高温超電導変圧器の概念設計から見た技術検討

正 員 長 澤 徹 (新潟大学)

正 員 山 口 貢 (新潟大学)

正 員 福 井 聡 (新潟大学)

A Design Study of High Temperature Superconducting Transformer

Toru Nagasawa, Member (Niigata University)

Mitsugi Yamaguchi, Member (Niigata University)

Satoshi Fukui, Member (Niigata University)

Many researches and developments of the high temperature superconducting apparatus such as a transformer, a fault current limiter, a cable, etc. are being made actively in the power field in accordance with the performance advancement of the Bi silver sheath high temperature superconducting (HTS) wire. In these, an HTS transformer is considered to be one of the most promising applications in view of efficiency improvement, the interface with the cryogenic cable and the normal temperature device, incombustibility, over load capability, the function as a reactor and the possibility of a fault current limiter. The necessary technical development items of an HTS transformer in order to achieve superior performances to the conventional one are examined. For this purpose, the 3-phase 66kV-100MVA transformers are designed for the comparison of an HTS transformer and a conventional one with the oil cooling. The desirable development items are an HTS wire current density of, about 40A/mm², allowable winding strain of about 0.5%, a percent impedance of 7.5%, the air gap flux density of about 0.3T and ac losses of about 0.3W/km·A.

キーワード：変圧器，高温超電導，Bi-2223，パーセント・インピーダンス，交流損失，空隙磁束密度，電流密度，巻線歪み

Keywords：transformer, high temperature superconductor, Bi-2223, per cent impedance, ac loss, air gap flux density, current density, winding strain

1. まえがき

Bi 系銀シース高温超電導線の性能向上に伴い，電力分野ではケーブルを始めとして変圧器や限流器などの高温超電導機器の研究開発が各国で活発に進められている。中でも高温超電導変圧器は有望な機器の一つとして取り上げられ，モデル器の試作，概念設計などが行なわれている⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾。液体窒素で冷却された高温超電導変圧器は，効率の向上，軽量化，不燃性などの利点の他に超電導送電の電力系統における常温部にある機器と極低温にあるケーブルとのインターフェイスの機能，更には，過負荷運転，分路リアクトル，限流機能の付加の可能性があり注目されている⁽⁵⁾。

高温超電導変圧器の導体として現在考えられるのはBi-2223とBi-2212である。高温超電導体の利点は一気圧，77Kの液体窒素の中で使用できることで，現在のところBi-2223テープ状導体が有力候補として取り上げられている。しかし，この導体の実用化のためには高電流密度化，大電流

化，低交流損失，巻線成形時の加工において特性劣化の少ないこと等，導体のより一層の進展が望まれる。

以上のような背景から，本論文ではコストメリットが出ることが期待される 3 相 66kV-100MVA 変圧器を例にとり現用の油入変圧器と高温超電導変圧器を設計し，高温超電導変圧器が現用器より優れた特性を発揮するための技術的開発項目を検討した。高温超電導体の電流密度としては銅線の 10 倍以上の 40A/mm² 程度で，巻線時の導体の歪み約 0.5%において超電導特性に著しい劣化がないこと，パーセント・インピーダンス %IX はこの電圧階級の変圧器では 7.5%，磁束密度は 0.3T 程度，交流損失は 0.3W/km·A 程度であることが期待される。

2. 実用化に向けての技術検討

高温超電導変圧器が電力系統に導入されるためには，先ず変圧器として所要のパーセント・インピーダンスをもち，耐電気絶縁の信頼性が確保されていることが必要である。

高温超電導体としては高電流密度化、大電流導体、低交流損失、コイル成形時の導体許容変形、短絡時の電磁力に対する機械的支持などの技術課題を克服しなければならない。

〈2・1〉 電気絶縁と機械的強度 油冷却や SF₆ ガスなど現用の変圧器には長い使用実績がある。高温超電導変圧器もこれと同程度の高い信頼性のあるものでなければならない⁶⁾。特に重要なことは変圧器巻線の電気絶縁耐力と短絡時の電磁力に対する機械的強度である。高温超電導変圧器の主絶縁である液体窒素絶縁組織は部分放電の発生を極力抑え、気泡が発生しても滞留させることなく、速やかに流れ去るような構造にすれば一般論として油絶縁組織に劣ることはない⁷⁾とされている。今後、実規模の絶縁モデルによる検証試験の必要はあるが、克服可能と考えられる。したがって、後述の概念設計での絶縁距離は油含浸絶縁と同等にとることとした。また機械的強度の方については、より厳しい技術課題が提起される。高温超電導体の電流密度を銅導体の 10 倍以上とすれば、断面積は 1/10 以下になる。Bi 系銀シース高温超電導線の銀比は約 2 であるので、導体自身のみでコイルに作用する電磁力を支持することは期待できない。何らかの機械的補強が必要である。具体的には後述する。

〈2・2〉 %IX と高低圧両巻線間磁束密度 B_g との関係

巻線の短絡強度の面から %IX はある程度高いことが望ましいが、%IX と比例関係にある高低圧両巻線間の磁束密度 B_g の増加に伴い臨界電流密度 J_c は低下するので、磁束密度をあまり高くすることができない。ところで、高低圧両巻線間の漏れリアクタンス x は次式で表される⁸⁾。

$$x = 7.9 \frac{f w_1^2 l_m k}{h} \left(\frac{\Delta_1 + \Delta_2}{3} + \delta \right) \times 10^{-6} \quad (\Omega) \quad (1)$$

尚、 $k=1$ 、 $l_m=2\pi r$ とすると %IX は次式で表される。

$$\%IX = \frac{100 I x}{V} = \frac{7.9 f w_1^2 (2\pi r) I}{h e w_1} \left(\frac{\Delta_1 + \Delta_2}{3} + \delta \right) \times 10^{-4} \quad (\%) \quad (2)$$

ただし、 f ：周波数、 w_1 ：コイル一次側巻数、 δ ：2 巻線間のギャップ、 Δ_1 、 Δ_2 ：各コイル幅、 h ：コイル高さ、 r ：コイル平均半径、 e ：コイル 1 巻当りの電圧

ここで、 $w_1 I = 8 B_g h \times 10^5 / \sqrt{2}$ の関係があるので上式より %IX と B_g の関係を量的に表すと次式になる。従って変圧器の概念設計は次式を基本にして設計を行う。

$$\%IX = \frac{396.8 f B_g}{e \sqrt{2}} r \left(\frac{\Delta_1 + \Delta_2}{3} + \delta \right) \times 10 \quad (\%) \quad (3)$$

〈2・3〉 高電流密度・大電流導体 超電導体は一般に外部磁界の増加に伴い臨界電流密度 J_c は低下する。特に高温超電導線は、磁界下では臨界電流密度が大きく低下する。例えば、77K で磁界零の時、 $J_c=100\text{A/mm}^2$ とすると、0.2T では 1/2、0.5T では 1/3 程度に低下する。高温超電導変圧器の臨界電流密度は、今までの試作例の実績から判断

し、現用器の銅導体の電流密度が 2~4A/mm² 程度なので、その一桁上である 10 倍の 40A/mm² (実効値) 程度が期待される⁹⁾。変圧器の特性は、その種類や巻線配置などに関係しており、高圧巻線と低圧巻線の間空隙磁束密度 (漏れ磁束密度) B_g に強く影響される。現在研究されている高温超電導変圧器の試作モデル器はパーセント・インピーダンス %IX=2% または、それ以下のものが多い。その理由は空隙の磁束密度 B_g を 0.1T またはそれ以下に抑え、高温超電導体の臨界電流密度の低下を極力小さくしたためである。低いパーセント・インピーダンスでは短絡事故時の電磁力に変圧器の巻線が耐えるようにするために相当量の補強材を必要とする。高温超電導変圧器が現用器と同様に電力系統で使用されることを仮定すれば、パーセント・インピーダンスは数%~10%以上であり、これに伴い空隙の磁束密度は 0.2~0.5T で、少なくとも 0.3T であり、運転電流として臨界電流密度 $J_c=40\text{A/mm}^2$ 程度が望まれる。このような前提条件に立ってどのような高温超電導変圧器が可能か概念設計を通じて検討する。

Bi 系銀シーステープ導体は一般にテープの厚さが 0.2mm、幅が 3.0~5.0mm 程度の銀母材の中に高温超電導フィラメントを 50~60 本埋め込んだ構造になっている。このテープ導体に上記の電流密度 40A/mm² で電流を流すとすると電流値としては、25~40A 程度になる。実規模変圧器コイルの電流値はこの値の数倍~数十倍になるので、このテープ導体を転位しながら束ねることになる。束ねた導体の形状としては現用の変圧器導体として広く用いられており図 1 に示す転位形導体を考える。

コイルはダブルパンケーキ構造で巻線され、コイル内側では 2 セクション間の渡りが必要である。この渡りは導体を与える歪みを、極力小さくするように長い距離を持って渡るようにし、コイル全体は導体の動きを抑えるようにエポキシ樹脂で固めた構造とする。

〈2・4〉 低交流損失導体 高温超電導線の外部磁界による磁化損失は磁界が 0.1T 以上の場合、磁界に比例すると考えてよいので、通電電流に比例するとして交流損失を検討する。例として 100A 通電容量の導体を考えてみる。銅導体の電流密度を 3A/mm² とすると導体の断面積は 33mm² になる。この導体 1km あたりの抵抗値(75℃)は $R_{cu}=1/1.55\Omega$ になる。したがって、銅導体に発生する 1km 当りの損失は 6.44kW になる。一方、高温超電導テープの方については、冷凍動力を 20 倍程度とし、期待値の交流損失 P を銅導体損失の 1/10 程度とすると、 $P=0.3\text{W/km}\cdot\text{A}$ になる⁹⁾。導体の損失は、正確には磁界の強さにより変るが、後述の変圧器の概念設計では、一律に $P=0.3\text{W/km}\cdot\text{A}$ で設計する。

図 1 転位形導体

Fig.1. Transposed conductor.

図2 コイルセクション間の渡り線構造
Fig.2. Crossover between coil sections.

〈2・5〉 コイル成形時の許容変形 変圧器のコイル成形時には、高温超電導体は加工変形を受ける。このため許容可能な歪みの限界を定めて置く必要がある。導体の許容歪みの限界として 0.5%を採る⁽¹⁰⁾。ディスクコイル形状ではテープ状の導体を巻くとき発生するフラット・ワイズ(Flat Wise)方向の歪みは小さく、問題にする必要はない。

コイルディスクのセクション間では渡りがあり、そこでは、図2に示すようなエッジ・ワイズ(Edge Wise)方向の歪みが発生する。同図よりセクション間の渡りでテープ導体は導体歪が小さくなるように円形状に渡るようにする。テープの幅を d とし、安全側に考え曲率の内側では伸び零で外側に向かって伸びが発生するとすれば、伸び率 ε %は次式で示される。

$$\varepsilon = \frac{2\pi r_c - 2\pi(r_c - d)}{2\pi r_c} \times 100 \quad (\%) \quad (4)$$

これより、 $d=3\text{mm}$ 、 $\varepsilon=0.5\%$ とすると、曲率半径は $r_c=600\text{mm}$ になる。

次に、渡りに要する角度 θ を求める。セクション間の距離を D とすると、渡り角度 θ は次式で与えられる。

$$\theta = \cos^{-1} \left(1 - \frac{d+D}{2r_c} \right) \quad (\text{rad}) \quad (5)$$

これより、 $D=8\text{mm}$ とすると $\theta=0.136\text{rad}$ 、全渡りに要する長さは $L=2r_c \sin \theta=162\text{mm}$ になる。この寸法は現用の変圧器と大差ない値で、必要に応じ、若干の補正を行うことでコイルは成立する。

3. 変圧器の概念設計

3 相 50Hz、100MVA・66kV/22kV 変圧器に対し、空隙磁束密度を 0.1T にした低%IX 設計高温超電導変圧器と空隙磁束密度を 0.4T 以下にした標準%IX 設計高温超電導変圧器の、異なる 2 種類の変圧器を設計し現用の油入変圧器と比較検討する。概念設計なので、ここでは簡単のため変圧器のタップは省略する。尚、66kV/22kV 変圧器の巻線は Δ - Δ に接続されている。

〈3・1〉 油入変圧器 高温超電導変圧器と比較するために油入変圧器の主要な諸元を表1に、構造を図3に示す。油入変圧器⁽¹¹⁾⁽¹²⁾の計算例はごく普通の現用変圧器の例を示したものである。この変圧器のパーセント・インピーダンス%IX=7.5%、巻線の電流密度 3A/mm^2 は一般的に使用されている値である。なお日本では 66kV 変圧器の%IX=7.5%は、JEC 記載の標準値である。

〈3・2〉 低%IX 設計高温超電導変圧器 Bi 系銀シーステープ線の臨界電流は磁界下では低いことを考慮して高圧巻線と低圧巻線間の空隙の磁束密度 B_g を 0.1T の低い値に設定する。このような低い磁界は一般の変圧器の巻線配置である低圧巻線 LV-高圧巻線 HV の 2 巻線構造では成立しないので、LV-HV-LV の 2 重同心構造とする。しかし、この構造では%IXは低くなり、この例では 2.2%になった。短絡事故時の短絡電流 I_s は電源側のインピーダンスを入れても定格電流の 30~40 倍となり、これに対応する電磁力に耐えるように、巻線の機械的補強をする必要がある。

表1 66kV 100MVA 油入変圧器
Table 1. Oil-immersed transformer.

Parameters	
Structure	3-phase core-type (Ref.Fig.3)
Capacity	100 MVA
Voltage (Prim / Sec)	66 kV / 22 kV
Current (Prim / Sec)	505 A / 1515 A
% Impedance	7.5 %
One turn voltage	135 V
Flux density in iron core	1.73 T
Conductor	Copper
Number of turns	489 / 163
Wire length	1653 m / 443 m
Winding cooling	Insulation oil
Core cooling	Insulation oil

図3 油入変圧器の構造
Fig.3. Structure of oil-immersed transformer.

本高温超電導変圧器の諸元を表 2 に、構造を図 4 に示す。1 導体は厚さが 0.2mm、幅が 3.0mm の Bi 系銀シーステープ 21 本を転位した導体である。高圧巻線は軸方向に 150 ターン、径方向は 3 層から構成されている。低圧巻線の 1 導体には、同じテープ導体 63 本を転位して用いており 75 ターンが 1 層で巻線されている。高圧巻線と低圧巻線間の電気絶縁厚は 40mm、鉄心との熱絶縁厚は 55mm にしてある。

〈3・3〉 標準 %IX 設計高温超電導変圧器 この高温超電導変圧器は現用器なみのパーセント・インピーダンス 7.5% を採ったもので、空隙磁束密度は 0.27T になるように設計してある。このような磁界では一般の現用器の巻線配置と同様に低圧巻線 LV－高圧巻線 HV の 2 巻線構造で構成することができる。

これに基づいた設計の諸元を表 3 に、構造を図 5 に示す。高圧巻線と低圧巻線の 1 導体の構成は低 %IX 設計高温超電導変圧器の場合と同じで、高圧巻線ではこの導体が軸方向に 98 ターン、径方向に 5 層巻線されている。低圧巻線では 1 層で 163 ターン巻かれている。電気絶縁と熱絶縁の距離は低 %IX 設計高温超電導変圧器の場合と同じである。

この変圧器の場合、パーセント・インピーダンスは 7.5% であるので、巻線の機械的強度は現用器の巻線強度を持てばよく、これを典型例として巻線の補強対策について述べる。巻線の補強材にはステンレス材を使用し高温超電導体と同じ寸法のテープを入れる。この変圧器の損失は現用変圧器に対し、鉄損は 55kW から 50kW、総損失は 380kW から 90kW に減少している。

表 2 低 %IX 設計高温超電導変圧器
Table 2. Low %IX design of HTS transformer.

Parameters	
Structure	3-phase core-type (Ref.Fig.4)
Capacity	100 MVA
Voltage (Prim / Sec)	66 kV / 22 kV
Current (Prim / Sec)	505 A / 1515 A
% Impedance	2.2 %
One turn voltage	146.7 V
Flux density in iron core	1.73 T
Conductor	Bi-2223 / Ag tape
Number of turns	450 / 150
Wire length	62616 m (Prim + Sec)
Winding cooling	Liquid nitrogen
Core cooling	Room temperature
Field at air gap	0.1 T

EI : Electrical insulation TI : Thermal insulation

図 4 低 %IX 設計高温超電導変圧器の構造
Fig.4. Structure of low %IX design of HTS Transformer.

表 3 標準 %IX 設計高温超電導変圧器
Table 3. Standard %IX design of HTS transformer.

Parameters	
Structure	3-phase core-type (Ref.Fig.5)
Capacity	100 MVA
Voltage (Prim/Sec)	66 kV / 22 kV
Current (Prim/Sec)	505 A / 1515 A
% Impedance	7.5 %
One turn voltage	135 V
Flux density in iron core	1.73 T
Conductor	Bi-2223 / Ag tape
Number of turns	489 / 163
Wire length	34021 m / 30150 m
Winding cooling	Liquid nitrogen
Core cooling	Room temperature
Field at air gap	0.27 T

EI : Electrical insulation TI : Thermal insulation

図 5 標準 %IX 設計高温超電導変圧器の構造
Fig.5. Structure of Standard %IX design of HTS Transformer.

4. 巻線の耐電磁力強度

変圧器巻線は短絡事故時に巨大な電磁力を受ける。内側巻線は円形が座屈する方向に、外側巻線は円周方向に引張り張力を受ける。内側巻線は絶縁筒上に等間隔で配置した軸方向スペーサー上に橋のような形で支えられている。スペーサーの本数を増し、支えの間隔を狭くすれば耐座屈力は増加するので、内側巻線の必要な耐力の設計は可能である。外側巻線は巻線自身がフープ方向の引張り力に耐える必要があり、巻線自身の耐機械的強度に直接関係するので以下に外側巻線の耐電磁力を検討する。

解析は標準%IX 設計高温超電導変圧器とし、現用器と同じパーセント・インピーダンス 7.5%を有すること、系統のリアクタンスとして変圧器容量をベースとした 5%の合計 12.5%で故障電流を計算する。

外側巻線（高圧側）の短絡電流は次式で与えられる。

$$I_s = \frac{100 \text{ k } I_R}{\%IX} \quad (\text{A}) \quad (6)$$

ここで、 I_s ：直流分を含む短絡電流波高値（A），
 k ：直流分を含む波高値に換算する係数で $k=2.5$ ，
 I_R ：定格電流の実効値（A）， $\%IX$ ：パーセント・インピーダンス（%）

従って、短絡電流は $I_s = 10100\text{A}$ となる。

次に、短絡時の電磁力を求める。同心配置巻線の半径方向の電磁力は、外側巻線に働く力を F とすると、次式で与えられる。

$$F = \frac{2\pi I_s^2 N^2 M_1 k}{h} \times 10^{-7} \quad (\text{N}) \quad (7)$$

ここで、 I_s ：短絡電流の波高値（A）， N ：巻数，
 M_1 ：外側の 1 ターンの平均長（m）， k ：ログウスキ係数， h ：コイル高さ（m）

従って、外側巻線に働く力は $F=31.59 \times 10^6\text{N}$ となる。この時の超電導導体に加わる応力 σ は、次式による。

$$\sigma = \frac{F}{2\pi A} \quad (\text{Pa}) \quad (8)$$

ただし、 A ：外側巻線導体の総断面積（ m^2 ）

よって応力は $\sigma=760\text{MPa}$ になるが、銀を主な母材にした超電導導体ではこの応力に耐えられない。設計では、補強としてステンステープの裏打ちを考え、応力はこのステンレス⁽¹³⁾テープが受けることとし、また断面積はステンレスの厚みを考慮した設計となっている。したがって、現用変圧器の標準的に考えられている%IXをもつ高温超電導変圧器は、適当な補強により必要な強度を確保できる。

5. 現用変圧器と高温超電導変圧器の比較

3 相 66kV・100MVA 変圧器について現用の油入変圧器と低%IXおよび標準%IX高温超電導変圧器の設計比較を表 4

表 4 変圧器の設計比較

Table 4. HTS transformer compared with oil-immersed transformer.

	Oil-immersed transformer	Low %IX design HTS transformer	Standard %IX design HTS transformer
Window (H×W), mm	2600×550	2450×670	1950×620
Flux density in iron core, T	1.73	1.73	1.73
One turn voltage, V	135	146	135
%IX, %	7.5	2.2	7.5
Core weight, t	37.0	40.6	32.5
Loss, kW	380	100	90
Efficiency, %	99.62	99.90	99.91

に示す。鉄心の磁束密度はともに 1.73T と同じにしてある。鉄心の窓寸法面積でみると低%IX 設計高温超電導変圧器は巻線の分割構造で現用器より約 15%大きく、標準%IX 設計高温超電導変圧器は逆に約 15%小さくなっている。鉄心の重量比では低%IX 型は鉄機械になり、現用器より約 10%重く、標準%IX型は約 15%軽くなる。

そもそも低%IX 設計高温超電導変圧器は、現在の Bi 系高温超電導線材の臨界電流特性を考えて巻線の空隙磁束密度を 0.1T と低く設定してあり、その結果パーセント・インピーダンスも 2.2%と小さく現用器で確保されている 7.5 %を取れていない。他方、標準%IX 設計高温超電導変圧器は、空隙磁束密度を 0.27T にしてあり変圧器として必要な 7.5%のパーセント・インピーダンスが確保されている。

3 相 66kV・100MVA 変圧器の効率は現用器で 99.62%と高いが高温超電導変圧器にすると 99.91%になり約 0.3%効率改善される。

6. む す び

3 相 66kV・100MVA 変圧器を例にとり現用の油入変圧器と高温超電導変圧器を設計し、高温超電導変圧器が現用の変圧器より優れた特性を発揮するために必要とされる開発項目を検討した。その結果、高温超電導体の電流密度としては銅線の 10 倍以上である 40A/mm² 程度であり、巻線の導体歪みでは 0.5%で超電導特性に著しい劣化がないこと、パーセント・インピーダンスは 66kV 級の変圧器では 7.5%、磁束密度は先ずは 0.3T 程度で、高温超電導導体の性能が向上した場合、将来的には 0.4～0.5 T、交流損失は 0.3W/km・A 程度であることが期待される。

変圧器の設計手法と高温超電導技術の適用についてご指導を頂いた山本充義先生に深謝申し上げます。

（平成 13 年 1 月 31 日受付，平成 13 年 7 月 26 日受付）

文 献

- (1) 船木和夫, 岩熊成卓, 柁川一弘, 竹尾正勝, 末廣純也, 原雅則, 山藤馨, 今野雅行, 笠川勇介, 大久保堅司, 保川幸雄, 能瀬眞一, 上山宗譜, 林和彦, 佐藤謙一: 「液体窒素冷却500 kVA級酸化物超電導変圧器の開発」低温工学, Vol.33, No.6, pp.371-381(1998-6)
- (2) 岩熊成卓, 船木和夫, 竹尾正勝, 山藤馨: 「72 kVA 四巻線構造超電導変圧器の試作」, 低温工学, Vol.22, No.6, pp.473-484 (1987-6)
- (3) M.Yamamoto, M.Yamaguchi, et. al. : "Preliminary study on AC Superconducting Machines", IEEE Trans. on Mag. Vol.24, No2, pp. 1473-1476(1988-3)
- (4) J.K.Sykulski, C.Beduz, R.L.Stoll, M.R.Harris, K.F.Goddard and Y.Yang: "Prospects for large high-temperature superconducting power transformers: conclusions from a design study", IEE Proc. Electr.Power, Vol.146, No1, pp.41-52 (1999-1)
- (5) M.Yamamoto, M.Yamaguchi and K.Kaiho: "Superconducting Transformer", IEEE Trans. On Power Delivery, Vol.15, No. 2, pp.599-603 (2000-4)
- (6) M.Yamamoto, M.Yamaguchi, et. al. : "Cryogenic Liquid Insulation System for Electrical Machines", Proc.6th International Symposium on High Voltage Engineering, 31-08, pp.1-5(1989-9)
- (7) 超電導・極低温機器電気絶縁技術調査専門委員会: 「超電導応用機器の電気絶縁技術」, 電気学会技術報告 第528号, pp.16-18(1995),
- (8) 電気工学ハンドブック, pp.661-670(1988)
- (9) H.Zueger: "630kVA high temperature superconducting transformer", Cryogenics, Vol.38, pp.1169~1172 (1998)
- (10) 超電導マグネットキーテクノロジー調査専門委員会: 「最新の超電導マグネットキーテクノロジー」, 電気学会技術報告書 第534号, pp.95-99 (1995)
- (11) 高橋幸人: 「電気機器設計 I」, pp.109-207(1969), 共立全書
- (12) A.S.Langsdorf: "Theory of alternating-current machinery" McGraw-hill book company, pp.137-163 (1955)
- (13) 低温工学協会編: 「超伝導・低温工学ハンドブック」, pp.1076 (1993)

長澤 徹

(正員) 1955年6月12日生。1979年3月, 千葉工業大学工学部電子工学科卒業。同年4月東芝電気器具(株)入社。主として小形モータの開発・設計に従事。現在, 新潟県立新津工業高等学校教諭, 新潟大学大学院自然科学研究科博士後期課程在学。主に高温超電導機器の研究に従事。電子情報通信学会会員。

山口 貢

(正員) 1942年2月14日生。1970年3月, 北海道大学大学院工学研究科電気工学専攻博士課程修了。同年4月(株)東芝入社, 主として超電導応用機器の研究開発に従事。1996年新潟大学大学院自然科学研究科教授となり, 現在に至る。主に, 超電導限流器, エネルギー貯蔵装置, 磁気分離装置などの超電導応用の研究に従事。工学博士。IEEE, 低温工学協会, プラズマ核融合学会会員。

福井 聡

(正員) 1969年2月3日生。1992年3月, 横浜国立大学工学部電子情報工学科卒業。1997年3月, 同大学院工学研究科博士後期課程修了。同年4月, 新潟大学工学部電気電子工学科勤務。現在, 同大学工学部電気電子工学科助教授。工学博士。超電導工学の研究に従事。低温工学協会会員。