UDC 621.039.623: 621.318: 537.312.62

論文

60-B67

アルミ安定化超電導線を用いた 3 MJ パルス超電導マグネットの設計製作と通電特性

正員 立石 裕 (電総研)

正員 大西 利 只 (電総研)

正員 小室 和 男 (電総研)

正員 小山 健 一 (電総研)

1. ま え が き

核融合炉開発の中心となっているトカマク形装置はトロイダルコイルとポロイダルコイルの2種類の磁石系を必要とし、実用炉ではいずれの系も超電導化されねば炉としての経済性が成立しない。このため大形超電導マグネットの開発は、核融合の実用化にとって重要な課題の一つである。特にポロイダルコイル系は、交流磁界を発生しなければならないため、直流マグネット技術をそのまま転用することはできず、新しい技術開発が必要である。電総研では、ポロイダルコイル特にプラズマ誘導加熱用の OH (Ohmic Heating) コイルの開発を目指して、パルス超電導マグネットの研究開発を進めてきた。その結果、蓄積エネルギー 3 MJ 級のマグネットの開発に成功した。本論文では導体の開発とマグネットの設計製作について述べるとともに、通電特性の検討を行なう。

2. 導体の開発

大形パルスマグネットの運転条件の設定は議論の分かれるところである。我々は、システムの一部として高い信頼性を要求される核融合装置のような場合には、安全性を重視して(少なくとも冷却端回復の意味で)完全安定化された運転が望ましいと考える。しか

るに、通常の銅による安定化では、完全安定化のために大量の銅が必要になり、電流密度の大幅な低下が避けられないうえに、交流損失を増加させるという難点もある。このため、われわれは高純度アルミニウムを安定化材として用いることを試みた。また、交流損失低減のために CuNi 外皮層をもった超電導素線を採用した。いずれも MJ 級パルスマグネットとしては初めての試みであり、開発の重要なポイントである⁽¹⁾。

〈2・1〉導体の設計 概念設計の結果、運転電流 5,500 A で中心磁界 6 T、巻線内径 40 cm をもつマグネットを開発目標とした。この基本条件下で、高電流密度、完全安定性(即ち回復電流を 5,500 A 以上とする)、低交流損を達成するために導体に要求される条件を検討する。

(1) 電流密度 導体の電流密度が高いほど、マグネットの磁界係数(単位電流あたりの発生磁界)は大きくなり、冷却チャネルや補強材に使える空間が大きくなり、安定な運転が可能になる。このため、なるべく高い電流密度が望ましいが、臨界電流の 85% 以上での運転を考えると超電導体の臨界電流密度から、導体部分で 50 A/mm² 以上の運転電流密度を目標とする。

(2) 安定化 超電導線の回復電流 I_r は(1)式で与えられる⁽²⁾。

$$I_r = (A \cdot P \cdot Q_r / \rho)^{1/2} \dots\dots\dots (1)$$

A: 導体の断面積, ρ : 導体の平均比抵抗,

P: 導体単位長あたりの有効冷却表面積,

Q_r : 回復熱束

導体を構成する一次燃線の本数を 90 本、外径を 0.86 mm とし、回復電流の定格運転電流に対する余裕を 10%, 即ち回復電流を 6,050 A とすると、 $Q_r \sim 0.4$

The Development of a 3 MJ Pulsed Super-Conducting Magnet with Aluminum-stabilized Conductor and its Operating Characteristics. By Hiroshi Tateishi, Member, Toshitada Onishi, Member, Kazuo Komuro, Member & Kenichi Koyama, Member (Electrotechnical Laboratory)

立石 裕: 正員, 電子技術総合研究所

大西利只: 正員, 電子技術総合研究所

小室和夫: 正員, 電子技術総合研究所

小山健一: 正員, 電子技術総合研究所

W/cm² および P として全表面積の 12% 程度の値は可能であるので、 $I_c/90 \geq 6,050$ から、 $\rho \leq 1.67 \times 10^{-10}$ Ωm という条件が得られる。 ρ をこの値に抑え、上の計算で仮定した Q_c と P の値を達成すれば、定格での完全安定化は十分に可能である。

(3) 交流損 変動磁界中では、超電導線にも損失が生じる。この損失は主にヒステリシス損と結合損から成る。ヒステリシス損は、超電導体の磁化が外部磁界に対してヒステリシス特性を持つことに起因し、臨界電流密度 J_c が(2)式で表される Kim モデルに従うとすれば、磁界が $0 \rightarrow B_m \rightarrow 0$ と変化するとき単位体積あたり(3)式で与えられる⁽³⁾。

$$J_c = \alpha_c / (B + B_0) \dots\dots\dots (2)$$

$$\omega_H = \lambda \cdot \mu_0 \cdot \alpha_c \cdot d \cdot \ln((B_m + B_0)/(B + B_0)) \dots\dots\dots (3)$$

α_c, B_0 : 材料によって決まる定数, B : 外部磁界, λ : 超電導体の占積率, B_m : 最大磁界, d : 超電導フィラメントの半径

一方、結合損とは超電導フィラメントが安定化材を介し電磁的に結合することにより生じ、単位体積あたり(4)式で表わされる⁽⁴⁾。

$$\omega_P = (\Delta B)^2 \cdot \tau_e / (t_e \cdot 2 \mu_0) \dots\dots\dots (4)$$

ΔB : 変動磁界の振幅, t_e : 実効的な変動時間

これから判るように、磁界の変動幅と時間変化率が大きいほど結合損がふえる。 τ_e は結合電流の減衰時定数であるが、導体断面方向の比抵抗に反比例し、よりピッチの二乗に比例する。 τ_e が全体で 1 ms 程度であれば、 $t_e \sim 1$ 秒であるので、結合損は蓄積エネルギーの 0.1% 以下となり、ヒステリシス損はフィラメント径を 20 μm 程度にすれば通常は 0.1% 以下に抑えられるので、全損失は 0.2% 以下となり、炉設計からのポロイダルマグネットに対する要請を満足できる。

銅の比抵抗は、残留抵抗比 150 の材料でも、4.2 K、零磁界で 1.1×10^{-10} Ωm であり、更に磁気抵抗効果により増加し、6 T では 3×10^{-10} Ωm に達するため安定化材として銅を使用する限り、高電流密度と完全安定性を同時に達成することは実質上不可能である。そこで、極低温で銅よりも比抵抗が 1 けた小さく、磁気抵抗効果も少ない、純度 99.999% の高純度アルミニウムの利用が有望となる。我々はアルミを超電導素線と同等程度の太さの線としてより合わせることを考えた。これにより安定性は向上するが、逆に素線間結合が起こり易くなり、交流損の増加を招く。従って、条件(3)との兼ね合いから、超電導素線として我々が提案した⁽⁵⁾、外皮層全体を CuNi としたものを採用する。

図 1 導体の構成と諸元

Fig. 1. Illustration of the cable cross section and parameters of the cable.

この素線とアルミ線をより合わせ一次より線とするが、そのままでは素線とアルミ線との接触が機械的接触に限られ、常電導発生後の電流分なが滑らかに行なわれない危険性がある。そこで一次より線についてはハンダ含浸を行なった後成形して一体化を図る。このようにして決定したのが、図 1 に示した導体構成である。子より線(一次より線)では、アルミ間のうず電流を切るため、素線とアルミとを交互に配置するとともに、中央に素線を置いて機械強度を上げている。交流損をふやさないこと、および条件(1)の冷却表面の確保のため、ハンダ含浸はこの段階にとどめ、以後の高次より線では行なわない。中より線(二次より線)は、子より線 6 本をフォルマル絶縁した CuNi 線のまわりにより合わせ、カプトンテープで部分絶縁を施してある。親導体(三次より線)はカプトンテープで完全絶縁したステンレス鋼帯を中心に、中より線 15 本をより合わせた後、0.5 mm 厚のノメックステープを 46% の表面露出率を確保するように螺旋巻きした、平角成形より線である。ノメックステープはターン間の絶縁用であるとともに導体幅広面方向の冷却チャネルを形成する。

〈2・2〉導体の電磁特性の評価 実際の導体製作に入る前に試作を行ない、導体の電磁特性を測定して設計の妥当性を検証した。

まず長さ 10 cm の子より線を用いて、電流電圧特性を調べた。試料は成形後未焼鈍のものである。図 2 に特性の一例を示す。 I_c (臨界電流) が 60 A であるのに対し I_r は 190 A と I_c の 3 倍強に達しているの

図 2 子より線の電流電圧特性

Fig. 2. Current-voltage characteristics of the 1st-level subcable.

みならず、常電導への転移後膜沸騰領域への飛びが起こるまで、安定した磁束流電圧が存在し、素線からアルミへの電流分が滑らかに起こっていることがわかる。これにより、高純度アルミの安定化材としての優秀性が実証されたといつてよい。完全常電導への転移点から電流零へ内挿した直線の傾斜から、子より線の平均比抵抗 ρ が $2.9 \times 10^{-10} \Omega \text{m}$ (6 T) であることがわかる。本試料は被覆なしの裸線であるため、 P としては全表面積がとれるので、 $P = 0.086 \pi \times 1 \text{ cm}^2/\text{cm}$, $A = 0.043^2 \times \pi \text{ cm}^2$ と上記の ρ の値により(1)式から回復熱束 Q_r として 0.77 W/cm^2 という値が得られる。本測定では、電圧端子間距離が 5 cm とやや短いため、両端での熱の逃げが大きく Q_r は実際の値よりも大きくなっていると考えられるが、 0.4 W/cm^2 以上という条件は十分達成可能であろう。また、焼鈍後の子より線の比抵抗を四端子法で測定した結果、 $1.6 \times 10^{-10} \Omega \text{m}$ (6 T) という値が得られたので I_r としては更に高い値を期待できる。

次に、構成は図 1 と同じであるが、超電導フィラメントが少ないため I_c が低く、かつ純度 99.99% のアルミを使った親導体を試作し、 I_r を測定して有効冷却表面積の評価を行なった。このとき巻線状態を模擬した冷却チャネルを設けている。試料長は 60 cm、電圧端子間距離は 10 cm である。実験の結果、6 T で 2,160 A という I_r が得られたのでこれから親導体の投影表面積あたりの Q_r を求めると、 0.13 W/cm^2 となる。別の測定からこの導体に用いた子より線の回復熱束は 0.3 W/cm^2 であることがわかっているのので、(子より線の有効冷却表面積) $\times$ (子より線の回復熱束) = (親導体投影表面積) $\times$ (親導体の回復熱束) と考えて、子より線の有効冷却表面積を求めた後、全表面積に対する割合を計算すると約 9% となる。一方、導体の幾何

図 3 親導体の交流損失

Fig. 3. The ac losses of the final cable.

学的形状を元に子より線の表面露出率を計算すると、3.6% となる。従って親導体での冷却に有効な表面の割合は、幾何学的に求めた露出率の少なくとも 2 倍以上を期待してよいであろう。そこで親導体の最終仕様に基づいて計算すると、有効冷却表面積は全表面積の 17% 以上となる。以上により条件(2)が満足されることから、親導体中での子より線の I_r は少なくとも 67 A 以上であり、親導体としては、6,050 A (6 T) 以上に達し、 I_r 以下での運転という完全安定性を達成できることになる。

次に、図 3 に親導体の交流損失を電気的に測定した結果を示す。損失は子より線の体積で規格化しており、 t_e^{-1} に対してプロットされている。 $t_e^{-1} \rightarrow 0$ への内挿値が $B_m = 4 \text{ T}$ でのヒステリシスを表わす。また(4)式から判るように、破線の傾きから τ_e が計算でき、本導体では 0.93 ms という値になり条件(3)を達成できることがわかった。これにより、交流損を蓄積エネルギーの 0.2% 以内に抑えるという OH コイルの条件を十分に満足できる。

3. マグネットの設計製作

OH コイルがパンケーキ構造になると考えられることと、製造可能な導体の単長を考慮して、本マグネットはダブルパンケーキコイルを 12 個積層する構造とした。マグネットの設計諸元を表 1 に示す。

各ターンの半径方向の電磁拡張力を試算すると、最も強い中心コイル最内層で 640 kg となる。この拡張力を保持するため、巻線時に 200 kg の引っ張り力を

表 1 3 MJ パルスマグネット諸元
Table 1. Parameters of 3 MJ pulsed magnet.

巻線内径	400 mm
巻線外径	860 mm
巻線高さ	625 mm
ターン数	792
構成	12ダブルパンケーキ
導体長さ	1,570 m
コイル重量	1,600 kg
インダクタンス	0.26 H
中心磁界	6.2 T
最大磁界	6.6 T
定格運転電流	5,500 A
蓄積エネルギー	3 MJ at 5,500 A
平均電流密度	30.3 A/mm ² at 5,500 A

加えこれによって生じる内向きの面圧が順次内層へ積算されると考えて計算すると、拡張力はすべて導体内部のステンレス鋼帯の材料強度内で保持できる。しかし、面圧の伝達が完全ではないと考えられることから、補強と軸方向電磁圧縮力の支持、およびターン間絶縁を兼ねて、別のステンレス鋼帯を導体と平行に巻き込むこととした。軸方向圧縮力の積算値はマグネット中央面で 400 t (面圧としては約 1 kg/mm²) に達するが、これを均一に伝達させ支持するために、強固なスペーサが必要になる。このため、各ダブルパンケーキ間に厚さ 8 mm のスペーサを、ダブルパンケーキのシングルパンケーキ間に厚さ 4 mm のスペーサをそれぞれ挿入した。この結果、導体部分の電流密度 50 A/mm² が全体としては 30 A/mm² になっている。これらのスペーサを始め、上下の締めつけフランジ、巻くなどの構造材にはうず電流損の発生を防ぐために GFRP (ガラス繊維強化プラスチック) を使用している。

図 4 に、導体の I_c 、 I_r およびマグネットの負荷曲線を示す。定格運転電流は負荷曲線上の I_c の 92% に達しており、安定裕度は約 0.5 K と厳しい条件下にある。問題は I_r が定格運転電流の 85% にとどまったことで、このため当初考えていた定格での完全安定性が達成できなくなった。これは使用したアルミの残留抵抗比が 1000 程度までしか回復せず、第 2 章で述べた条件 (2) の一部が満足できなかったことによる。これについては種々の金属学的調査を実施したが、決定的な原因はつかめていない。このため、マグネットの安定性は当初より厳しくなり、巻線などの動きの防止が必要となる課題となった。

〈3・1〉 マグネットの予備圧縮 我々が開発した導体はアルミを素材の一部として利用しているうえに、多段のより線であるため機械的特性にやや問題があると考えられるので、電磁力対策が重要な課題とな

図 4 導体の電気的特性と負荷曲線

Fig. 4. I_c and I_r of the final cable and the load line of the magnet.

図 5 巻線状態を模擬した圧縮試験

Fig. 5. Cable contraction due to compressive load P in the situation simulating a double pancake coil.

る。更に、マグネットでは補強用ステンレス鋼帯 (以下、外部補強鋼帯、と呼ぶ) が加わるため、これを模擬した状態での圧縮試験を行ない、その結果に基づいて外部補強鋼帯の幅を決定した。図 5 に試験方法と結果を示す。長さ 7 cm のノメックステープ込みの親導体と外部補強鋼帯を、4 ターン分短冊状に束ね、上下

層間にスペーサを入れてダブルパンケーキ巻線を模擬した状態で、図のような圧縮荷重を加え、エッジ方向の圧縮量を調べる。このとき、上下で導体と外部補強鋼帯の相対位置がずれて、導体に最も応力のかかりやすい状態として、最悪条件での実験となるようにしている。導体幅広面には、巻線張力により発生する面圧 0.05 kg/mm^2 に相当する荷重で、あらかじめ圧縮を加えておき、エッジ方向の応力によるひずみが逃げないようにしてある。

図中の点Bは、最大電磁圧縮力相当の面圧を表す。外部補強鋼帯の幅を導体幅よりやや小さめにしておくと、荷重は最初導体だけにかかっていることから、低荷重領域のヤング率が極めて小さいことがわかる。圧縮荷重が大きくなるにつれ、導体の隙間が徐々につぶれて縮んで行く結果、全体としての剛性が上がって行く。従って外部補強鋼帯の幅を、最大圧縮力が加わったときの導体幅と同じになるようにしておけば、導体に荷重が必要以上に集中することもなく、外部補強鋼帯の座屈も避けられる。荷重を除荷し、更に加えるという操作を繰り返すと、導体の初期縮みが固定化され、初期状態が点Aとなる。従って、励磁中に電磁力による導体の緩みが生じないようにするには、導体の初期状態を少なくとも点Aにしておく必要があり、そのためには最大電磁圧縮力に相当する力で、あらかじめ圧縮を加えておけば十分である。

我々は圧縮試験に使用し、最大圧縮力相当の圧力を経験した導体の I_c と I_r を測定したが、特に顕著な劣化は見られなかった。従ってこのような圧縮試験を行っても、導体の電磁特性の劣化はないと考えられる。

以上の結果から、図6に示すように、スペーサは巻

図6 ダブルパンケーキ構造

Fig. 6. The structure of a double pancake coil arrows show the flow of helium bubbles.

わくにのせずに巻線部とともに軸方向に可動な構造とし、かつ巻く間に1mmのギャップを設けて軸方向の圧縮余裕を確保して、ダブルパンケーキ巻線終了後、およびダブルパンケーキ積層完了後の計2回、400tの力で予備圧縮を行なった。

〈3・2〉 マグネット締めつけボルトの検討 12個のダブルパンケーキを積層し、各コイル間を接続した後400tで圧縮するが、この状態を維持するにはボルトで締めつければよい。しかしこのとき、締めつけボルトは全体で400tの圧縮力を維持するため、これに相当する張力を発生しなければならない。これを応力に直すと 41 kg/mm^2 となり、通常用いる SUS 304 材の0.2%耐力(常温)をはるかに超えてしまう。逆にこの材料強度内に抑えようとする、残留締めつけ力が160tにしかならず予備圧縮の効果が小さくなる。マグネットの構造上、ボルトの本数を大幅にふやすのは困難なので、我々は材料強度を上げることで対処することとし、検討の結果、 65 kg/mm^2 の0.2%耐力をもつ A286 鋼製ボルトを採用した。これにより、400tで圧縮した状態でボルト締めを行ない、除荷後ボルトを増し締めして400tの締めつけ力がかかった状態を維持できる。マグネットを励磁すると電磁圧縮力が発生するため、巻線部・ボルトともに縮むが、最終的に400tの電磁力が加わった状態を検討する。巻線部は図5のような非線形の特性的をもった弾性体であるが、400tで圧縮されている領域では特性が線形と見なせ、実測から 83 t/mm のばね定数をもつことがわかる。一方 A286 鋼ボルトは弾性領域にあり、全体としてのばね定数は 290 t/mm である。電磁力による縮み量を $x(\text{mm})$ 、電磁圧縮力を $y(\text{t})$ とすると、巻線部が受ける圧縮力=電磁圧縮力+ボルト締めつけ力(電磁力によりボルトが縮むため、励磁されるにつれて減少する)という関係から、次式が成立する。

$$400 + 83x = y + (400 - 290x)$$

上式で $y=400$ とおくと、 $x=1.07$ となり、400tの電磁力発生時でも $400-290 \times 1.07=90 \text{ t}$ の残留締めつけ力が存在していることがわかる。

図6はダブルパンケーキの冷却チャネルの構造を模式的にしめしている。交流損により巻線部に生じたヘリウムガスは、図中の泡分離板により軸方向の速度成分を得て、巻わくに設けた軸方向のチャネル、または巻線部外側のスペーサによるチャネルを通して、外部に排斥されるようになっている(冷却チャネルの詳細については紙面の制約上省略する)。

図7は完成したマグネットの全景である。

図 7 完成した 3 MJ パルスマグネット
Fig. 7. The 3 MJ pulsed superconducting magnet.

4. マグネットの通電特性

〈4・1〉 直流励磁試験 初めに、10 kA-40 V の電源により直流励磁試験を行なった。励磁速度は 125 A/S、または 12.5 A/S である。マグネットの出力電圧と電流掃引速度からインダクタンスを算出した結果、0.2 H と設計通りの値を得た。最大通電電流を徐々にふやして行き、トレーニングなしで定格を超える 5,540 A 通電を達成することができた。このとき最大経験磁界は 6.65 T、蓄積エネルギーは 3.07 MJ に達している。その後通電を繰返したが、巻線の動きを示すと思われるような現象は全く観測されなかった。

〈4・2〉 パルス励磁試験 本マグネットと類似した仕様をもつ 4 MJ 級パルス超電導マグネット⁽⁶⁾と、容量 5 MW のチョッパ回路方式によるエネルギー移送装置⁽⁷⁾を開発し、これらを電源として 3 MJ マグネットのパルス励磁を行なった。このシステムについては別報で詳述する予定である⁽⁸⁾。

パルス試験での最も速い励磁は 4,950 A/1.5 S であり、これは 4 T/S で 5.94 T までの励磁に相当する。また最大パルス通電は 5,400 A/3 S で、6.48 T まで 2.16 T/S の運転である。いずれの場合にもクエンチ（常電導転移）検出用のブリッジ電圧には、巻線などの動きを示すような電圧スパイクは観測されず、直流の場合と同様に安定した励磁特性である。直流試験ならびにパルス試験を通じてマグネットは一度もクエンチせず、常電導電圧の発生も見られなかった。CuNi は熱伝導率が低いためパルスマグネット導体に大量に用いると、熱はけが悪くなり安定性を損うのではないかという意見があるが、本マグネットの試験結果から

判断するとそのような問題はなく、素線の CuNi 外皮が定常的な安定性に悪影響を与えることはないといつてよい。

本マグネットの安定裕度は 0.5 K であり、これは断熱条件では 1.1 mJ/cm³ の熱じょう乱に相当し、更に巻線の動きに換算すると導体 1 m あたり約 1.6 μm になり、かなり厳しい条件である。定格で完全安定化されていないにもかかわらず、パルス運転時に常電導転移が生じなかったのは、このようなミクロな巻線の動きも発生しなかったと考えることもできるがこれは楽観的すぎる見方と思われ、別の解釈が必要であろう。

Iwasa 氏の臨界電流裕度理論⁽⁹⁾によると、安定裕度が、最大核沸騰熱束を維持できる、液体ヘリウムと導体の温度差 θn 以上であれば、導体によって決まるある限界熱束以上の過渡的なじょう乱が発生しない限り、マグネットの安定な運転が可能である。この限界熱束は一般に 10~50 mJ/cm² という値が得られており、機械的じょう乱が全て熱になると仮定して計算すると、これは本マグネット導体の場合 90~400 μm 程度の動きに相当し、10 ms 程度の過渡じょう乱とすれば 60~260 mV の電圧を生じる。電圧計測からは少なくとも 100 mV を超える電圧スパイクは観測されていないので、上記の限界熱束を超えるじょう乱は発生していないと考えてよいであろう。また θn は 0.2~0.4 K であるため、本マグネットでは上記の条件がいずれも満足されており、安定な運転の達成はこの理論で説明できる可能性が高い。

図 8 はパルス試験での動ひずみの測定結果である。この図には示していないが、立ち上がりの部分は電流値

図 8 パルス励磁での動ひずみ
Fig. 8. Dynamic strains in pulsed operations.

の二乗に比例しており、半径方向・軸方向とも予備圧縮の効果が現われ、圧力が滑らかに伝達されていることがわかる。実線は締めつけボルトのひずみの計算値であるが、巻線外層の外部補強鋼帯と FRP スペーサは、電流値が大きくなっても電流の二乗に比例したひずみを示しているのに対し、締めつけボルトのひずみは飽和しかけているように見える。この原因としては、冷却時の熱ひずみによって締めつけボルトがあらかじめ縮んで、ボルトの残留締めつけ力が設計値より少なくなり、定格付近で 0 に近くなっていること、または、電流値の高い所では電磁圧縮力の伝達が不完全になり、すべての力が積算される訳ではないこと、が考えられるが、この点については今後の実験で計測を繰り返して明らかにする必要がある。

(4.3) マグネットの交流損失 クライオスタットの蒸発ヘリウムガス量を、熱式流量計で測定し交流損失の評価を試みた。但し、本マグネットにはステンレス製クライオスタットを使っているため、液体ヘリウム槽でのうず電流損失も含まれる。図 9 はパルス試験での 1.5 秒励磁での全損失の測定結果である。マグネットの交流損失 W は、局所的な損失密度を $p(\vec{r}, t)$ とすると、 $W = \iint p(\vec{r}, t) dt d\vec{r}$ により、求められる。導体のヒステリシス損の磁界依存性と結合時定数は既に短尺試料での測定により得られているので (2.1) 節の (3) 式および (4) 式)、磁界の変化パターンを決めれば $\int p(\vec{r}, t) dt$ が計算できる。従って、マグネッ

図 9 蒸発ヘリウムガス量から求めたマグネットの交流損失 (クライオスタットのうず電流損を含む)

Fig. 9. Galorimetrically measured ac losses of the magnet, including the eddy current losses of a cryostat.

表 2

Table 2.

要 目	固定子巻線	回転子巻線
相 数	3	3
極 数	4	4
スロット数	36	24
毎極毎相のスロット数	3	2
一コイルの巻数	16	11
各相の直列巻回数	96	88
巻線の種類	2層重巻	2層重巻
コイルピッチ	8/9短節巻	5/6短節巻
導体断面積	0.785mm ² ×4	0.636mm ² ×4

トの各ターンの磁界分布を計算して空間積分を和に置き換えてやれば W が求まる。また、ヘリウム槽を 1 ターンコイルに分割して考え、各要素に対する鎖交磁束に基づいて起電力を計算することにより、うず電流損が近似的に得られる。図 10 の実線はこのようにして求めた計算値である。実測値と計算値が良く一致しているの、巻線部の交流損失は設計通りの値に抑えられていると考えてよいであろう。この結果から推定すると、クライオスタットのうず電流損を除いたマグネット本体の損失は、5,500 A 1 秒運転の場合で 2.85 kJ となる。これは蓄積エネルギーの 0.095% に相当し、0.2% 以下という OH コイルの条件を十分に満足できる。

5. む す び

高純度アルミにより安定化されたパルス超電導線を用いて、蓄積エネルギー 3 MJ のパルス超電導マグネットを開発した。本マグネットは電磁力による巻線の動きの防止に重点を置いて製作され、トレーニングなしで定格までの励磁に成功し、パルス運転でもクエンチしていない。マグネットの交流損失は OH コイルで要求される水準よりも十分に少ないことがわかった。本マグネットの開発を通じて明らかにした点を以下に要約する。

(1) 高純度アルミニウムはパルスマグネット導体の安定化材として十分に使用に耐え得る。特に高電流密度と高い安定性を同時に達成するには必須であるといえてよい。今後の課題としては、疲労特性が問題になるであろう。

(2) 外皮層全体を CuNi にした三層構造素線は、結合損失の低減に極めて有効であり、パルスマグネットに用いても熱的な不安定性をもたらすことはない。

(3) マグネットの安定な運転を達成するには、冷却チャンネルを十分に確保したうえで、巻線の動きを徹底的に抑える必要がある。特に、励磁前にマグネット

を予備圧縮して巻線部の剛性を上げておくことは、励磁中の巻線の動きの防止に極めて有効である。

(4) マグネットの巻くやフランジなどの構造材には変動磁界によるうず電流損の発生を防ぐため、非導電性の材料を可能な限り使用すべきであるが、熱収縮率の調節に注意すれば、GFRP で十分である。但し、マグネットが更に大形化し実機レベルになっても使用できるかどうかについては、放射線による劣化の問題もあり、更に研究開発が必要であろう。

最後に、本研究を進めるにあたり、終始緩かい御支援を賜りました、電子技術総合研究所エネルギー部長(現次長)杉浦 賢氏、同所エネルギーシステム部長 相山義道氏に深く感謝いたします。また、マグネットの製作を担当され、実験に御協力いただいた、(株)三菱電機、市原 直氏、伊丹計喜氏、(株)住友電工、永田正之氏、須沢千鶴氏をはじめ関係者各位に謝意を表します。

(昭和59年8月28日受付、同60年1月28日再受付)

文 献

- (1) T. Onishi, et al.: "Fabrication of cryostable, low-loss cable for a pulsed superconducting coil" *Proc. of 9th Symp. on Eng'n'g problems of Fusion research*, p. 1314 (1981)
- (2) B. J. Maddock, et al.: "Superconductive composites: Heat Transfer and Steady state stabilization" *Cryogenics* 9, No. 8, p. 261 (1969)
- (3) J. E. C. Williams: Superconductivity and its applications p. 80 (1970)
- (4) B. Turck: "Coupling losses in various outer normal layers surrounding the filament bundle of a superconducting composites" *J. Appl. Phys.* 50, No. 8, p. 5937 (1979)
- (5) H. Tateishi, et al.: "The influence of solder-filling on the ac losses of pulsed superconducting cable" *Cryogenics* 22, No. 10, p. 509 (1982)
- (6) 立石, 他: 「4 MJ 級パルスマグネットの開発と直流試験結果」電気学会研究会資料(静止器研究会), SA-83-70 (昭58-11)
- (7) 立石, 他: 「MW 級エネルギー移送装置」第29回低温工学研究発表会予稿集, p. 95 (昭58-5)
- (8) 立石, 他: 電気学会論文誌投稿予定
- (9) Y. Iwasa: "A critical current-margin design criterion for high performance magnet stability" *Cryogenics*, 19, No. 12, p. 705 (1979)