高電圧型超電導交流マグネットの開発

住吉 文夫, 松山 幹男, 笠原 奉文

鹿児島大学工学部電気工学科 鹿児島市郡元 1-21-40

(1987年3月19日受理)

Development of Superconducting ac Magnets of a High Voltage Type

Fumio SUMIYOSHI, Mikio MATSUYAMA and Hirofumi KASAHARA

Department of Electrical Engineering, Kagoshima University, 1-21-40 Koorimoto, Kagoshima 890

(Received March 19, 1987)

Synopsis :

Experimental study was carried out on superconducting ac magnets with a high terminal voltage immersed in liquid helium. As a preliminary experiment, we measured ac breakdown voltage of liquid helium boiling at 4.2 K under normal atmospheric pressure. Based on these data including the effects of the magnetic field or the bubbles boiling from the electrode surface on the breakdown voltage, we designed and made the 50 kVA ac magnet wound by a multi-filamentary wire with fine Nb-Ti filaments. The magnet has cooling channels in each layer which act as an electrical insulator as well as a conduit of coolant. This test magnet of a high voltage type was successively charged up by means of the resonance circuit with static condensers for various frequencies. The observed ac losses and quench currents of the magnet were in a good agreement with theoretical ones.

1. 序

超電導マグネットの冷却法としてシンプルで多くの実績がある浸漬冷却方式では、高い安定性を得るためにクーリングチャンネルを設けるが、これはマグネットの高電流密度化という点でマイナス要素である。しかし、このチャンネル内の液体ヘリウムは、マグネットの電圧が高くなった場合には最も信頼できる絶縁物として振舞い、マグネット電気絶縁のフェイルセーフの最後の砦として重要な役割を担うので、その電気絶縁の研究は重要である。とくに発電機やトランス等の電力機器に用いるマグネットの場合には、電気絶縁に関して長期的な信頼性や保守管理の容易さまでも強く要請されており、この場合液体および気体ヘリウムの絶縁特性の基礎的な研究のみでは不十分であり、マグネットの実際的な使用条件における電圧（局所的な電界）の発生状況の把握とその際の絶縁特性までを調べておく必要がある。

液体ヘリウムやガスヘリウムの電気絶縁に関しては従来より多くの基礎研究がなされてきている¹⁻³⁾。それらによると、ガスヘリウムの絶縁破壊電圧は液体ヘ

リウムのそれより低く、ギャップ長の増加とともに上昇し、理論的にはパッシェンの法則に従うとされている²⁾。一方液体ヘリウムの絶縁破壊電圧は、一般にばらつきが多いものの低圧側電極の材質や形状に依存し電圧変化が数 μsec 以上の時定数であればその変化スピードにはよらない。

ところで、液体窒素の実験から熱バブルが発生している状況では液体ヘリウムの絶縁特性が変化することが推測される。また液体ヘリウム中の電極間に磁界が印加されている場合、磁気力を利用した遮断器などと同様に、絶縁破壊特性が変化することが予測される。これらに関するデータは、前者に関連したものが最近示されたのみでこれまであまり得られていない³⁾。また、このクーリングチャンネルおよび巻線材の形状や巻線方法はマグネットの絶縁特性と関連するばかりでなく、その安定性や損失にも直接関係しているが、これらを総合的に検討した例はこれまでにない。

本研究の目的は、浸漬冷却方式超電導交流マグネットの実際的な使用状態における電気絶縁について検討を行い、高エネルギー密度型の交流マグネットの設計に資することである。本研究では、クーリングチャン

ネルを持つ高電圧型の交流マグネットの電気絶縁について具体的に検討する。まず予備実験として、マグネットの運転時に発生する熱バブルや磁界などの因子が絶縁耐圧に及ぼす影響について調べる。さらに、得られたデータを基にして実際に 50 kVA 級の浸漬冷却方式の高電圧型交流超電導マグネットを設計・試作してその特性について調べ、このタイプのマグネットの損失や安定性と電気絶縁との関連性について検討する。

2. 液体ヘリウムの絶縁試験

液体ヘリウムの大気圧沸騰状態の絶縁試験を行うために、Fig. 1 に示すような実験装置を製作した。FRP デュワの中に置かれた超電導直流マグネット内に a 電極または b 電極を配置し、60 Hz の交流絶縁破壊電圧 V_B を測定した。a 電極は、縦置き円柱対円柱真ちゅう電極であり、高圧側電極が直径 3 mm、低圧側電極が直径 5 mm である。デュワの上部より高圧側電極を回転させることにより電極間距離を変えることができる。一方 b 電極は、針対平板銅電極で、水平に置かれた直径 14 mm の円盤状低圧側電極の内部に埋め込まれたヒータによってその表面から発生するバブルをコントロールできるようになっている。円板状電極の上方にある針電極は上下でき、低圧側電極との距離を変えられる。電源は試験用トランスを用い、昇圧スピ

Fig. 1 Arrangement of electrodes in the superconducting dc magnet. a: cylinder-cylinder electrodes made of brass. b: needle-plain electrodes made of copper. and indicate the electrode of a high voltage side and a low one, respectively. In the plain electrode, a heater was mounted.

Fig. 2 Gap length dependence of the ac breakdown voltage for the a-type electrodes.

Fig. 3 Magnetic field dependence of the ac breakdown voltage for the a-type electrodes in liquid helium.

ードは約 1 kV/sec であった。なお、本論文の電圧および電界は、とくに断ったもの以外は実効値で表わす。

Fig. 2 は、a 電極の場合における直流磁界 B を加えていないときの液体ヘリウムの V_B の電極間距離 d 依存性である。同図から明らかなように、液体ヘリウムの V_B は非常にばらつきが多いものの d が増すと増加の傾向にある。次に、a 電極について V_B への B の影響をプロットしたのが Fig. 3 である。電極間につながったアークに加わる電磁力は B に比例して強くなるが、 V_B の測定値は B の増加に伴っていくぶん増加

Fig. 4 The effect of a heat flux from the plain electrode on the ac breakdown voltage for the b-type electrodes in liquid helium. The breakdown voltage for $q=3 \text{ W/cm}^2$ depends on the time passing till starting a sweep of test voltage after switching on the heater power.

の傾向を持つに過ぎない。これは、 V_B がむしろアークの成長の初めの段階でしかも電極近傍の状態（条件）に依存していることを示唆している。

Fig. 4 に、b 電極についてバブルの出方による V_B の変化をプロットしてある。b 電極の低圧側電極表面からの熱流束 $q \text{ W/cm}^2$ が小さく、いわゆる核沸騰のときは、 $q=0$ の場合に比べてほとんど変化はみられないが、 q が大きくなっていわゆる膜沸騰になると V_B が $q=0$ の場合に比べて非常に異なる。これをもう少し詳しく調べてみるとヒータを ON してから試験電源電圧を昇圧させ始めるまでの時間 t_0 が短いときは一時的に V_B が $q=0$ のときより大きくなり、 t_0 が長くなると 4.2 K のガスヘリウムの V_B にほぼ等しくなってしまう。これらのデータは次のように解釈できる。すなわち $t_0 \sim 3 \text{ sec}$ 位では一時的に低圧側電極表面を薄い膜状のヘリウムガスが覆い、ガスヘリウムの誘電率が液体のそれに比べて小さいために高圧側電極表面の電界強度が弱められたことで V_B が $q=0$ のときに比べ高くなったと考えられる。当然 t_0 が長くなると電極間のほとんど全体がヘリウムガスに覆われてしまいヘリウムガスの V_B と同じになったわけである。これらのデータは、 V_B の測定の際に同時に行った破壊電圧および電流の波形の観察結果すなわち V_B の機構が針先からの電子なだれであるという結果からも裏付けられた。

以上の基礎データを基に液体ヘリウムの絶縁破壊を

起こす電極表面の電界強度について調べてみる。半径 r_1, r_2 の円柱状平行電極がある場合に電極表面の最大電界強度 E_m は $r_1 < r_2$ とすると r_1 の半径をもつ電極表面で生じ

$$E_m = \frac{d_0 - \alpha_1 - \alpha_2}{(d_0 - \alpha_2 - r_1)(r_1 - \alpha_1)} \frac{V}{\log(r_1 r_2 / \alpha_1 \alpha_2)} \quad (1)$$

となる。この式で d_0 は電極中心間距離で、電極間の隙間 d を用いると $d_0 = d + r_1 + r_2$ であり、 V は電極間の電圧である。また α_1 および α_2 は $\alpha_1(d_0 - \alpha_2) = r_1^2$ と $\alpha_2(d_0 - \alpha_1) = r_2^2$ の二つの方程式を満足するパラメータである。b 電極の V_B - d 依存性のデータに対して (1) 式を用いて E_m の値に換算しなおしてみると、 E_m は d が増すに連れいくぶん減少しているもののおよそ ($\pm 20\%$ 誤差内で) $1.7 \times 10^7 \text{ V/m}$ である。一方、針対平板電極についてのデータについて針先の最大電界強度を計算すると円柱対円柱電極の場合のデータとほぼ一致する。ところでマグネットの巻線に対しては、巻線の半径を r_0 として、(1) 式で $r_1 = r_2 = r_0$ とすると巻線表面における E_m が得られ、

$$E_m = \frac{(r_0 + \alpha_0)}{2r_0/(r_0 - \alpha_0)} \frac{V}{\log(r_0/\alpha_0)} \quad (2)$$

となる。ただし α_0 は $\alpha_0(d_0 - \alpha_0) = r_0^2$ を満足するパラメータで $r_0 \geq \alpha_0 \geq 0$ である。(2) 式および上述の絶縁破壊時の E_m のデータを用いると、マグネットを設計する際に巻線間または層間の距離をどれくらいにとるべきかの目安を得ることができる。なおその際、クーリングチャンネルや巻線間にある液体ヘリウムが発生熱によってガス化しガスヘリウムで満たされることやガス化せず液体ヘリウムのまま存在してもスパーサの端面による沿面放電の可能性などを考慮して、適当な安全率を採る必要がある。

3. 巻線に用いる交流用線材の電磁特性

Table 1 に巻線に用いた交流用 NbTi 極細多芯線

Table 1 Parameters of a multifilamentary wire.

Diameter of wire	0.209 mm
Diameter of wire after insulation	0.242 mm
Diameter of filament	1.03 μm
Number of filaments	9,720
Twist pitch	4.1 mm
NbTi/Cu/CuNi	1/0.35/2.88

Fig. 5 Hysteresis losses of multifilamentary wires with fine Nb-Ti filaments. In the presents paper, we used the wire with filaments of 1.03 μm in diameter. Broken line represents the theoretical value of the wire calculated by using the well-known critical state model of the pinning theory.

のパラメータを示す。線材径 $d_w (=2r_0)$ は 0.209 mm, NbTi フィラメント径 d_f は 1.03 μm , ツイストピッチ L_p は 4.1 mm であり, この種の線材として交流損失の低減を極限まで追求したものではなく, むしろある程度の交流損失を発生させることにより試作したマグネットの評価を得やすくすることを狙っている。

Fig. 5 にこの線材の履歴損失の磁界振幅 $B_m (= \mu_0 H_m)$ 依存性を示す⁴⁾。この損失は, 線材を直径約 17.6 mm, 長さ 50 mm の疎巻き単層ソレノイドコイル状に巻き, このコイルの軸に平行な交流磁界 (0.1 Hz) を外部のマグネットにより印加した場合の磁化曲線の面積から得られたものである。同図には参考データとして同じインゴットから作った断面形状が相似でフィラメント径 d_f の異なる数種類の線材に対するデータもプロットしてある。文献 4 でも議論したように, $d_f \leq 2 \mu\text{m}$ では中心到達磁界 H_p はピンの reversible 効果の影響を受け通常のピンニングに関する臨界状態モデルでは記述できない。しかしながら磁界振幅 H_m が H_p より十分大きい領域では, 線材単位体積当り一周期当りの履歴損失 W_h は臨界状態モデルによると⁵⁾

$$W_h = \frac{16}{3} \lambda B_p H_m;$$

$$B_p = \frac{1}{\pi} \mu_0 j_c (H_m) d_f \quad (3)$$

で計算した値とほぼ一致する。ただし, この式中の λ は線材内の超電導フィラメントの体積占有率, μ_0 は真空の透磁率である。この式中の j_c の値は当然磁界依存性をもつが, ここでは $j_c \propto B^{-1/2}$ を仮定し j_c を H_m に対する値で定義した。そのためこの式は通常用いる W_h の式の 2 倍になっている。なお, この線材の NbTi フィラメント間にある CuNi の厚みは約 170 nm であり, CuNi のコヒーレント長 $\xi_{\text{CuNi}} \approx 25 \text{ nm}$ に比べて十分長く, 近接効果は生じない。

一方結合損失 W_c は,

$$W_c = 2\pi \frac{f/f_c}{1+(f/f_c)^2} \frac{B_m^2}{\mu_0};$$

$$f_c^{-1} = 2\pi \tau_c = \pi \sigma_e \mu_0 \left(\frac{L_p}{2\pi} \right)^2 \quad (4)$$

で与えられる。ここで f は印加磁界の周波数である。この式に現れる等価横方向導電率 σ_e は, 線材のフィラメント領域中における NbTi フィラメントおよびそれをとりまく Cu の体積占有率 $\lambda' (=0.48)$ を用いて, $\sigma_e = \sigma_{\text{CuNi}} [(1+\lambda')/(1-\lambda') + 2C_0/d_w]$ で与えられる。ここで, σ_{CuNi} は CuNi の 4.2 K における導電率であり, C_0 は線材の外皮層の厚さで $2C_0/d_w = 0.19$ である。本線材に用いた CuNi 中の Ni の含有量は 10wt% であり, これに対する通常の σ_{CuNi} の値約 $7.1 \times 10^6 (\Omega\text{m})^{-1}$ を用いると $\sigma_e = 2.16 \times 10^7$ となる。この σ_e を (4) 式に代入すると結合時定数は $\tau_c = 5.78 \times 10^{-6} \text{ sec}$ となり, $W_c = 1.16 \times 10^2 f B_m^2$ となる。なお, 同種の線材についての久保田らの測定データ⁶⁾によると, σ_e は上記の値の約 2.6 倍になっており, τ_c および W_c も同様に約 2.6 倍したものになる。

4. 高電圧型交流マグネットの特性

Table 2 に試作した高電圧型の交流マグネットのパラメータを示す。まず直流励磁試験を行った。掃引速度は約 1 A/sec である。Fig. 6 に示すように, 数回の実験日ごとに (毎回室温まで昇温している) 異なるトレーニング現象が見られたが, 最高性能としては設計値の 92% 程度まで達することができた (後述の交流励磁試験は, このトレーニングのあとにおこなった)。マグネットのロードラインを Fig. 7 に示す。同図中には, 巻線に用いた線材 40 cm を単層コイル状にした短尺試料の臨界電流値も示してある。

このマグネットは自己インダクタンスが 0.49 H あ

Table 2 Parameters of a test magnet.

Inner diameter	42 mm
Outer diameter	71 mm
Height	100 mm
Inductance	0.49 H
Capacity	52~44 kVA
(Voltage rms)	3.8~2.7 kV)
(Current rms)	13.8~16.3 A)
Number of layers	12
Number of turns	4,884.5
Winding tension	1.3 kg
Maximum bending strain	0.5%
Cooling channel	1 mm (each layer)
Spacer (reinforced Bakelite)	5 mm ^w × 100 mm ^L

Fig. 6 Training effect of the dc quench current I_{q0} of the ac magnet.

るためにこれに 60~90Hz 程度の交流電流を流すと端子電圧が 3~3.8 kV にもなってしまう。そこでこのマグネットの絶縁設計は次のようにしてある。マグネットクエンチ時などは別にして、マグネットに一樣にインダクティブな電圧 V_L が分布しているとき、層間には最大 $V_L/6$ 、線間には最大 $V_L/4$ 、900 の電圧が加わる。1 mm 厚のスペーサを各層に入れクーリングチャンネルを確保しており、このとき、(2) 式を用いると巻線表面の最大電界 E_m は層間および線間でそれぞれ

Fig. 7 Load line of the ac magnet, where ■ represents the quench current (peak value) for various frequencies. The values of critical currents measured for the short sample coil are shown for two criteria, i.e., ○; 0.1 $\mu\text{m}/\text{cm}$, ●; 1 $\mu\text{m}/\text{cm}$. Solid and broken lines indicate the maximum field and the central field of the ac magnet.

$3.7 \times 10^2 V_L$, $5.9 V_L$ となり、 $V_L = 3.8 \text{ kV}$ でも、 E_m はそれぞれ $1.4 \times 10^6 \text{ V/m}$, $2.2 \times 10^4 \text{ V/m}$ である。これらは、2 章で議論した液体ヘリウムが絶縁破壊を起こすときの値 $E_m \approx 1.7 \times 10^7$ に比べ約 1 桁以上小さく絶縁破壊には至らないと考えられる。

我々はこのような高インピーダンス型のマグネットの交流励磁試験を行うために、Fig. 8 に示すような数個の電力用コンデンサを組み合わせるマグネットと直列に挿入することにより電源側からの無効電力分を補償する方法を採用した。電力用コンデンサは内部で 3 個のコンデンサが△結線され 1 台当りの容量は 200 kVA で、端子電圧は 6.6 kV である。マグネットの性能試験中にマグネット端子間の放電などによってコ

Fig. 8 Experimental circuit for testing the ac magnet with a high impedance.

ンデンサ両端の高電圧が駆動電源の出力側に戻って故障させる事故を防止するために、トライアックを用いた電源保護装置を回路中に挿入してある。このような測定回路を用いて高電圧型の交流マグネットを試験する方法は、1) 電源（電圧）が小さくてすむ、2) 周波数特性が実験でき損失などの評価に有効である、3) マグネットのクエンチ時のダメージが少ない、などの特長がある。この方法によって測定した励磁試験デー

Fig. 9 Frequency dependence of the ac quench current of the ac magnet.

Fig. 10 Observed loss power of the ac magnet, where P is a total loss power and $\langle P \rangle_{\text{MAG}}$ is a loss power density averaged over the whole wire. The solid lines are the theoretical values of the coupling current loss for 90.5 Hz and 64 Hz, respectively.

タを Fig. 7 および Fig. 9 に示す。最終的な最大電流値は設計定格電流値の 72% (54.5 Hz) または 61% (90.5 Hz) 程度まで達成できた。なお直流クエンチ電流 I_{q0} の最大値に対しては、78% (54.5 Hz) または 66% (90.5 Hz) となった。周波数を増すとクエンチ電流 I_q は、Fig. 9 のように減少する。

このクエンチ電流を決定する要因について調べるために、蒸発法によってマグネットの交流損失を測定した。Fig. 10 にその結果を示す。同図には (4) 式で与えられる結合損失をマグネット全体にわたって積算した理論曲線も示されているが、測定したデータはほとんど結合損失であることがわかる。この比較の際に用いたパラメータ σ_e は $4.3 \times 10^7 (\Omega \text{m})^{-1}$ であり、3 章で議論した久保田らの実測値の 1/1.3 になっている。測定データと結合損失との差が低電流側で見られるが、これは履歴損失であり理論的に予測される値とほぼ同程度である。

次に、マグネットのクエンチが結合損失によって誘発されたものと仮定して I_q の周波数特性が理論的に得られることを示す。Fig. 11 に示すように、結合損失率 P_e が線材の温度上昇 ΔT と $P_e \propto (\Delta T)^n$ という関係にあるとし、この ΔT により最内層の線材の臨界電流値が減少して I_q に達するとして計算すると、 $n \sim 1$ で I_q の周波数特性は実験データとよく一致する（この計算の詳細は付録 A に示す）。この温度上昇 ΔT は 90.5 Hz のときには約 2.5 K にも達しており、結合損失を抑える対策を講じればこのメカニズムによるクエンチは起きにくくなり I_q は上がるものと思われる⁷⁾。

5. まとめ

本研究では、高電圧型浸漬冷却超電導交流マグネットに関する基礎的な考察を行った。まず、液体ヘリウムの絶縁耐圧に関する基礎データを得た後これを基に実際に高電圧型の交流マグネットを設計・試作した。結果は端子電圧 3.8 kV の 52 kVA の性能が得られた。本マグネットは、1) Table 1 と同じ種類の線材でさらにツイストピッチを半分の 2 mm 以下にした線材で巻線すれば結合損失が抑えられてクエンチ電流をさらに上げられること、2) 上記の 2 倍以上の耐電圧が得られる設計になっていること、の 2 点によりさらに高い性能も期待できる。

本研究に使用した線材の供給について昭和電線電纜

の鈴木氏にご協力いただいた。また液体ヘリウムや実験装置等について、九州大学の山藤教授と高エネルギー物理学研究所の平林教授、それに神戸製鋼所の松本氏にお世話いただいた。これらの方々にお礼申し上げます。なお、本研究の一部は文部省科研費によって行ったものである。

付録 A Fig. 11 中の理論曲線の計算

マグネットのロードライン上で $\sqrt{2} I_q(f)$ に相当する磁界を $B_{qm}(f)$ とすると、 $B_{qm}(f)$ の直流磁界における臨界電流 $I_c(f)$ は、

$$I_c(f) = k_1 B_{qm}^{-1/2}(f);$$

$$B_{qm}(f) = 8.68 \times 10^{-2} I_q(f) \quad (A1)$$

で与えられる。ここで k_1 は直流励磁の際のクエンチ電流 I_{q0} の最大値 $\approx 30A$ (Fig. 7 参照) より得られ $k_1 = 40.2$ である。周波数 f のとき、マグネットの電流が $I_q(f)$ でクエンチする条件は、結合損失率 $P_c(f) = f W_c(f)$ による温度上昇 $\Delta T(f)$ が線材の臨界電流を $\Delta I_c(f)$ だけ下げ $\sqrt{2} I_q(f)$ に等しくなるときすなわち $I_c(f) - \Delta I_c(f) = \sqrt{2} I_q(f)$ である。この条件は、 $P_c(f) \propto f^2 B_{qm}^2(f) \propto f^2 I_q^2(f)$ および $\Delta I_c(f) \propto \Delta T(f)$ という関係式を用いると、

$$1.36 \times 10^2 I_q^{-1/2}(f) - k_2 [f I_q(f)]^{2/n} = \sqrt{2} I_q(f) \quad (A2)$$

と書ける。ここで、 n は発生する損失と温度上昇とを関係づけるパラメータであり、 $P_c(f) \propto [\Delta T(f)]^n$ で与えられるものとする。また k_2 は種々の n の値に対して $f = 90.5 \text{ Hz}$ での I_q 値を (A2) 式に代入して決めるものとする。このとき、 $n=1$ とすると $k_2 = 1.31 \times 10^{-5}$ 、 $n=2$ とすると $k_2 = 1.57 \times 10^{-2}$ となる。また、線材のツイストピッチを $1/2$ 倍すると結合損失は $1/4$ 倍となるが、このとき k_2 はこれらの値を $1/4$ 倍すればよい。

参考文献

- 1) 電総研：超電導技術の電力系統への応用の研究開発 (1984) 118
- 2) 石井 格，野口卓也：電気学会論文誌 A (1978)

Fig. 11 Comparison with the observed ac quench current and the theoretical ones, where the rise of temperature of the wire $\Delta T(f)$ due to the coupling current loss power $P_c(f)$ was assumed as $\Delta T(f)/\Delta T(90.5) = [P_c(f)/P_c(90.5)]^n$. Solid and broken lines represent the theoretical values for the present magnet. Chained line is for the magnet wound by the same type wire having a half twist pitch of the present one.

614

- 3) 原 雅則，本多康三，金子正光：昭和61年度電気関係学会九州支部連合会大会論文集 (1986) 63
- 4) F. Sumiyoshi, M. Matsuyama, M. Noda, T. Matsushita, K. Funaki, M. Iwakuma and K. Yamafuji: Jpn. J. Appl. Phys. 25 (1986) L148
- 5) K. Miyahara, F. Sumiyoshi, K. Funaki, M. Iwakuma, Y. Kubota, T. Ogasawara and K. Yamafuji: Cryogenics 26 (1986) 234
- 6) 久保田洋二，小笠原武，小田勇一郎，薪原隆文：低温工学 20 (1985) 102
- 7) M. Yamamoto, M. Ikeda, Y. Tanaka, K. Matsumoto, T. Ishigohka and O. Tsukamoto: Proc. of ASC (1986)