S/N 転移型限流器用 Nb-Ti 超電導導体の開発

正員 宮下 克己 (日立電線) 非会員 森合 英純 (日立電線)

正員 鎌田 罔尚 (日立電線) 正員 遠藤 桓 (日立電線)

正員 福田 州洋 (超電導発電関連機器・材料技術研究組合 (Super-GM))

Development of Nb-Ti Superconducting Cables for S/N Type Fault Current Limiter

Katsumi Miyashita, Member, Hidezumi Moriai, Non-member, Kunihiisa Kamata, Member,

Takeshi Endo, Member (Hitachi Cable)

Kunihiro Fukuda, Member (Super-GM)

The AC quench current and AC losses of multi-strand Nb-Ti superconducting cables for S/N type fault current limiter are described. The Cu ratio for S/N type fault current limiter should be zero or less than 0.2, in order to increase normal state resistivity. The resistances of Nb-Ti / Cu-Ni strands with zero Cu content shall be $3.9 \sim 13.2 \Omega/\text{m}$ at 10K. A 72-strand 3kA-class cable showed higher AC(50Hz) quench currents with suppression of wire movements. The AC quench currents I_q 's of multi-strand cables change with the phase angle difference (θ) between the magnet current and the sample current. A 7.6mm-dia cable from 360 pieces of Nb-Ti / Cu-Ni strands with zero Cu content and resistance of $6.7 \Omega/\text{m}$ at 10K each, showed I_q 's of $4 \sim 4.5 \text{kA}_{\text{rms}}$ at θ of 0° and 180° and $5.5 \sim 6.6 \text{kA}_{\text{rms}}$ at θ of 90° and 270° at a bias field of $0.5 T_{\text{peak}}$, and showed those over 8kA_{rms} at θ of 0° , 90° , 180° and 270° at a bias field of $0.2 T_{\text{peak}}$ or under, both at a frequency of 51.41Hz. On the other hand, A 7.6mm-dia cable from 360 pieces of Nb-Ti / Cu-Ni/Cu strands with Cu ratio of 0.17 and resistance of $0.91 \Omega/\text{m}$ at 10K each, showed I_q 's of $7 \sim 7.8 \text{kA}_{\text{rms}}$ at θ of 0° and 180° and $8.5 \sim 9.3 \text{kA}_{\text{rms}}$ at θ of 90° and 270° at a bias field of $0.5 T_{\text{peak}}$, and showed those over $10 \text{kA}_{\text{rms}}$ at θ of 0° , 90° , 180° and 270° at a bias field of $0.2 T_{\text{peak}}$ or under, both at a frequency of 51.41Hz. Though the former cable from NbTi/Cu-Ni type strands shows lower stability due to the absence of Cu, it satisfies I_q requirement for S/N type fault current limiter of 8kA_{rms} or over at its level fields of $0.2 T_{\text{peak}}$ or less. Cables from 360 and 432 pieces of strands showed AC losses of $8 \sim 10 \text{kW}/\text{m}^3$ at $0.5 T_{\text{peak}}$, and those less than $1.8 \text{kW}/\text{m}^3$ at $0.2 T_{\text{peak}}$, both at 51.41Hz.

A non-inductive coil built from a 34m long 72-strand cable was operated in a 210V class experimental circuit assembled for generating short circuit current. The non-inductive coil has successfully limited $4 \text{kA}_{\text{peak}}$ short circuit current (or, fault current interrupted) to about $100 \text{A}_{\text{rms}}$ within about 10ms. Thus, the availability of the cables from NbTi/Cu-Ni base strands for fault current limiter has been assured.

キーワード：限流器，Nb-Ti 超電導導体，安定化銅，交流クエンチ電流，交流損失

1. まえがき

近年の電力需要の増加に伴い、電力系統の短絡電流は増加傾向にあり、その短絡電流抑制対策として超電導導体を使用した限流器の開発が期待されている。超電導限流器の利点は通常インピーダンスがゼロに近く、かつ事故電流発生後、事前に設定した電流値以上で速やかに限流作用が生じ、大きな短絡電流値を抑制することが可能なことにある。超電導限流器には事故短絡電流を超電導状態から常電導状態に転移したときに発生する電気抵抗によって限流させる S/N 転移型の他に、過飽和リアクトル型、磁気遮蔽型、整流器型等があり、特に S/N 転移型については、6.6kV クラスの限流器が開発されており⁽¹⁾、基幹系統に適用した

場合についても検討されている⁽²⁾。

機能面からみた S/N 転移型限流器の要求性能としては、現有の遮断器を上回る速い限流動作時間、限流動作後の速い系統復帰時間⁽³⁾、平常時の低損失化等が挙げられ、基幹系統においては 10kA 級の大電流量化や高絶縁技術等も要求される。

S/N 転移型限流器の開発課題としては、まず初めに要求性能に見合った超電導導体の開発が不可欠であり、特に速い限流動作性能、要求される限流後の電流値、限流後のジュール発熱により発生する液体ヘリウム蒸発量の低減、限流器の小型化等の観点から常電導転移後(クエンチ後)に

高い常電導抵抗を発生させることが重要となる。そのため、限流器用超電導素線のマトリックス材料には、従来使用されてきた安定化銅より約3桁電気抵抗の高いCu-Ni合金等が複合化されている。その結果、素線・導体の安定性が低下するため、線材の断面構造、導体の燃線構造および電磁力によるワイヤームーブメント防止のための導体固定方法が重要となる。

本報では、過去3年間にわたって開発された限流器対応Nb-Ti超電導素線および素線を数十から数百本束ねた大電流量超電導導体の作製と交流クエンチ電流および交流損失の測定結果に加え、導体を用いて作製した無誘導巻きコイルによる限流機能確認試験の結果について報告する。

2. 超電導素線・導体の設計と作製

S/N転移型限流器用素線に要求されるTc直上抵抗は、限流器が導入される系統の場所(送電線、変電所の母線間等)や電力系統の条件(電圧階級、要求されるクエンチ電流、システム全体の効率、限流器のサイズ等)によって大きく異なる。加えて極端な限流器の高抵抗化はクエンチ時に大きな過電圧を発生させるため⁽⁴⁾耐電圧等の観点から注意を要する。そこで、ある特定の条件のもと、素線のTc直上抵抗を定義することで、S/N転移型限流器用素線開発の目安とするために、ここでは一例として、500kVの系統連系地点に限流器を設置し、超電導導体のクエンチ電流を3kA_{rms}、限流器クエンチ時の抵抗値を100Ω⁽⁵⁾と設定した場合に必要な素線のTc直上抵抗を概算した。ただし、限流器はクエンチ後から5ms以降の電流ゼロ点で動作する高速SWにより系統から切り離されるものとし⁽⁴⁾、限流器に付随するヘリウム液化機の冷凍動力を200kWと仮定した。連係地点における電力の潮流が100万kWオーダーであれば、潮流に対する冷凍動力の比率は0.02%程度にすぎないため、限流器設置による電力損失は無視できる範囲である。導体単位長さあたりの交流損失は0.2W/mと仮定した。液化機の液化効率を現有の実績値である1/500(0.002)とすると、超電導導体巻線部の許容損失は400W(=200kW×0.002)以下となり、巻線長さは2000m以下(=400/0.2)にする必要がある。

よって、限流器抵抗100Ωより、導体単位長さ当りの常電導抵抗値は50mΩ/m以上にする必要があり、導体が素線72本を撚り合わせた12×6本構造の2次燃線と仮定すれば、素線に要求されるTc直上抵抗は、3.6Ω/m以上となる。

表1に作製した6種類のNb-Ti超電導素線の諸元を示す。素線径はType-1素線が0.25mm、それ以外は全て0.2mmである。Nb-Tiフィラメント径はヒステリシス損失低減のための最適値である0.08~0.1μmとした⁽⁶⁾。フィラメント周囲のマトリックス材料には高抵抗化と交流損失低減のためにCu-30wt%Niに1.34wt%のMnを添加したCu-Ni-Mn合金を使用している⁽⁷⁾。Type-1素線において前述の限流器条件からのTc直上抵抗値3.6Ω/m以上を達成しており、銅比ゼロとすることで、基幹系統への適応も可能と考えられる。Type-1~3の素線はフィラメント周り以外のマトリックス材にCu-10%Niを使用し、Type-4~6の素線はCu-10%Niの部分を約3倍電気抵抗率の高いCu-30%Niに置き換えることで高抵抗化した。その結果、銅比ゼロのType-2とType-4素線の常電導転移後の10Kにおける抵抗(Tc直上抵抗)は6.7Ω/mと13.2Ω/mとなり、マトリックス材を全てCu-30%Ni-(Mn)とすることで約2倍に高抵抗化できた。Type-3とType-5素線は素線断面の外周部に安定化銅を分割配置した。外周に配置した銅フィラメントは素線中央部に配置した安定化銅に比較して低い体積率で高い熱的安定性を示すため、低銅比で比較的高い常電導抵抗が実現可能である⁽⁸⁾。Type-6素線は銅比による安定性の影響を調査するために作製した高銅比素線であり、銅比を1.55まで高くし、銅フィラメントを素線断面外周部と中心部の両方に分割配置した。そのため、Nb-Tiの体積率は、他の素線に比較して低い。

表2にType-1~6の素線を用いて作製した多重燃線の諸元を示す。最終的な燃線構造は3種類あり、Type-1素線72本から構成される(12+1)×(6+1)本構造の2次燃線、Type-2と3の素線各々360本から構成される(6+1)×(6+1)×(10+19)本構造の3次燃線、およびType-4~6の素線各々432本から構成される(6+1)×(6+1)×(12+19)本構造の3次燃線である。導体の磁氣的安定性向上のため、素線および燃線の撚り方向は全て右撚り(S)とした⁽⁹⁾。

表1 Nb-Ti素線の諸元

Table 1. Specifications of Nb-Ti strands

項目	Type-1	Type-2	Type-3	Type-4	Type-5	Type-6
素線径(mm)	0.25	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2
Nb-Tiフィラメント径(μm)	0.10	0.08	0.08	0.10	0.10	0.10
フィラメント本数	約105万本	約101万本	約103万本	約79万本	約77万本	約60万本
マトリックス材 (Ni濃度はwt%)	Cu-30Ni-Mn / Cu-10Ni	Cu-30Ni-Mn / Cu-10Ni	Cu-30Ni-Mn / Cu-10Ni / Cu	Cu-30Ni-Mn	Cu-30Ni-Mn / Cu	Cu-30Ni-Mn / Cu
Nb-Ti体積率(%)	20.0	22.2	21.9	21.7	22.1	16.7
銅比(Cu/Nb-Ti)	0	0	0.17	0	0.16	1.55
Tc直上抵抗 at 10K (Ω/m)	3.9	6.7	0.91	13.2	1.53	0.22
ツイストピッチ(mm)	2.0	1.2	1.2	1.4	1.4	1.4

表 2 撚線の諸元

Table 1. Specifications of superconducting cables

項 目	72 本・2 次撚線	360 本・3 次撚線	432 本・3 次撚線
使用した素線の Type	Type-1	Type-2, 3	Type-4~6
1 次撚線形態	(12+1)	(6+1)	(6+1)
1 次撚線最外径(mm)	1.25	0.6	0.6
撚りピッチ(mm)と撚り方向	13, 右撚り	8, 右撚り	6, 右撚り
2 次撚線形態	(12+1)×(6+1)	(6+1)×(6+1)	(6+1)×(6+1)
2 次撚線最外径(mm)	3.6	1.8	1.8
撚りピッチ(mm)と撚り方向	29, 右撚り	20, 右撚り	15, 右撚り
3 次撚線形態		(6+1)×(6+1)×(10+19)	(6+1)×(6+1)×(12+19)
3 次撚線最外径(mm)		7.6	9.0
撚りピッチ(mm)と撚り方向		60, 右撚り	72, 右撚り

図 1 素線・撚線の断面写真
Fig. 1 Cross sectional photograph of strands and cables

図 1 に Type-3 と 6 素線および 72 本・2 次撚線と 432 本・3 次撚線の断面写真を示す。

直径約 5μm の銅フィラメントが、Type-3 と 5 素線は外周部に、Type-6 素線は中心と外周部に Cu-Ni 合金で分割されて配置されている。Type-3 と 5 においては、周方向に六角形の銅フィラメントと Nb-Ti フィラメント群の六角サブエレメントが交互に配置されており、外部熱じょう乱を銅フィラメントにより吸収する役割を果たす。過去の報告において、Type-2 と 3 の構造を有する素線の最小クエンチエネルギー(MQE)をヒーターインプット法により測定した結果では、Type-3 素線は Type-2 の約 2 倍の MQE が得られることが判明している⁽⁸⁾。

素線における磁気的不安定性防止のために Nb-Ti フィラメント領域の厚さ D_{fil} は次式により計算した厚さ 75 μm 以下とした⁽⁹⁾。

$$D_{fil} = \frac{[8 \gamma_c (T_c - T_B) / \mu_0]^{1/2}}{\lambda J_c} \quad (1)$$

ここに、 λJ_c : フィラメント領域の平均臨界電流密度、 γ_c : フィラメント領域の平均体積比熱、 T_c : 臨界温度、 T_B : 冷媒温度(4.2K)

3 . 交流クエンチ電流 $I_q(AC)$ 特性

<3・1> (12+1)X(6+1) 本・2 次撚線の $I_q(AC)$ 特性

図 2 に Type-1 の素線を用いた(12+1)X(6+1)本構造・2 次撚線の直流磁界中での交流クエンチ電流 (I_q) 特性を示す。交流クエンチ電流の定義は、「導体に取り付けた電圧端子間に抵抗成分の電圧が発生した時間より半周期前の通電電流波形のピーク値」とした。長さ約 340mm の導体を GFRP 製 U 型ホルダーの V 型溝に沿わせたのちボルト締めすることで導体に張力を加えた。電流リード部における銅から超電導線への局所的な電流の流れ込みを防止するため、円筒状の銅パイプに 6 本の 1 次撚線に撚りほぐして半田付けした⁽¹⁰⁾。U 型ホルダーに固定された導体は R 部分において交流通電中に周波数に相当する電磁振動を受け、例えば 1T の外部磁界中で 1000A_{peak} の交流通電をした場合、R 部における電磁力のピーク値は約 80N に達し、電磁振動によるワイヤムーブメントにより導体がクエンチする可能性がある。そこで、固定方法を改良することで導体の I_q を向上させた。改良前は、導体が張力と面圧のみで固定されていたために U 型ホルダー全体が振動し、最も剛性の低い撚線を撚り解して電流リードに半田付けする部分でクエンチしていることが電圧発生箇所測定から判明した。

図2 72本・2次燃線の交流クエンチ電流-直流磁界特性

Fig.2 Dependence of AC quench current in DC field for 72-strand cable

この状態では外部磁界中で急激に I_q が低下していることがわかる。改良その1ではホルダー自体をマグネットと一体化させ、ホルダー全体の電磁振動を自重が約50kgある直流マグネットに吸収させることで抑制させた。改良その2では、ホルダーと導体との固定を強固にするため、エポキシ樹脂により導体をホルダーに固定した。改良の結果、外部直流磁界0.5Tにおけるクエンチ電流は、自己磁界補正すると概ね素線直流臨界電流(定義は $\rho = 10^{-14} \Omega \cdot m$)の本数倍(72倍)に近い I_q が得られた。

〈3・2〉 (6+1)X(6+1)X(10+19)本・3次燃線の I_q (AC)特性

図3に Type-2 と Type-3 素線を用いた(6+1)X(6+1)X(10+19)本構造・3次燃線を固定した GFRP 製U型ホルダーの外観写真を示す。U字型の導体サンプル長さは700mmである。

ホルダーの剛性強化のため、ステンレス製パイプ、GFRP 板等で補強した。導体への張力は図中のステンレス製ボルトへのトルク管理により調整した。U字型のストレート部は GFRP 製板により面圧固定した。円筒状電流リードへの接続は、3次燃線を10本の2次燃線に燃りほぐしたのち半田付けした。

図4に交流磁界中での交流クエンチ電流測定回路を示す。測定は工業技術院・電子技術総合研究所内に設置された Super-GM の交流大容量超電導特性試験装置を用いて行った⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。

2次側出力 $15V_{rms} - 10kA_{rms}$ のトランスにホルダーを接続し、U型ホルダー先端部が交流超電導マグネットの中央部に位置するようにセットした。マグネット交流磁界と導体通電電流の周波数を両者とも51.41Hzとし、交流磁界と導体通電電流の位相差を0, 90, 180, 270°としたときにおける各々の位相差での交流クエンチ電流を

電流掃引速度 $500A/s$ の条件で測定した。Type-2 の導体に関しては、掃引速度 $200 \sim 1000A_{rms}/s$ の範囲内での I_q 測定も行った。掃引速度を変化させたときの I_q 値の変動は約2%以内であり、掃引速度と I_q 値に明確な依存性はなかった。また、 I_q 測定時に、トレーニング現象が見られたため、測定は同じ条件で2回以上行い、 I_q 値が収束したときの値を最終的な I_q とした。

図5にU字型の導体サンプルにおいて電圧端子をストレート部の2箇所(ストレート部-1と2)およびR部の合計3箇所に取り付け、クエンチ発生箇所を調査した結果を示す。

クエンチはR部で発生し、その後ストレート部に伝搬していくことを確認した。磁界および位相差を変えてクエンチ時の波形を調査したが、クエンチは、ほとんどR部分で発生していた。

図3 U型ホルダーの外観写真

Fig.3 Overview of U-shape holder

図4 交流クエンチ電流測定回路

Fig.4 Circuit diagram for measurement of AC quench current

図5 導体クエンチ時のR部およびストレート部の端子間電圧波形 (0.5T_p, 51.41Hz, 位相差0°)

Fig.5 Waveforms of 3 terminal voltage for 360-strand cable at quench

図6 Type-2とType-3素線を用いた360本・3次燃線の交流クエンチ電流-交流磁界特性

Fig.6 Dependence of AC quench current in AC field for 360-strand cables with type-2 and 3

図6にType-2とType-3素線を用いた2種類の導体I_qの外部交流磁界依存性を示す。図中における自己磁界は、「導体外接円(φ7.6mm)内に一様に電流が分布していると仮定したときに発生する導体周方向における最大発生磁界」と定義し、導体と外部磁界との角度が垂直となるU字型サンプル先端部における外部磁界と自己磁界の和を自己磁界補正後の磁界とした。

素線外周部に安定化銅を分割配置したType-3素線を用いた導体は、銅比ゼロのType-2導体に比較してI_qが高く、外部交流磁界0.5T_{peak}、位相差0°におけるI_qはType-2導体5.7kA_{peak}に対して、Type-3導体が11kA_{peak}であり、約2倍のI_qを示した。約0.3T_{peak}以上の外部磁界中においては電磁振動が大きいために、素線外周部に配置した銅フィラメントがワイヤームーブメントに伴い

発生する摩擦熱を吸収し、前述した素線のMQEが約2倍の効果が現われていると考えられる。

自己磁界補正後のグラフは、縦軸にほぼ平行となり、あたかも同じ磁界でI_qが変化しているようにみえる。これは0~0.5Tの磁界中における各々のI_q値から算出した自己磁界と、その時の外部磁界の和が、ほとんど同じ値となるためであり、外部磁界が高くなるほど、電磁振動によるワイヤームーブメントの影響でI_qが低下していくことを示している。

位相差に対するI_qの関係は、位相差0°と180°のI_q、および90°と270°のI_qが、ほぼ同じ値を示し、90°のほうが0°より高いI_qを示した。これは以下に示す2つの理由によるものと考えられる。まず、第一に位相差90°または270°のときは波形において、外部磁界がゼロのときに導体通電電流がピークになるため超電導線の臨界電流-磁界特性上有利になること。第二にU型ホルダーR部分における導体に加わる電磁力Fの計算式は、3次燃線を1本の導体とみなし、通電電流は導体長さ方向に平行に流れ、かつR部分は全て一様な磁界中に存在して自己磁界の影響を無視した場合、位相差0°のときが、

$$F = B \cdot I \int_0^\pi (\sin \theta) R \cdot d\theta$$

$$= 2 (B_m \sin \omega t) \cdot (I_m \sin \omega t) \cdot R \quad [\text{N}] \quad (2)$$

ここで、 $B = B_m \sin \omega t$ ：外部交流磁界、 $I = I_m \sin \omega t$ ：導体通電電流、 R ：U型ホルダーR部分の半径、 θ ：R部の任意の点における外部磁界と通電電流のなす角度

位相差90°のときが、

$$F = 2 (B_m \sin \omega t) \cdot \{I_m \sin(\omega t + \pi/2)\} \cdot R \quad [\text{N}] \quad (3)$$

となり、 $B_m = 0.5\text{T}$ 、 $I_m = 10000\text{A}$ 、 $R = 0.06\text{m}$ 、 $f = 51.41\text{Hz}$ のときの電磁力波形は図7に示す結果となる。図7より位相差0°のときは磁界がピーク値のときに通電電流が最大値を示して、0.5T_{peak}、10kA_{peak}のときの電磁力が600Nに達するのに対し、位相差90°のときは磁界がピークのときに通電電流がゼロなので電磁力がゼロとなり、電磁力のピーク値も300Nである。

以上の理由により、位相差0°のI_qは90°に比較して低下するが、外部磁界が0.2T_{peak}以下の低磁界では自己磁界が外部磁界の2倍以上に達するため、位相差とI_qの関係は変化しており、自己磁界の縦磁界方向成分による磁気的不安定性等の解析が必要と考えられる。

無誘導巻き構造のS/N転移型限流器の経験磁界は0.2~0.3T_{peak}以下と考えられるため、銅比ゼロのType-2素線を用いた3次燃線では8kA_{rms}級導体が、Type-3素線を用いた3次燃線では10kA_{rms}級の限流器用導体が開発できた。

図7 導体が受ける振動性電磁力の波形
($B_m=0.5T$, $I_m=10000A$, $R=0.06m$, $f=51.41Hz$)
Fig.7 Waveforms of vibrating electro-magnetic force for cable

〈3・3〉 (6+1)X(6+1)X(12+19)本・3次撚線の I_q (AC) 特性

図8-1〜3に Type-4〜6 素線を 432 本撚り合わせた 3 次撚線導体 I_q の外部交流磁界依存性を示す。測定用ホルダーおよび測定装置、方法等は全て〈3・2〉に示した条件と同様である。

図8-1より銅比ゼロ、 T_c 直上抵抗 $13.2\Omega/m$ の Type-4 素線を用いた導体は、素線本数が前述の Type-2 素線を用いた導体より多いにもかかわらず、 $0.4T_{peak}$ 以上の I_q が低下している。この原因は高常電導抵抗化のために、マトリックス材を Cu-10%Ni(Type-2)から Cu-30%Ni に変更したために安定性が更に低下したためと考えられる。一例として外部磁界 $0.5T$ における Type-2 と Type-4 素線の最小伝搬領域(MPZ) : I_{MPZ} を次式により計算すると、

$$I_{MPZ} = \sqrt{\frac{2k(T_c(0.5T) - T_{c0})}{\lambda Jc^2 \cdot \rho(10K)}} \quad (4)$$

ここで、 k : Nb-Ti, Cu-Ni の熱伝導率、 $T_c(0.5T)$: $0.5T$ における臨界温度、 T_{c0} : $0T$ における臨界温度、 λJc : $0.5T$ における平均臨界電流密度、 $\rho(10K)$: $10K$ における素線の抵抗率

Type-2 の $I_{MPZ}=2\mu m$ 、Type-4 の $I_{MPZ}=1\mu m$ であり、最小伝搬領域が $1/2$ に短くなっている。このことから、電磁振動の影響が大きい $0.4T_{peak}$ 以上では素線の高抵抗化が安定性を更に低下させて I_q が低減したと考えられる。一方、 $0.3T_{peak}$ 以下の低磁界中では撚線の素線本数が増加した効果が現れて Type-2 の導体 I_q に比較して I_q が高く、 $0.1T_{peak}$ 以下の磁界中で $10kA_{rms}$ 級の I_q を示した。

自己磁界補正後の素線 I_c 本数倍に対する負荷率は位相差 0° の場合、外部磁界 $0.5T_{peak}$ 時には 42% に対し、

$0.1T_{peak}$ 時では 60% に向上し、電磁振動等の影響が大きい高磁界側で負荷率が低下した。

図8-2における Type-5 の素線を用いた導体の場合、位相差 0° のときの I_q は、同じ外周安定化銅型素線の Type-3 を用いた導体 I_q に比較して低下しており、Type-4 素線と同様に高抵抗化したことにより安定性が低下したと考えられる。しかし、位相差 90° においては $0.5T_{peak}$ においても電源容量の限界電流値($10.5kA_{rms}$)まで通電可能であり、同条件の Type-3 を用いた導体 I_q に比較して高い値を示しており、この点が図8-1の結果と異なっている。位相差 0° 、外部磁界 $0.2T_{peak}$ における I_q と位相差 90° $0.5T_{peak}$ における I_q は自己磁界補正後にはグラフ上でほぼ同じ点となり、負荷率は 75% であるのに対し、位相差 0° 、外部磁界 $0.5T_{peak}$ における負荷率は 69% となり、図8-1と同様に高磁界側で負荷率が低下したが、その低下率は銅比ゼロ素線(Type-4)のほうが大きい。

図8-1 Tpe-4 素線を用いた 432 本・3 次撚線の交流クエンチ電流-交流磁界特性

Fig.8-1 Dependence of AC quench current in AC field for 432-strand cables with type-4 strands

図8-2 Tpe-5 素線を用いた 432 本・3 次撚線の交流クエンチ電流-交流磁界特性

Fig.8-2 Dependence of AC quench current in AC field for 432-strand cables with type-5 strands

図 8-3 Type-6 素線を用いた 432 本・3 次燃線の交流クエンチ電流 - 交流磁界特性

Fig.8-3 Dependence of AC quench current in AC field for 432-strand cables with type-6 strands

図 9 クエンチ直後の導体端子間電圧波形

Fig.9 Waveforms of terminal voltage for 3 432-strand cables at quench

図 8-3 は銅比が 1.55 であり、他の素線銅比に比較してはるかに高い。その結果、素線 1 本あたりの臨界電流は低下しているが、熱的安定性が格段に向上したため、 $0.5T_{peak}$ 、位相差 0° において $10kA_{rms}$ の I_q が得られ、そのときの自己磁界補正後の負荷率は 97%に達した。位相差 90° においては電源容量の関係上 I_q は測定できなかった。

図 9 に 3 種類の導体の I_q が約 $10kA_{rms}$ に達したときにおけるクエンチ直後の導体端子間出力電圧波形を示す。銅比 0 の Type-4 素線を用いた導体の発生電圧の立ち上がりが極端に急峻であり、その速さは $200V/ms$ 以上である。一方、銅比 1.55 の Type-6 素線を用いた導体では $0.5V/ms$ であり、高常電導抵抗化によりクエンチ時に高い限流機能が得られることがわかる。

4 . 交流損失特性

導体の交流損失はサーチコイルとキャンセルコイルを同軸上に配置したピックアップコイルを用いた磁化法により、前述の I_q 測定と同様に Super-GM の試験装置を使用して測定した。3 次燃線導体をターン間絶縁して平均直径 115~120mm、高さ 140mm のコイル状サンプルとし、ピックアップコイル内にセットして、外部交流磁界中における導体の磁化曲線を計測した。コイル状サンプルのターン数と導体長は、Type-2 および Type-3 を用いた $6 \times 6 \times 10$ 本・3 次燃線のコイル状サンプルにおいて、ターン数 17.5 ターン、導体長さ 6.5m。Typ-4~6 を用いた $6 \times 6 \times 12$ 本・3 次燃線のサンプルで、14.5 ターン、長さ 5.2m である。導体単位体積あたりの交流損失は導体の外接円換算値でもとめた。

表 3 に各導体の $0.2T_{peak}$ および $0.5T_{peak}$ における交流損失を示す。432 本・3 次燃線の交流損失が 360 本・3 次燃線に比較して低いのは、①素線の被覆材を Cu-10%Ni から Cu-30%Ni に高抵抗化したこと、② 1 次および 2 次燃線の燃りピッチを短縮したこと、③導体外接円断面に対する素線の占積率が 432 本・3 次燃線のほうが低いこと、等によるものと考えられる。無誘導巻き構造の S/N 転移型限流器用導体の場合、経験磁界は $0.2 \sim 0.3T_{peak}$ 以下と予測され、432 本・3 次燃線の $0.2T_{peak}$ にお

表 3 3 次燃線導体の交流損失($f=51.41Hz$)

Table 3 AC loss of multi-strand cables ($f=51.41Hz$)

導体の種類	交流損失(kW/m^3)	
	$B=0.2T_{peak}$	$B=0.5T_{peak}$
360 本・3 次燃線(Type-2)	1.8	14.9
360 本・3 次燃線(Type-3)	1.8	15.3
432 本・3 次燃線(Type-4)	1.8	9.3
432 本・3 次燃線(Type-5)	1.8	9.4
432 本・3 次燃線(Type-6)	1.9	10.8

図 10 432 本・3 次燃線交流損失の磁界周波数依存性

Fig.10 Magnetization curves for 432-strand cable

ける交流損失は導体単位長さ換算で約0.11W/mとなる。前述のようにS/N転移型限流器は経験磁界が低いので、今回実測した外部交流磁界による交流損失の他に、自己磁界による通電損失も無視できないと考えられ⁽¹³⁾、今後10kA級導体における通電損失の測定が必要となる。

図10にType-4～6素線を用いた432本・3次燃線交流損失の磁界周波数依存性を示す。周波数ゼロ近傍の交流損失は、別途に高分解能SQUID磁束計により測定した素線のヒステリシス損失値を導体外接円内における432本の素線占有率(21.33%)に換算した値である。交流損失は銅比1.55のType-6素線を用いた3次燃線の交流損失が若干高い値を示し、素線銅比が約1/10のType-5素線を用いた導体の約1.1倍となった。素線の違いによる交流損失の差は約10%前後なので、損失の周波数依存成分は素線内結合損失よりも1～3次燃線における素線間結合損失成分のほうが支配的因子であると推定される。

5. 無誘導巻きコイルによる限流機能確認試験

S/N転移型限流器は、事故短絡電流発生後に巻線された超電導導体が長さ方向にわたって同時にクエンチし、速やかに短絡電流を限流させなければならない。そこで、Type-1の銅比ゼロ素線を72本撚り合わせた(12+1)×(6+1)本・2次燃線を34m無誘導に巻線したコイルを作製し、コイルの限流機能確認試験を行った。

表4にコイルの諸元を示す。室温および77Kにおけるコイルの端子間抵抗と素線のTc直上抵抗から算出したコイルのTc直上端子間抵抗は2.0Ωとなった。

図11にコイルの外観写真を示す。外径170mm、肉厚8mmのGFRP(G-10)製円筒に彫られたV型溝に張力をかけながら導体を巻線し、巻線後エポキシ樹脂により真空含浸して巻線を固定した。電流リードとの接続は前述のIq測定と同様に円筒状銅リードに1次燃線レベルに撚りほぐして半田付けした。

図12に限流機能確認試験回路を示す。3300Vの配電実システムからガス開閉器を介して3相・100kVA(2次側定格210V～275A)のトランス2次側に短絡試験回路を形成させた。ステンレステープ約20mを水槽に浸し、負荷用抵抗0.5Ωを模擬するとともに、負荷用抵抗と並列に3相用ナイフ式SWを結線した。ドラム巻きしたCVケーブルを短絡用インピーダンス(L=130μH)として使用し、短絡事故電流として約5kA_{rms}を発生するように設定した。回路を構成するケーブルはツイストし、浮遊インダクタンスを極力低減した。短絡SWはトランス1次側のガス開閉器を「切」にするためのリレー駆動用電源のSWとしても使用し、短絡SW投入後、約2周期(40ms)以内にトランス1次側から回路を切り離す構成とした。

図12に短絡SW投入時の回路電流とコイル端子間電圧波形を示す。測定は約5分間隔で合計13回行った。短絡前の平常電流は310A_{rms}であり、短絡直後に約3.8～4kA

表4 無誘導巻きコイルの諸元

Table 4 Specifications of non-inductive coil

コイル巻線部直径(mm)	170
巻線部高さ(mm)	620
全体高さ(mm)	800
層数	1(無誘導巻き)
ターン数	64
インダクタンス(μH)	9.8
端子間抵抗(Ω)	2.4 at 293K(実測) 2.2 at 77K(実測) 2.0 at 10K(計算値)

図11 無誘導巻コイルの外観写真
Fig.11 Overview of non-inductive coil

図12 無誘導巻コイルの限流機能確認試験回路
Fig.12 Experimental circuit diagram

でクエンチした。図13より短絡事故発生後約半周期(10ms)で限流動作が終了し、13回の測定において約100～200A_{rms}の範囲内に限流されていることが確認できた。

図 13 回路電流とコイル端子間電圧波形

Fig.13 Waveforms of circuit current and terminal voltage of non-inductive coil

限流後の電流値 $100A_{rms}$ とトランス端子間電圧 210V から算出した抵抗値は 2.1Ω となり、限流器の Tc 直上端子間抵抗とほぼ一致することから、導体長さ方向にわたってほとんど同時かつ全体にクエンチしていることが確認できた。クエンチ直後から開閉器が切られるまでの時間は約 20~40ms であり、その間にジュール発熱により蒸発した液体ヘリウムは 13 回の試験において 1.1~1.8l の範囲であった。一方、図 13 の波形からクエンチ後の電流値とサージ電圧を含む抵抗成分の端子間電圧から計算したジュール発熱量は約 2000J であり、このジュール発熱が導体および周囲のエポキシ樹脂の温度上昇と液体ヘリウムの蒸発で消費されたと考えられる。

6. むすび

S/N 転移型超電導限流器に適応するための Nb-Ti 超電導素線・導体を設計・作製し、交流電圧試験と交流損失の測定を行うとともに、開発導体を用いた無誘導巻きコイルを用いて限流機能確認試験を行った。以下に本研究で得られた知見を示す。

(1) 素線銅比をゼロとすることで基幹系統にも適応可能な Tc 直上抵抗と電流密度を有する限流器用 Nb-Ti 素線を作製できた

(2) 銅比 0 の素線を用いた導体の交流クエンチ電流の測定において、導体およびホルダーの固定法を改良した結果、電磁振動に伴うワイヤムーブメントを防止し、

磁界中での交流クエンチ電流を大幅に向上できた。

(3) 銅比 0、Tc 直上抵抗 $6.7\Omega/m$ の Nb-Ti 素線を 360 本撚り合わせた 3 次撚線導体は、S/N 転移型限流器の経験磁界に相当する交流磁界中で $8kA_{rms}$ 級大電流容量導体であることを確認した。

(4) マトリックス材を Cu-10%Ni から Cu-30%Ni に変更した銅比 0 の素線は Tc 直上抵抗 $13.2\Omega/m$ まで高抵抗化され、素線を 432 本撚り合わせた 3 次撚線導体は、S/N 転移型限流器の経験磁界に相当する交流磁界中で $10kA_{rms}$ 級大電流容量導体であることを確認した。

(5) 安定化銅を外周部に分割配置した銅比 0.16 の素線は、銅比 0 の素線に比較して Tc 直上抵抗が約 $1/8$ に低下したが、磁界中での交流クエンチ電流が 1.5~2 倍に向上し、低銅比で高い熱的安定性が得られることを確認した。

(6) S/N 転移型限流器の経験磁界レベルである $0.2T_{peak}$ における導体の交流損失を約 $1.8kW/m^3$ (導体単位長さあたり $0.11W/m$) at 51.41Hz まで低減できた。

(7) 長さ 34m の導体を無誘導巻きした限流機能確認用コイルを作製し、短絡試験を行った結果、短絡事故発生後約 10ms で $5kA_{rms}$ の短絡電流を約 $100A_{rms}$ まで限流することに成功した。限流後の電流・電圧波形から導体が長さ方向全長にわたってほぼ同時にクエンチしていることが確認できた。

最後に外周安定化銅型の素線について今後の限流器開発における有用性を以下に述べる。

限流器が設置される電力系統の条件から決定する限流器の抵抗値とクエンチ電流 I_q 値に対し、その抵抗値・ I_q 値を達成し、かつ限流器を極力小型化するためには銅比ゼロの高常電導抵抗素線を用いた導体が要求される。しかし、一定した設計値通りの I_q 値を確実に満たすためには今後、熱的安定性の低い銅比ゼロ素線を導体化した限流器巻線部における固定法を更に検討する必要がある。一方、外周安定化銅型素線を用いた導体は Tc 直上抵抗値が低下するため、所定の限流器抵抗値を達成するために導体長が長くなることで限流器本体は大型化するが、一定した設計値通りの I_q 値を巻線レベルで達成することが容易である。加えて、外周安定化銅型素線を用いた導体は熱的安定性が向上するため、銅比ゼロの素線を用いた導体に比較して少ない素線本数で要求される I_q 値を達成できる。よって、今後の S/N 転位型限流器の開発動向によっては外周安定化銅型素線も十分に有用性があると考えられる。

本研究にあたり、測定に御協力いただいた通商産業省工業技術院・電子技術総合研究所の樋口登氏、名取尚武氏に感謝いたします。

本研究は、通商産業省工業技術院ニューサンシャイン計画「超電導電力応用技術開発」の一環として新エネルギー・産業技術開発機構 (NEDO) からの委託により実施したものである。

(平成 11 年 2 月 25 日受付, 同 11 年 5 月 10 日再受付)

文 献

- (1)大熊, 岩田:「超電導限流器」, 低温工学, vol.32, pp.366-373, (1997)
- (2)原, 大熊:「母線設置型超電導限流器の安定度向上効果」, 平 7 電気学会全大講演論文集, No.1164
- (3)清水, 亀地, 横水, 松村:「超電導限流器におけるクエンチ後の超電導復帰時間」, 電学論 B, 119 巻 1 号, pp.83-90, (1999)
- (4)大熊, 原:「クエンチ型超電導限流器の限流時における過電圧・累積エネルギーの数値解析(2)」, 平 7 電気学会全大講演論文集, No.1163
- (5)原, 大熊:「母線設置型超電導限流器の安定度向上効果」, 平 7 電気学会全大講演論文集, No.1164
- (6)宮下, 酒井, 鎌田, 田中:「Cu-Ni-Mn 合金を複合化した超極細多芯交流用 Nb-Ti 線材」, 低温工学, vol.29, pp.238-244, (1994)
- (7)宮下, 酒井, 鎌田, 田中:「交流用 Cu-Ni-Mn マトリックス Nb-Ti 超電導線材の電磁気特性」, 電学論 A, 115 巻 3 号, pp.257-264, (1995)
- (8)宮下, 杉山, 酒井, 鎌田, 田中:「2000A 級交流用 Nb-Ti 導体の諸特性」, 電気学会研究会資料, ASC-96-5, (1996)
- (9)N.Amemiya, et. al.: "Influence of Longitudinal Magnetic Field on Thermomagnetic Instabilities in a.c. Superconducting Cables", Cryogenics, vol.33, 889 (1993)
- (10)星野, 嶋田, 三根, 藤岡, 船木:「大容量交流超電導導体電流供給端子」, 平 4 電気学会全大講演論文集, No.910
- (11)福田, 他:「交流 10kA 級超電導導体の特性試験装置の開発」, 平 10 電気学会全大講演論文集, No.416
- (12)K.Takeda, et. al.: "Development of Testing Apparatus for 10kA Class AC Superconductors", ICEC17 (1998) to be published.
- (13)福井, 塚本, 宮下:「交流超電導導体の交流電に伴う損失とその低減方法」, 電気学会研究会資料, ASC-97-13, (1997)

宮 下 克 己

(正員) 昭和 40 年 1 月 7 日生まれ。
平成 2 年 3 月信州大学大学院修士課程(電気工学専攻)修了。同年 4 月日立電線(株)入社。金属系超電導線材および超電導マグネットの研究開発に従事。低温工学協会会員。博士(工学)。

森 合 英 純

(非会員) 昭和 18 年 1 月 9 日生まれ。
昭和 40 年 3 月東北大学工学部金属工学科卒業。同年 4 月日立電線(株)入社。金属系超電導線材および超電導マグネットの研究開発に従事。日本金属学会, プラズマ・核融合学会, 低温工学協会会員。

鎌 田 図 尚

(正員) 昭和 20 年 2 月 17 日生まれ。
昭和 43 年 3 月東京大学工学部冶金学科卒業。同年 4 月日立電線(株)入社。主として高磁界用等の金属系超電導線材の研究開発に従事。平成元年より超電導技術推進本部で超電導関連プロジェクトのとりまとめに従事。日本金属学会, 軽金属学会, 日本結晶学会, 低温工学協会会員。工学博士。

遠 藤 桓

(正員) 昭和 12 年 7 月 16 日生まれ。
昭和 31 年 3 月喜多方商工高校電気科卒業。同年 3 月日立製作所(株)入社。31 年 10 月日立電線(株)創立後同社研究部において送電線のコロナ, 油浸電力ケーブルの絶縁法に関する研究に従事。35 年 3 月茨城大学工業短期大学電気工学科卒業。37 年 3 月日立製作所日立茨城工業専門学校電気工学科卒業。現在, パワーステム研究所に所属し, 電力ケーブルに関する研究に従事。電気学会論文賞, 市村産業賞受賞。工学博士。

福 田 州 洋

(正員) 昭和 43 年 9 月 26 日生まれ。
平成 5 年 3 月室蘭工業大学工学部応用物性学科卒業。同年 4 月日立電線(株)入社。金属系超電導線材の研究開発に従事。平成 9 年 4 月から超電導発電関連機器・材料技術研究組合(Super-GM)勤務。低温工学協会会員。