超電導変圧器のクエンチ保護

岩熊 成卓, 船木 和夫*, 山 藤 馨

九州大学工学部電子工学科 福岡市東区箱崎 6-10-1

*九州大学工学部超伝導マグネット研究センター 福岡市東区箱崎 6-10-1

(1990年1月25日受理)

Quench Protection of Superconducting Transformers

Masataka IWAKUMA, Kazuo FUNAKI* and Kaoru YAMAFUJI

Department of Electronics, Kyushu University, 6-10-1 Hakozaki, Higashi-ku, Fukuoka 812

* Research Institute for Superconducting Magnets, Kyushu University,
6-10-1 Hakozaki, Higashi-ku, Fukuoka 812

(Received January 25, 1990)

Synopsis:

Methods to protect superconducting transformers from premature quench due to local disturbances and excess current at accidental short-circuit were studied with regard to structure of the conductor and construction of the transformer. Average variations in temperature of the winding were calculated by a heat balance equation under the conditions both of constant current for the premature quench and of constant voltage for the quench due to the excess current. The superconducting transformer is protected from the quenches by suppressing the increase in the temperature of the winding from the initiation of quench to the interruption of the power supply. A permissive level of the maximum temperature restricted the volume fraction of copper in the conductor for the former type of quench and the length of the winding for the latter. The superconducting transformer protected from the above two types of quenches was designed and compared with conventional transformers concerning the 'one-turn voltage' of the winding. In the comparisons, the main characteristics of the superconducting transformer, efficiency and % impedance, were equivalent to the conventional one. In the range of capacity less than 300 MVA, the one-turn voltage can be larger than that of the conventional one for the maximum temperature of 200 K. The maximum one-turn voltage acceptable for the protection of windings is not compatible with the % impedance for the capacity more than 300 MVA. The increase in the permissive temperature of the quenched winding may be necessary for the superconducting transformer with high performances.

1. はじめに

変圧器の超電導化に際し、短絡事故時の過大電流や局所的擾乱により超電導巻線がクエンチした場合に送電機能を維持、または早期に回復させる対策は系統運用上必要不可欠である。短絡事故に対する対策としては事故が発生しても巻線をクエンチさせないのが理想的であり、これには、1) 限流器を用いる方法¹⁻³⁾、2) 巻線に短絡電流分の容量をもたせる方法がある。しかし、局所的擾乱に対して絶対クエンチしないというのは現実的でなく、やはり万が一のクエンチに備えて代替器を併用する必要があるだろう。この場合、3) 補助巻

線を持つ四巻線構造にする方法⁴⁾、4) 常電導器と併用する方法⁵⁾等が提案されているが、1) の方法では限流器+超電導変圧器+代替器(巻線)と3台もの設備が必要になる。一方、2) を超電導器で行うのは定格電流容量に対し過分の超電導体を使用するため、通常運転時には交流損失の増加により効率で大きく損をすることになる。したがって、2) で代替器を使用するなら4) がよい。本研究では、超電導変圧器については巻線はクエンチする可能性があるという立場にたって、液体ヘリウム環境下におけるクエンチ時の巻線保護についての一連の考察を行っている。

変圧器の超電導化は、超電導体の高電流密度かつ

低損失という特性により、常電導体と比較して軽量、高効率等の利点を生み出すと考えられている⁴⁾。しかし、高電流密度であるがゆえに巻線クエンチ時の発熱は大きい。とくに、低損失化を目指した商用周波数用の超電導体には高抵抗母材が用いられているため^{6,7)}、電流減衰が速やかに行われないうちは従来の直流用、パルス用の超電導体と比べて発熱はきわめて大きい。また、変圧器は電力輸送ラインの一部であり、巻線クエンチ時には輸送電力の消費により発熱する。よって、蓄積エネルギーを外に取り出す従来の直流マグネットに対する保護方法は変圧器巻線には適用できない。現在、変圧器巻線のクエンチ保護に関する検討は皆無といってよい。たとえば、しばしば引用される Westing House 社の 3 相 1,000 MVA 器の概念設計⁴⁾にしても、本文中で述べるように、短絡電流でクエンチした主巻線のクエンチ部分の温度は 2, 3 周期で 800 K 以上に上昇し、保護の面では現実的設計ではない。

本論文では短絡過大電流や局所的擾乱により巻線がクエンチした場合の巻線の温度上昇を明らかにし、巻線を保護するための設計上の対策について検討を行った。

2. 巻線のクエンチと保護

2.1 クエンチ時の巻線温度上昇

変圧器を電力輸送ラインの一部として Fig. 1 のように漏れインダクタンス L と巻線抵抗 r により等価的に表した。ここでは電源側の内部インピーダンス、励磁アドミタンスは無視している。超電導巻線がクエンチした場合に巻線温度の冷媒温度 T_b からの上昇は平均的に次式により求められる。

$$C(T) \frac{dT}{dt} = \rho_n(T) J_e^2 \quad (1)$$

$$J_e = \frac{V_e}{|r + j\omega L + Z| S} \quad (2)$$

ここで、 T は温度、 C , S , ρ_n はそれぞれ超電導体の単位体積当りの比熱、断面積、常電導状態での抵抗率、 J_e は電流密度、 Z は負荷インピーダンスである。

Fig. 1 An equivalent electric circuit of the transformer.

通常、 $r = 0$ である。一般に大型変圧器では、絶縁のために巻線間の距離は大きくとられ⁴⁾、巻線間での常電導部の伝搬は起こりにくい。また、導体も数百 m 以上と長くなるため交流用燃線導体に特有の高速常電導転移も積極的な発生工作をしない限り発生しにくいものと考えられる⁸⁻¹⁰⁾。導体長さ方向への常電導部の伝搬速度は通常数十 m/s であるから、局所的擾乱によるクエンチの場合には常電導部はクエンチ後数周期間で数 m 程度しか拡大しない。長さ l_n の常電導領域の電圧降下 V_{ne} は $V_{ne} = \rho_n l_n J_e$ である。例として母材が Cu-10Ni のみの導体に $J_e = 1 \times 10^9$ A/m² を通電している場合、伝搬速度は 70 m/s (両方向) であり⁸⁾、50 ms 後の V_{ne} は約 500 V である。定格電圧が数十 kV 以上の大型変圧器ではこの電圧降下は無視できる。すなわち、負荷運転時の局所的擾乱によるクエンチの場合にはクエンチした領域の抵抗 r は他の系統インピーダンスに比べて十分に小さい。この場合の温度上昇は J_e を一定とみなして (1) 式より求められる。

一方、短絡事故時には短絡過大電流により巻線が広範囲に常電導転移し、巻線抵抗 r は漏れリアクタンスより十分大きい¹⁰⁾。この場合には、上式は $r = \rho_n(T) l_n / S$ より

$$C(T) \frac{dT}{dt} = \frac{V_e^2}{\rho_n(T) l_n^2} = \frac{E_e^2}{\rho_n(T)} \quad (3)$$

となる。ここで E_e は単位長さ当りの電圧である。大型変圧器では局所的擾乱の場合と同様、短絡過大電流による広範囲常電導転移後の常電導領域の常電導伝搬による増大は小さいため、 l_n は一定、すなわち E_e が一定とみなせる。

(1)~(3)式を用いて負荷運転中の局所的擾乱、短絡過大電流による巻線クエンチ後 50 ms 経過したときの巻線温度を、超電導体を含む安定化銅の体積率 λ_{cu} をパラメータとして Fig. 2 (a), (b) に示す。超電導体は Cu-30Ni 母材、フィラメントの体積率 0.25 の NbTi 多芯線で構成される燃線とした。物性値は文献 11) を参照し、銅の残留抵抗比は 100 とした。負荷運転中の局所クエンチにおいては同じ通電電流密度では λ_{cu} が大きいほど温度上昇は小さいが、逆に短絡事故時には同じ電圧では (3) 式からもわかるように λ_{cu} が大きいと温度上昇は大きい。

2.2 巻線保護の条件

クエンチした超電導巻線を保護するには系統から遮断されるまでの期間の温度上昇を許容値以下に抑制しなければならない。通常、遮断器の動作時間は 2, 3

Fig. 2 (a) Temperature of the normal region at 50 ms after the quench under constant current operation. (b) Temperature of the normal region at 50 ms after the quench under constant electric field operation. (c) Normal region length required for the quench protection of the winding under the short-circuit condition.

周期である¹²⁾。ここでは遮断時間を 50 ms、50 Hz で 2.5 周期とする。許容温度の設定は、クエンチ時の液体ヘリウムの消費量、復帰時間のみならず局所的な熱膨張による導体、構造材の破損、劣化等を考慮し、慎重に選定すべき問題である。現在の直流またはパルスマグネットのクエンチ時の許容温度は 100~150 K に設定されている¹³⁾。本論文では許容温度 T_m は製造技術の進歩を見込んで最大限室温であるとし、 $T_m = 200$ K、300 K の場合について検討した。

通常負荷運転時の巻線保護の条件は、設定した T_m に対し Fig. 2(a) から「通常負荷運転時に流しうる導体の最大電流密度」として与えられる。これを J_{em} と表し、Table 1 に示す。一方、短絡事故に対する巻線

Table 1 Upper limit of the acceptable current densities of superconductors J_{em} for the protection of the locally quenched winding. ($\times 10^8$ A/m²)

T_m	λ_{Cu}			
	0	5 %	10%	20%
200 K	1.4	3.8	5.1	7.0
300 K	1.9	4.2	5.7	7.7

保護の条件は、Fig. 2(b) から T_m に対し、「短絡過大電流により常電導転移した領域に印加しうる電圧」、すなわち「ある定格電圧の変圧器では短絡過大電流により常電導転移させなければならない導体の長さ」として与えられる。これは必要最低限の導体長でもある。これを l_{wq} とあらわし、 $T_m = 300$ K の場合の値を Fig. 2(c) に定格電圧に対して示す。 l_{wq} は電圧が高いほど、また、安定化銅の体積率が大きいほど長くなる。

3. 設計上の対策

前章で示した保護条件を満たすための設計方針について検討した。ここでは、常電導器^{14~22)}の設計指針を参照して種々の変圧器パラメータを設定し、設計上の保護条件を示す。同時に変圧器としての機能性を評価して設計上の制約を明らかにする。機能性の評価は効率と%インピーダンス（以下 %IZ）により行った。

Fig. 3 The cross-sectional view of the transformer.

$$\begin{aligned} d_1 &= d_i + 1.46 D, \quad d_2 = d_i + 1.3 D, \\ d_3 &= d_i + 1.06 D, \quad d_4 = d_i + D, \quad d_5 = \\ &= d_i + 0.94 D, \quad d_6 = d_i + 0.7 D, \quad d_7 = \\ &= d_i + 0.54 D. \end{aligned}$$

Table 2 Adopted values of the parameters.

$P(\text{MVA})$	$\frac{30}{3}$	$\frac{60}{3}$	$\frac{100}{3}$	$\frac{200}{3}$	$\frac{300}{3}$	$\frac{450}{3}$	$\frac{750}{3}$	$\frac{1,000}{3}$	$\frac{1,500}{3}$
$V_e(\text{kV})$	$77/\sqrt{3}$		$154/\sqrt{3}$		$275/\sqrt{3}$		500		
λ_{NC}	0.3		0.25		0.2		0.18		
$J_{\text{eNC}}=3 \text{ A/mm}^2$, $B_{\text{m}}=1.7 \text{ T}$, $f=50 \text{ Hz}$, $x=0.9$, $T_{\text{b}}=4.2 \text{ K}$, $k=4$, $k_{\text{R}}=1$, $\alpha=8.98\times10^8$, $B_{\text{Ct0}}=12.63 \text{ T}$, $T_{\text{c}}=9.2 \text{ K}$, Matrix of superconductor: Cu30Ni, Resistivity of NbTi at $T>T_{\text{c}}$: $4.5\times10^{-7}\Omega/\text{m}$, RRR of copper stabilizer: 100, Core loss: 1.5 W/kg , Density of iron core: $7.65\times10^3 \text{ kg/m}^3$, Filament diameter of superconductor: 0.5 or 0.1 μm , Refrigerator efficiency: 1/400									

3.1 変圧器パラメータの設定

変圧器の構造として Fig. 3 に示すような室温下の鉄心の周りにクライオスタットに収納された超電導巻線をもつものを想定した。巻線は交流損失の低減と%IZを考慮して多重円筒状に1次, 2次, 1次と交互に巻かれているものとした。ここでは鉄心1脚当たり1相であるとし, 1相分のみ考慮する。中性点は直接接地とする。

3.1.1 主要寸法

変圧器の1相当りの容量 P は

$$P=V_0 I_0 = e N I_0 \quad (4)$$

$$e=\sqrt{2} \pi f B_{\text{m}} S_{\text{c}} x \quad (5)$$

と表される。ここで V_0 , I_0 は定格1次電圧, 電流, N は1次の巻数, e は1ターン電圧, f は周波数, B_{m} , S_{c} , x は鉄心の最大磁束密度, 断面積, 占積率である。1ターン電圧 e は鉄心の磁束に比例し, 設計上変圧器の構造を決める基本的パラメータである。本論文では e を用いて主要寸法を表す。鉄心の直径 d_1 は e が決定されると次式で与えられる。

$$d_1 = \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{e}{2 f B_{\text{m}} x}} \quad (6)$$

窓の寸法を決定するおもな要因は電気絶縁である。ヘリウムの絶縁特性については多くの研究データがあり^{23,24)}, また概念設計として絶縁構造もいくつか提案されている^{4,5)}。しかしながら, 測定データは狭い間隙についてのものが大部分であり, 実スケールでの絶縁構造を議論するにはさらなるデータ収集, 基礎研究が待たれている状況である²⁵⁾。よって, ここでは絶縁構造の検討には立ち入らず, 極低温下でも現状の常電導器並の絶縁技術が開発されるものと仮定した。また, 常電導器では導体の電流密度 J_{eNC} は約 3 A/mm^2 であるが, 超電導器では 100 A/mm^2 以上であり, 数十倍大きい。よって超電導器の窓に対する占積率

は高々数%であり, 常電導器に比較すると小型化が可能である。しかし, 一方では超電導化に伴い真空断熱層が新たに必要になる。以上のような考察に基づき, 本論文では大胆に, 窓の寸法は常電導器と同等であると仮定した。窓の面積は e に対して次式で決定した。

$$H D \lambda_{\text{NC}} J_{\text{eNC}} = N I_0 = P / e \quad (7)$$

H , D は Fig. 3 に示すように窓の高さと幅の半分である。また λ_{NC} は常電導器における導体の窓に対する占積率であり, 常電導器における設計例^{14~22)}をもとに容量, 電圧に対して Table 2 のように選定した。

$$H = k D \quad (8)$$

とすると

$$D = \sqrt{\frac{P}{k e \lambda_{\text{NC}} J_{\text{eNC}}}} \quad (9)$$

と窓の寸法が決められる。以下の議論では $B_{\text{m}} = 1.7 \text{ T}$, $f = 50 \text{ Hz}$, $x = 0.9$, 冷媒温度 T_{b} は 4.2 K とした。

3.1.2 巻線長

巻線全体が常電導状態であるとき, 1次, 2次において, 導体の抵抗率と臨界電流に対する定格電流の比が等しく, 平均巻直径の比は $1:k_{\text{R}}$ とし, 1次巻線の平均巻直径を d_1+D とすると1次側からみた等価巻線長 l_{w0} は

$$l_{\text{w0}} = (1+k_{\text{R}}) \pi (d_1+D) V_0 / e \quad (10)$$

となる。前章で述べた短絡事故に対する保護条件は, 全導体長に対し短絡電流により常電導転移する導体長の割合を k_{q} とすると

$$k_{\text{q}} l_{\text{w0}} \geq l_{\text{wq}} \quad (11)$$

と表される。 k_{q} については次節で議論する。

3.1.3 導体

超電導導体は直径 $0.15 \sim 0.2 \text{ mm}$ のCu-30Ni母材のNbTi極細多芯線をストランドとする撚線を想定した。安定化銅はストランド中心部にCu-30Niで細分化されて配置されるものとした。導体設計において

は臨界電流値に対する定格電流値の割合が主要な問題となる。変圧器巻線には通常運転時にも各種サージの侵入や励磁突入電流など過電流は流れる。しかし、臨界電流の加増は定常交流損失の増大に直結する。ここでは臨界電流値を定格電流（ピーク）の2倍に設定し、それ以上の通常運転時の過大電流に対しては別途対策を講じるべきものとした。巻線を無限ソレノイドで近似し、巻線の高さを Fig. 3 に示すように窓の高さ H の8割とすると、通常時の巻線部分の最大磁束密度 B_a は巻線が交互配置であることから

$$B_a = \mu_0 \sqrt{2} I_c (N/2) / (0.8H) \quad (12)$$

と表される。NbTi の臨界電流密度 J_{cNbTi} の磁界 B 、温度 T 依存性は次式で表した²⁶⁾。

$$J_{cNbTi}(B, T) = \alpha B_{c2}(T)^{1.5} B^{-0.5} \times (1 - B/B_{c2}(T)) \quad (13)$$

$$B_{c2}(T) = B_{c20}(1 - (T/T_c)^2) \quad (14)$$

ここで B_{c20} は温度 0K での上部臨界磁界、 T_c は臨界温度である。前章で述べた通常運転時の保護条件から導体の臨界電流密度 J_c は次式のように決められる。

$$J_c(2B_a, T_b) = \sqrt{2} J_{em} \quad (15)$$

導体断面積 S 、NbTi の体積率 λ_{NbTi} は次式となる。

$$S = 2 I_c / J_{em} \quad (16)$$

$$\lambda_{NbTi} = 2\sqrt{2} I_c / J_{cNbTi}(2B_a, T_b) \quad (17)$$

以下では現在の交流用線材⁹⁾を参考にして NbTi の特性を $\alpha = 8.98 \times 10^5$, $B_{c20} = 12.63$ T, $T_c = 9.2$ K とし議論する。

3.1.4 効 率

損失としては導体の交流損失と鉄損、漂遊損を考慮した。交流損失 W_{sc} は履歴損失 P_h ²⁷⁾ と結合損失 P_e ²⁸⁾ の和とした。巻線を無限ソレノイドで近似し、磁界分布を考慮すると P_h は磁界振幅 B_a に、 P_e は B_a^2 に比例するから、巻線全体の W_{sc} は導体の体積を Vol_{sc} とすると

$$W_{sc} = (P_h/2 + P_e/3) Vol_{sc} \quad (18)$$

$$Vol_{sc} = S(1 + k_R)\pi(d_i + D) V_e / e \quad (19)$$

となる。実質の交流損失 W_{sc}^* は液化機のパネルレイを400倍として次式で求めた。

$$W_{sc}^* = 400 W_{sc} \quad (20)$$

鉄損 W_i は鉄心密度を 7.65×10^3 kg/m³、重量当り 1.5 W/kg とし次式により算出した。

$$W_i = \pi(d_i/2)^2(H + (1 + \pi/4)d_i + 2D) 1.5 \times 7.65 \times 10^3 \quad (21)$$

漂遊損 W_s は概略鉄損の半分として次式で表す。

$$W_s = 0.5 W_i \quad (22)$$

効率 η は以上の損失値を用いて次式で表す。

$$\eta = (1 - (W_{sc}^* + W_i + W_s)/P) \times 100 \quad (23)$$

3.1.5 % IZ

巻線を無限ソレノイドで近似し、Fig. 3 に示す寸法に対して漏れインダクタンス L を次式で表す。

$$L = \mu_0((N/2)^2 / (6 \times 0.8H)) (d_1^2 + 2d_1d_2 + 3d_2^2 - 3d_3^2 - 2d_3d_4 + 2d_4d_5 + 3d_5^2 - 3d_6^2 - 2d_6d_7 - d_7^2) \quad (24)$$

ここでは超電導導体の厚さは無視した。

3.2 短絡電流による常電導転移長

短絡事故に対する保護条件 (11) 式の k_q を数値シミュレーションにより求めた。Fig. 1 の等価回路に対し負荷短絡時の回路方程式、熱方程式は次式で与えられる¹⁰⁾。

$$L \frac{dI}{dt} + \int_0^{l_t} \rho_t(B, T) \frac{I - I_c(B, T)}{S} dx + \int_0^{l_n} \rho_n(T) \frac{I}{S} dx = V \quad (25)$$

$$C(T) \frac{dT}{dt} = \begin{cases} 0 & (T < T_c, I < I_c) \end{cases} \quad (26)$$

$$C(T) \frac{dT}{dt} = \begin{cases} \rho_t(B, T)(I - I_c(B, T))I/S^2 & (T < T_c, I \geq I_c) \end{cases} \quad (27)$$

$$C(T) \frac{dT}{dt} = \begin{cases} \rho_n(T)(I/S)^2 & (T \geq T_c) \end{cases} \quad (28)$$

ここで ρ_t , ρ_n , および l_t , l_n は磁束フロー状態、常電導状態における導体の平均抵抗率⁹⁾ およびその状態の領域の長さ、 I_c は臨界電流である。常電導伝搬は考えない。 I_c は (12)~(17) 式から $I_c(B, T) = \lambda_{NbTi} J_{cNbTi}(B, T)S$ である。数値計算を行うにあたり、変圧器の容量、電圧は Table 2 に示す現状の代表的なもの¹²⁾ とし、漏れインダクタンス L 、導体長 l_{we} 、印加磁界等種々のパラメータは 3.1 節で述べた表式、Table 2、文献 11) の値を用いた。磁界分布は巻線を無限ソレノイドで近似し、最大印加磁界 $B_a = \mu_0((N/2)/(0.8H))I$ から導体のみの自己発生磁界まで導体長さ方向に直線状に変化するものとした。

Fig. 4 (a), (b) に $P=300/3$ MVA, e を常電導器並に $e=205.5$ V (Fig. 5 参照) とし、電圧ピークで一線地絡が発生した場合の電流波形、温度上昇の数値計算結果を示す。また、Fig. 4 (c) に $P=30/3, 300/3, 1000/3$ MVA の場合について全長に対する常電導転移長の割合 k_q の計算結果を示す。安定化銅をもたない CuNi 母材のみの導体では最初の電流ピークは低く抑えられるが (Fig. 4 (a))、そのために電流が臨界電流を越える領域は短くなり、クエンチ長は全長の数割である (Fig. 4 (c))。この場合、 k_q は e に依存する。一方、安定化銅を入れた場合には低温下での導体の抵抗率が小

さいため、安定化銅の体積率 λ_{Cu} が5%の場合でも常電導転移直後の1次、2次全長の等価巻線抵抗は 6.7Ω しかない。よって短絡電流のピークは大きく (Fig. 4(a)), 電流は導体全長にわたって臨界電流を越え、全長が常電導転移する (Fig. 4(c))。Fig. 4(c)の結果は短絡が発生する位相にはほとんど依存しない。 k_q は λ_{Cu} が5%以上であればほぼ1と見なしてよい。しかし、 λ_{Cu} が大きくなると温度上昇は大きくなる (Fig. 4(b))。また、短絡過大電流による常電導転移は短時間で終了するため (Fig. 4(a), (b)), 常電導領域の温度 (Fig. 4(b)) は領域全長にわたってほぼ一様と見なしてよい。

安定化銅をもつ場合、導体の抵抗率は低温下では小さいが温度上昇とともに増大する。Fig. 4(a), (b) の λ_{Cu} が5%の例では常電導転移直後には 6.7Ω しかない全等価巻線抵抗も3周期後には約 280Ω に増大する。巻線抵抗は抵抗率と常電導領域の長さに比例するため、CuNi のみの母材をもつ導体での短絡電流による常電導転移領域が、安定化銅をもつ導体との抵抗率の差分以上に短い場合には、安定化銅を組み込んだ導体のほうが巻線抵抗は大きくなり、電流もより減衰して (Fig. 4(a)), 最終的な温度上昇も低く抑えられる (Fig. 4(b))。安定化銅の有無および体積率をどう設定するのが得策なのかは変圧器の容量、電圧に依存する。これについては3.3節で1ターン電圧 e の制限として議論する。

Westing House 社の設計例について文献4)を参照し、補助巻線は常電導転移長に影響を及ぼさないとし、パラメータを $e=545 \text{ V}$, $L_{wo}=11.3 \text{ km}$, $L=0.239 \text{ H}$, $\lambda_{Cu}=0$, $\lambda_{NbTi}=0.10$ として上記の数値シミュレーションを行うと常電導転移長は全長の約6割、温度は50msで870 Kになる。

3.3 1ターン電圧 e の制限

短絡事故に対する保護条件(11)式は(4)~(10)式より e の3次不等式であり、 k_q を決めると e の上限 $e_{\max}$ を次式により与える。

$$e_{\max} < \left[\sqrt[3]{Z(Y + (2/27)X^3 Z^2 + \sqrt{Y^2 + (4/27)X^3 Y Z^2})/2} + \sqrt[3]{Z(Y + (2/27)X^3 Z^2 - \sqrt{Y^2 + (4/27)X^3 Y Z^2})/2 + XZ/3} \right]^2 \quad (29)$$

$$X = (2/\pi) / \sqrt{2fB_{mx}} \quad (30)$$

$$Y = \sqrt{P/(k\lambda_{NC}J_{oNC})} \quad (31)$$

$$Z = (1+k_R)\pi V_0 k_q / l_{wq} \quad (32)$$

CuNi のみの母材をもつ導体では k_q が e に依存するためここでは考えない。Table 2 に示した容量、電

Fig. 4 Numerical simulation of a sudden short-circuit. $P=300/3 \text{ MVA}$, $V=275/\sqrt{3} \text{ kV}$. —: $\lambda_{Cu}=0$, ---: $\lambda_{Cu}=0.05$,: $\lambda_{Cu}=0.1$, -·-·-: $\lambda_{Cu}=0.2$. (a) Voltage and current wave forms. (b) Evaluation of temperature. (c) Normal region length induced by the short-circuit current.

圧の変圧器について $T_m=200 \text{ K}$ とした場合の $e_{\max}$ の値を安定化銅の体積率 λ_{Cu} をパラメータとして常電導導器の e と比較して Fig. 5(a) に示す。ここで各パラメータは Table 2 の値、また $k_q=1$ とした。 λ_{Cu} が大きいほど1ターン電圧 e を小さく、また大容量器にな

Fig. 5 One-turn voltage restricted by the maximum temperature T_m of the winding, (a) 200 K and (b) 300 K, for the case of the sudden short-circuit. Dotted area shows the range of one-turn voltage in the conventional transformers. $\triangle$: $\lambda_{cu}=0$, $\circ$: $\lambda_{cu}=0.05$, $\square$: $\lambda_{cu}=0.1$, ∇ : $\lambda_{cu}=0.2$

Fig. 6 (a) Efficiency and %IZ vs. one-turn voltage for the 300/3 MVA superconducting transformer. (b) Efficiency and %IZ vs. one-turn voltage for the 1,000/3 MVA superconducting transformer. (c) Losses of the 1,000/3 MVA superconducting transformer. $W_h^*=(P_h/2) Vol_{sc} 400$, $W_c^*=(P_c/3) Vol_{sc} 400$, $W_t=W_{sc}^*+W_i+W_s$, $\lambda_{cu}=0.05$. The solid and broken lines show the efficiencies and losses for the filament diameters of $0.5 \mu m$ and $0.1 \mu m$.

るほど常電導器と比較して e を小さく設定しなければならないことがわかる。

次に変圧器の特性として % IZ と効率を評価し、設計上の制約について考察する。Fig. 6 (a), (b) にこの条件下すなわち $k_R=1$, $k=4$ の場合の % IZ および効率を $P=1,000/3, 300/3$ MVA について示す。また、Fig. 6 (c) に $P=1,000/3$ MVA 器の各損失値を示す。安定化銅の体積率 λ_{cu} が 5 ~ 20 % の範囲内では履歴損失が交流損失の大半を占めるため、効率は、 λ_{cu} にはほとんど依存せず、いずれの場合も 99.8 % 以上であり問題とはならない。しかし、% IZ は 1 ターン電圧 e が小さくなるとターン数の増加、窓寸法の拡大により急激に増大する。ここで % IZ を 25 % まで許容すると e の下限が Fig. 5 (a) の実線で与えられる。 k を大きくすることにより Fig. 6 (a), (b) の % IZ がたとえ半分にできたととしても e の下限は Fig. 5 (a) の破線のように 3 割ほどしか小さくならない。 $P=300/3$ MVA 以下の小容量器では Fig. 5 (a) から λ_{cu} が 20 % 以下であれば保護条件を満足し、また効率、% IZ とともに現在の常電導器並以上の設計が可能である。 λ_{cu} が 5 % 程度の場合に設計の自由が最も大きくなる。大容量器になるにつれ、保護条件から決まる e_{max} と % IZ から決まる e の最小値によって囲まれる設計可能範囲が狭くなる。とくに $P=1,000/3$ MVA 以上では % IZ の低減を考慮しても λ_{cu} が 5 % 程度の場合にのみ辛うじて設計が可能である。

もし、 $T_m=300$ K としても復帰後の動作は当然と

して、寿命上も問題にならない巻線構造が開発されれば Fig. 5(b) に示すように $e_{\max}$ すなわち設計の自由度は大きくなる。

Fig. 5(b) には安定化銅をもたない場合の $e_{\max}$ の数値シミュレーションの結果も示している。 $P=300/3\text{MVA}$ 以下の容量では λ_{Cu} : 20% の場合よりも小さく容量とともに大きくなるが、 $P=1,500/3\text{MVA}$ でも λ_{Cu} : 10% の場合とほぼ同等であり、安定性を犠牲にして銅なしとするのは無意味である。

4. ま と め

本論文では超電導変圧器の巻線がクエンチした場合の保護について検討した。まず、局所的擾乱、短絡事故時の過大電流により巻線がクエンチした場合の系統から遮断されるまでの約 50 ms の期間の巻線の温度上昇を明らかにした。次に、この場合の温度上昇を許容値、ここでは 200 K または 300 K 以下に抑制するための設計方針について考察した。その結果として、局所的擾乱によるクエンチに対する保護条件としては導体当りの定格電流密度の上限を与えた。また、短絡事故によるクエンチに対しては、変圧器の主要パラメータを 1 ターン電圧 e の関数として表し、保護条件として e の上限を導出した。さらに変圧器特性として効率と %インピーダンスを評価し、設計可能な e の範囲を示した。その結論として (1) 300 MVA 以下の小中容量器ではクエンチ時の巻線温度を 200 K あるいはさらに低く抑制することが可能である。(2) 大容量になるにつれ設計可能な e の範囲は小さくなり、1,000 MVA 以上の大容量器では許容温度を 200 K 以下にする設計はかなり困難であるが、クエンチ時の温度上昇を 300 K まで許容できる製造技術が開発されれば大容量器でも設計の自由度は大きくなる。(3) 安定化銅の体積率が 5% 程度の場合に最も設計の自由度が大きく、CuNi のみの母材とするのは安定性のみならず保護の面から得策でないこと等を明らかにした。

参 考 文 献

- 1) K.R. Gray and D.E. Fowler: Symposium Proceedings—New Concepts in Fault Current Limiters and Power Circuit Breakers, EPRI EL 276-SR, April (1977), Sec. 12, 1
- 2) B.P. Raju, K.C. Parton and T.C. Bartram: IEEE PES Winter Meeting, New York, January (1982) 23-03
- 3) H.J. Boenig and D.A. Paice: IEEE Trans. Magn. **MAG-19** (1983) 1051
- 4) H. Riemersma, M.L. Barton, D.C. Litz, P.W. Eckels, J.H. Murphy and J.F. Roach: IEEE Trans. Power Appar. Syst. **PAS-100** (1981) 3398
- 5) M. Yamamoto, N. Mizukami, T. Ishigohka and K. Ohshima: IEEE Trans. Magn. **MAG-22** (1986) 418
- 6) P. Dubots, A. Fevrier, J.C. Renard, J.C. Goyer and Hoang Gia Ky: J. Phys. **45** (1984) CI-467
- 7) 久保田洋二, 小笠原 武, 小田 勇一郎, 薪浦 隆文: 低温工学 **20** (1985) 102
- 8) 岩熊成卓, 金高 仁, 船木和夫, 田崎賢司, 山藤 馨: 低温工学 **24** (1989) 262
- 9) 岩熊成卓, 田崎賢司, 船木和夫, 山藤 馨: 低温工学 **24** (1989) 270
- 10) 岩熊成卓, 船木和夫, 金高 仁, 田崎賢司, 竹尾正勝, 山藤 馨: 低温工学 **23** (1988) 362
- 11) *Handbook on Materials for Superconducting Machinery*, NBS (1977)
- 12) 電気学会技術報告「給電より見た電力機器運用限度」第 183 号 (1985.2)
- 13) 船木和夫: 低温工学 **24** (1989) 253
- 14) 浅川七平, 清水 栄: 電力機器講座 5 変圧器, 日刊工業新聞社, 東京 (1966)
- 15) 小島善一朗, 金井義弥: 電気機器設計演習, 工学図書, 東京 (1971)
- 16) 村田久夫, 矢成敏行, 本多正己, 池田正己, 寺西常治: 東芝レビュー **35** (1980) 458
- 17) 矢成敏行, 海老沢義人, 上原京一: 東芝レビュー **40** (1985) 832
- 18) 星 稔, 鹿島芳丈, 森 悦紀, 兼田 譲: 日立評論 **65** (1983) 315
- 19) 中武良二, 白坂行康: 日立評論 **68** (1986) 665
- 20) 和田守兄, 川嶋啓三郎, 藤田裕幸, 森 悦紀: 日立評論 **70** (1988) 847
- 21) 梶山諭一, 吉田良男, 三浦良和, 玉置栄一, 博多哲朗: 三菱電機技報 **59** (1985) 234
- 22) 電気工学ハンドブック, 電気学会 (1988)
- 23) 原 雅則: 低温工学 **24** (1989) 72
- 24) 電気学会技術報告「極低温絶縁技術」第 260 号 (1988.1)
- 25) 通産省工業技術院ムーンライト計画推進室: 超電導産業技術開発懇談会報告 (1987.12)
- 26) R.G. Hampshire and M.T. Taylor: J. Phys. F: Metal Phys. **2** (1972) 89
- 27) M. Noda, K. Funaki and K. Yamafuji: Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University, **46** (1986) 63
- 28) F. Sumiyoshi, H. Hori and F. Irie: Cryogenics **22** (1982) 155