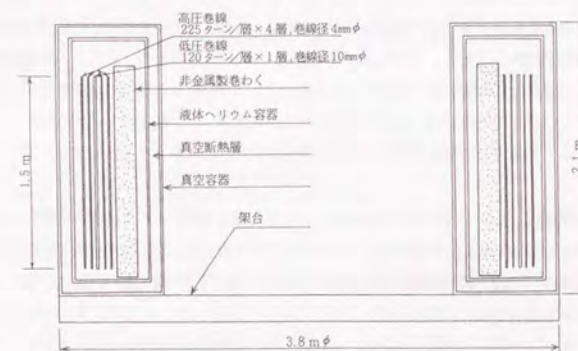
## A 4. 空心変圧器の設計例

### (1) 定 格

空心の超電導変圧器では、損失を小さくし高効率化できることも一つの特徴であるが、鉄心がないため、非常に軽量になることが最大の特徴となる。そこで都市内の変電所に設置されるような大型の変圧器に適用し、小型軽量化し、設置および運搬を容易にすることを目的として変圧器設計を検討する。このため、一次側電圧は、超高压ケーブルで受電することを想定し500kVとする。二次側は配電を考え66kVとする。容量は、都市系統の今後の増大を考慮して900MVA/3相とする。空心変圧器では、3相化は困難であるので、この容量を単相変圧器3台で変圧するものとする。接続については、1次側、2次側とも中性点接地とする。

### (2) 巻線構造

以上の定格と設計指針に基づき、巻線構造の検討を行った。結果を第1図に示す。



第1図 300MVA、単相500kV/66kV 空心超電導変圧器の巻線構造

Fig. A.1 Winding configurations of air-core superconducting transformer.

高圧巻線を4層構造とし、2層を低圧巻線の内側に、2層を外側に配置した。高圧側から励磁した時の励磁電流を定格電流の1/3程度とするため、総ターン数を900ターンとした。

電気絶縁のため、各層間は5cmずつ離すものとした。低圧巻線の直径は3.2m、高さ1.5m、高圧巻線の直径は内側から、3m、3.1m、3.3m、3.4m、高さ1.5mである。

導体の直径は、定格電流(高圧側:1040A、低圧側:7870A)と現状の交流超電導導体の電流密度 $300 \text{ A/mm}^2$ 、 $\text{at } 1 \text{ T}$ を考慮し、高圧側を直径4mm(平均電流密度 $83 \text{ A/mm}^2$ )、低圧側10mm(平均電流密度 $100 \text{ A/mm}^2$ )とした。



(3) インピーダンス特性および磁束密度

第付.1図に示した巻線構造で1次2次側の結合係数を求めると、 $k=0.96$ と空心として極めて高い値である。低圧側に抵抗負荷として、 $4.8\ \Omega$ を接続するとほぼ定格電流が流れる。この時の諸定数を第付.1表に示す。巻線での最大磁束密度は、高圧側、低圧側とも約 $0.3\ \text{T}$ である。空心超電導変圧器では磁束密度を鉄心の飽和磁束密度以上に上げ、小型化をはかる考えもあるがこの場合には、励磁電流が過大となったり、もれインピーダンスが大きくなることが予想される。

第付.1表 300MVA, 500kV/66kV空心超電導変圧器の定数  
Table A.1 Rated specifications of air-core 300MVA superconducting transformer.

高圧側(1次側)	電圧	$500/\sqrt{3}\ \text{kV}$
	電流	$1120\ \text{A}$ (2次側開放時 $365\ \text{A}$ 、短絡時 $5136\ \text{A}$ )
低圧側(2次側)	負荷	抵抗 $4.8\ \Omega$
	電圧	$6.56/\sqrt{3}\ \text{kV}$ (2次側開放時 $6.73/\sqrt{3}\ \text{kV}$ )
	電流	$7895\ \text{A}$ (2次側短絡時 $35.4\ \text{kA}$ )
%インピーダンス		22.3% (短絡電流比より)
最大磁束密度	高圧側	$0.289\ \text{T}_{\text{peak}}$ (2次側短絡時 $1.29\ \text{T}$ )
	低圧側	$0.285\ \text{T}_{\text{peak}}$ ( " $1.14\ \text{T}$ )

第付.1表中には、2次側を短絡あるいは開放した場合の定数も示した。2次側を短絡した場合の電流は $35.4\ \text{kA}$ である。この値と定格時の電流の比より、%もれインピーダンスは22.3%と求まる。これは、現用の超電導変圧器と同レベルであり、巻線構造の調整により変更可能である。2次側を開放した場合の励磁電流は、 $365\ \text{A}$ と励磁容量で $106\ \text{MVA}$ となる。これは現用変圧器に比較すれば、はるかに大きい。超電導ケーブル系統では、軽負荷時の電圧上昇を防ぐため、同等容量の並列リアクトルを接続しており、並列リアクトルを兼用しているとも考えることもできる。

2次側短絡時の磁束密度は、 $1.3\ \text{T}$ 程度まで上昇するが、交流用超電導線に対しては過大な値ではない。ただし、電流密度が1次側で $409\ \text{A}/\text{mm}^2$ 、2次側で $451\ \text{A}/\text{mm}^2$ まで上昇するので、変圧器2次側で短絡事故が発生すれば、現状の交流超電導線の臨界電流密度では、巻線はクエンチする。2次側の負荷抵抗値を変化させた時の、1次および2次側の電流の変化を第付.2図に示す。

(4) 損失および効率

空心変圧器では、鉄心がないので、損失は、導体の交流損失と誘電体損失だけになる。ここでは、導体の交流損失についてのみ検討する。

500kVA交流超電導コイルであるコイルAに使用した線材の交流損失は、第2章に示した通りであり、ほぼ(付.8)式で与えられる。

$$P[\text{W}/\text{m}] = 10^{-3} B_p [T_{\text{peak}}] f [\text{Hz}] + 5 \times 10^{-8} \cdot B_p^2 f^2 \quad \dots (付.8)$$

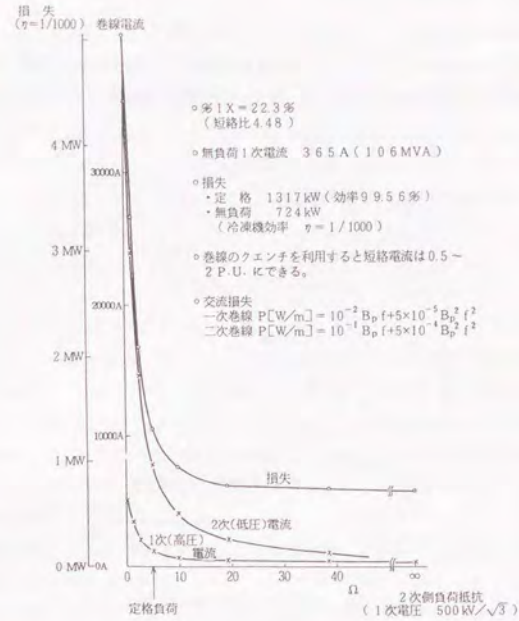
この導体の交流損失は、約 $1\ \text{T}$ 以下で銅線でのジュール損失より低レベルとなる。

本検討では、高圧巻線は約10倍の電流容量、低圧巻線は約100倍の電流容量であるので、交流損失も電流容量に比例して増加し、(付.9)式および(付.10)式で与えられるものとする。

$$\text{高圧巻線 } P = 10^{-2} B_p f + 5 \times 10^{-8} B_p^2 f^2 \quad \dots (付.9)$$

$$\text{低圧巻線 } P = 10^{-1} B_p f + 5 \times 10^{-6} B_p^2 f^2 \quad \dots (付.10)$$

(付.9)(付.10)式と、巻線における磁界分布より、全交流損失を求め、第付.2図中に示す。定格時で、 $1317\ \text{W}$



第付.2図 空心超電導変圧器の一次、二次電流と巻線の交流損失  
Fig. A.2 Primary and secondary currents and AC loss of air-core superconducting transformer.

であり、冷凍機の効率を $1/1000$ とすれば、冷凍機動力を含めれば、約 $1.3\ \text{MW}$ の損失となる。よって、誘電体損失を考えなければ、変圧器としての効率は99%以上となる。

2次側を開放しても、巻線の交流損失は $724\ \text{W}$ である。これは、励磁時にはつねに、巻線に磁界が印加されるためである。この損失は、従来の変圧器では鉄損に相当し、負荷損(銅損)よりも固定損(鉄損)が大きい変圧器設計となっている。このため、部分負荷運転では効率が劣る設計である。

なお、本設計に用いた交流損失レベルは、従来の銅線に比較し、格段に低損失ではなく、今後交流超電導線の低交流損失化が進めば、効率はさらに向上できる。また、損失の面からは、通常の銅線を用いても今回の空心変圧器設計ができることになるが、電流密度が低下するため、第付.1図に示した巻線構造は交流超電導線を用いて始めて可能になる。

(5) 電気絶縁

交流超電導機器では、交流巻線が交流損失のため温度上昇するので、冷却温度は極低い方が望ましい。そこで、本検討では、電気絶縁上有利な超臨界ヘリウム冷却ではなく液体ヘリウムの浸漬冷却を考える。

液体ヘリウムの平等電界における絶縁破壊電圧を第付.3図に示す<sup>(3)</sup>。20mmのギャップとしても絶縁破壊電圧は $200\ \text{kV}$ 程度までしか上昇しない。そこで、層間および低圧高圧巻線間、FRPのような固体絶縁を使用する

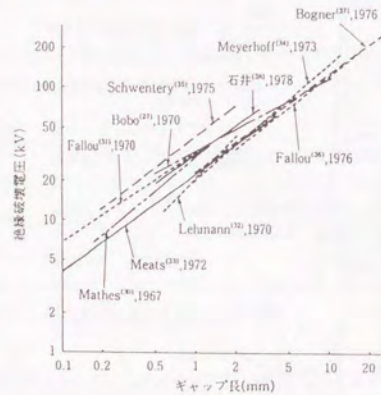


ものとし、第付.4図に示す巻線構造を採用する。

各巻線は、絶縁体の円筒上に必要ターン数巻かれ、この円筒を組み合わせることにより、巻線を完成させる。

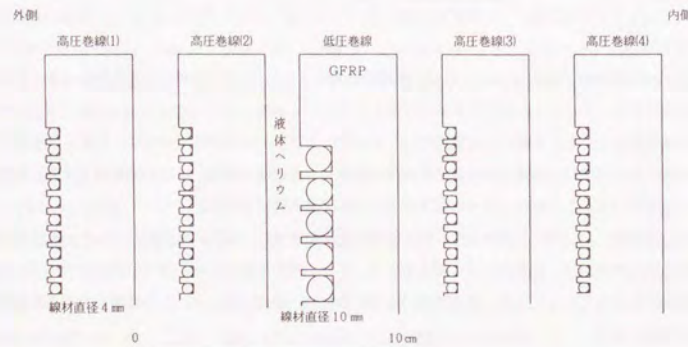
ターン間絶縁は、円筒上にらせん溝を切り込み、巻線をこれに埋め込むことにより、確保できる。

GFRPの絶縁破壊電圧は50kV/mm以上あるので、第付.4図の絶縁設計は十分可能である。



第付3図 液体ヘリウムの絶縁破壊電圧

Fig. A. 3 Breakdown voltage of liquid helium.



第付4図 空芯超電導変圧器の巻線部構造

Fig. A. 4 Winding structure of air-core superconducting transformer.

## A 5. 結言

第2章、第3章に示した交流超電導コイルの性能に基づき、ここでは空芯の超電導変圧器が実現可能であることを概念設計により示した。ただし、本検討では、もれ磁界のシールド法、電磁力設計、冷却設計については未検討であり、空芯変圧器が成立可能であるか否かについてはこれらの諸点の検討結果を待たなければならない。

しかし、ここに示した検討結果だけでも、空芯超電導変圧器は、電気的特性だけでなく、大きさや重量についても、従来変圧器と大巾に異なることが予想され、これらの特徴を活用できる応用法が存在すれば、超電導技術を用いなければ実現できない電力機器として、有望な応用技術となる。

## 参考文献

### 付録

- (1) 船木、竹尾、岩熊、山藤、高橋、藤井、中田「1000kVA級超電導トランス用大容量導体の開発」九州大学工学部附属超伝導マグネット研究センター報告 第8巻、pp 1~12 (平成4年1月)
- (2) A. Fevrier, J. P. Tavergnier, Y. Laumond, and M. Bekhaled, "Preliminary Tests on a Superconducting Power Transformer" IEEE Transaction on Magnetics, Vol. 24, No. 2, p. p. 1477-1480
- (3) 石郷岡、岡田、上條、山本「超電導空芯単巻変圧器の試作とその基本特性」電気学会論文誌B, Vol. 111, P. 448 (平成3年)
- (4) 柁川、海保、山本、富士、定方、齊藤、河野「kA級交流用超電導導体の開発と空芯単巻変圧器の試作」電気学会論文誌B, Vol. 115, No. 12, PP. 1471-1479 (平成7年)
- (5) 電気学会技術報告, 「極低温絶縁技術」, II部第260号 (昭和63年)



## 謝 辞

本研究は電力中央研究所において行なったものですが、これを体系化し取りまとめるに当り、東京大学教授桂井誠博士より終始懇切丁寧なる温かい御指導を賜わり、ここに論文として完成を見るに至りました。同教授に心より感謝の意を表します。また、現工学院大学教授で元東京大学教授河野照哉博士には、本論文取りまとめ開始に当たり細やかなる御指導とご鞭撻を頂き、心よりお礼申し上げます。

論文の取りまとめに当たって、東京大学教授正田英介博士、同教授小田哲治博士、同教授石井勝博士、同教授藤田博之博士、同助教授日高邦彦博士、同助教授大崎博之博士から種々の御指導を頂きましたことにつきまして、厚くお礼申し上げます。また、横浜国立大学教授塚本修巳博士、京都大学助教授仁田旦三博士からも専門的立場からの示唆に富んだ御指導を頂き、心よりお礼申し上げます。

本研究を電力中央研究所で実施するに当たっては研究所内外の、数多くの方々の御指導、御協力、御援助を頂きました。ここにすべてのの方々のお名前を記すには、いささか紙面が足りません。以下の方々を代表として記し、お礼とさせていただきます。

電力中央研究所：専務理事上之園博士、理事町田武彦博士、理事鈴木俊男博士、理事田中紀捷博士、特別顧問尾出和也博士、特別顧問尾崎勇造博士、参事植田清隆博士、参事深川裕正博士、小川哲次副所長・博士、武田行弘研究コーディネーター、新田義孝部長・博士、橋本栄二郎長、石川力雄次長、石川忠夫研究主幹、笠原奉文主査研究員、鳥居慎治担当研究員

大学：東海大学教授太刀川恭治博士、日本大学教授小笠原武博士、東京都立大学教授伊藤大佐博士、鹿児島大学教授吉文夫博士

超電導発電関連機器材料技術研究組合：上田隆右常務理事

会社：東芝・米田えり子氏、松倉国男氏、中西一夫氏、瀧上浩幸氏、日立製作所・山口潔氏、留奥寛氏、三菱電機・中村史郎氏、平尾俊樹氏、古河電工・大石勝朗氏、田中靖三氏、松本要氏、目黒信一郎氏、伴昌昭氏、清水仁司氏、住友電工・永田正之氏、高橋謙一氏、大松一也氏、GECALSTHOM社・J. L. Sabrie氏、昭和電線・熊野智幸氏、日立電線・酒井修二氏、総研電気・杉野良雄氏、IDEX・石塚武夫氏、ニチコン・村田稔氏、遠山勲氏、テイサン・船津登氏、山下直彦氏、矢谷正史氏、小川健司氏、テイサン技術サービス・溝上進氏、西村由和氏、巴商会・柳寿義氏

最後に、本研究を実施するに当たり電力中央研究所赤城試験センターでの実験を共にして頂いた故岡田信吾氏の御冥福をお祈りし、本論文を捧げます。

## 本研究に関する発表リスト

### I. 論文

- ①「交流超電導コイルの交流損失」 秋田、石川、田中、電気学会論文誌B、111巻4号 p.402 (平成3年)
- ② "Quenching characteristics of a.c. superconducting coils" S. Akita, H. Kasahara, and T. Torii, Cryogenics Vol.31 July p.598 (1991)
- ③ "Ultrafine multifilamentary Nb-Ti wires with Cu-Si alloy matrix" S. Akita, S. Torii, H. Kasahara, K. Matsumoto, Y. Tanaka, T. Ajioka, and K. Tachikawa, Cryogenics, Vol.33, No.2, p.199 (1993)
- ④ "Critical current and A.C. loss measurements of superconductors developed for the: Super-GM project under cyclic mechanically loaded condition", S. Akita, S. Torii, H. Kasahara, K. Uyeda, Y. Ikeno, T. Ogawa, K. Yamaguchi, K. Nakanishi, S. Nakamura, S. Meguro, M. Ban, K. Takahashi, and S. Sakai, IEEE Transactions on Applied Superconductivity Vol.3, No.1, p.130, March 1993

### II. 国際会議における発表論文

- ① "Design Study of 20MVA Solenoidal SMES for Integrated Demonstrative Test Model of Large-Scale SMES" S. Akita, Y. Sanada, T. Shintomi, and T. Tanaka, Advanced in Superconductivity III p.p.1277-1280, 1991 Springer-Verlag (Proceedings of the 3rd International Symposium on Superconductivity (ISS'90), November 6-9, 1990, Sendai)
- ② "AC Loss and Quenching Characteristics of 500kVA A.C. Superconducting Coil" S. Akita, H. Kasahara, S. Torii, D. Ito, E. S. Yoneda, and T. Fujioka, ICFA Workshop on AC Superconductivity, Tsukuba, Japan, June 23-25, 1992

### III. 口頭発表

- ①「大容量交流超電導コイルの開発(その1) 500kVA級コイルの製作」秋田、石川、田中、他 低温工学協会研究発表会、北海道(昭和62年5月)
- ②「交流超電導コイルのクエンチ特性」秋田、石川、田中 電気学会静止器研究会、京都(昭和62年12月)
- ③「交流超電導コイルの通電損失測定について—全損失からの線材損失の求め方—」秋田、石川 電気学会全国大会、東京(昭和63年3月)
- ④「tan  $\delta$ 計による交流超電導コイルの損失測定」秋田、石川、笠原、田中 昭和63年度秋期低温工学・超電導学会、福岡(昭和63年11月)
- ⑤ "Quenching characteristics of AC superconducting coils" 秋田、笠原、鳥居 SSS'90, 横浜(平成2年11月)
- ⑥「応力下超電導体試験装置の概要」秋田、鳥居、笠原、石川、植田、小川 電気学会回転機研究会資料 RM-91-145(1991年11月)
- ⑦「応力下超電導体試験装置の概要」秋田、鳥居、笠原、石川、植田、小川 第48回1992年度秋期低温工学・超電導学会C1-7, P.61(1992年10月)
- ⑧「繰返し応力下における超電導体の特性」秋田、鳥居、笠原、石川、植田、小川 電気学会静止器・回転機合同研究会資料SA-92-77, RM-92-140(1992年12月)



- ⑨ "AC Loss and Quenching Characteristics of 500kVA A.C. Superconducting Coil" S.Akita, H.Kasahara, S.Torii, D.Ito, E.S.Yoneda, and T.Fujioka, ICFA Workshop on AC Superconductivity, Tsukuba, Japan, June 23-25, 1992

#### IV. 電力中央研究所研究報告

- ①「小型超電導コイルの交流損失と常電導発生時の制御法」秋田、石川、田中  
研究報告 T 84036 (昭和60年4月)
- ②「交流超電導コイルの特性(その1)クエンチ電流と常電導部の伝搬特性」秋田、石川  
研究報告 T 87015 (昭和63年1月)
- ③「交流超電導コイルの特性(その2)交流損失」秋田、石川  
研究報告 T 87107 (昭和63年8月)
- ④「交流超電導導体の性能向上とその巻線法」秋田、鳥居  
研究報告 T 90077 (平成3年6月)
- ⑤「応力下超電導導体試験装置の開発(その1)試験条件の決定と性能検証結果」秋田、鳥居、笠原、石川、植田、田中、小川  
研究報告 T 91072 (平成4年6月)

#### 本研究に関わる特許出願

整理番号	件名	出願年月日	出願番号	共同出願者
KT717	誘導コイルの損失測定方法	昭和62/05/28	昭62-129864	
KT718	誘導コイルの損失測定法	昭和62/03/09	昭62-53827	
KT992	極細多芯超電導線	平成1/12/07	平1-318674	㈱東芝
KT101	交流用超電導燃線(1)	平成2/03/30	平2-80680	古河電気工業㈱
KT101	交流用超電導燃線(2)	平成2/03/30	平2-80681	古河電気工業㈱
KT110	超電導線材およびそれを用いた交流用超電導コイル	平成3/05/13	平3-107476	東芝



