

液体水素中における Ti-6Al-4V ELI 合金の機械的性質 Mechanical Properties of Ti-6Al-4V ELI Alloy in Liquid Hydrogen

由利 哲美、小野 嘉則、緒形 俊夫(物質・材料研究機構);砂川 英生(宇宙航空研究開発機構)

Tetsumi Yuri, Yoshinori Ono, Toshio Ogata (NIMS); HIDEO Sunakawa (JAXA)

E-mail: YURI. Tetumi@nims.go.jp

1. はじめに

我々はこれまでに、代表的なチタン合金である Ti-6Al-4V ELI 合金 (Ti64 ELI) の 20K He ガス雰囲気環境下 (20K GHe) における引張、破壊靱性および高サイクル疲労試験^{1,2)}を行い、各材料特性は液体水素ロケットエンジン用材料として使用されている Ti-5Al-2.5 ELI 合金³⁾ (20K 液体水素 (LH₂) 温度) と同水準もしくはそれ以上であることを報告した。しかしながら、機器の設計及び信頼性向上のためには、使用材料の実使用環境下における材料特性を把握することが重要である。本研究では、液体水素ロケットエンジン用材料の候補材料である Ti64 ELI 合金を用いて、液体水素中で各試験を行った結果について報告する。また、20K GHe 雰囲気環境下においても同様の試験を行い、20K LH₂ 中で得られた各特性と比較し、水素の影響についても調べた。

2. 実験方法

供試材は、Ti64 ELI 材 (鍛造材、φ300×200、AMS4930 相当)、920°C-60min 保持後水冷、705°C-120min 保持後空冷の焼鈍材を用いた。試験は、室温 (293K) および 20K (LH₂ および GHe 雰囲気) で行った。20K GHe 中における各試験は、冷凍機により試験片を常時冷却しながら、ヒーターによる温度制御方法にて実施した^{1,2)}。引張試験においては、試験片中央部に取り付け温度センサーにて測定し、試験片温度が一定に保持されていることを確認し行った。破壊靱性試験片は C-R 方向より採取し、J_{IC} 試験は ASTM E1820-01 に、K_{IC} 試験は ASTM E399 に準拠して行った。疲労試験片は、砂時計型試験片で試験片表面は最終的にエメリー紙 600 番で軸方向に仕上げたものを用いた。高サイクル疲労試験は、正弦波での荷重制御にて行い応力比 R=0.01 とした。試験周波数は、20K LH₂ 中では 4~10Hz で行った。また、20K GHe 中では 10⁵ 回までは 5Hz で行い、破断しなかった試験片についてはその後 10~15Hz に加速して試験を行った (LH₂ 中の各試験は、新日鐵で実施)。

3. 結果

Ti64 ELI 材の 20K LH₂ 中および 20K GHe 中における引張特性 (4~6本の平均値) および破壊靱性値 (5~6個の平均値) を Table 1 に示す。20K LH₂ 中の方が、20K GHe 中より引張強度 (σ_B) が 70MPa ほど高くなっているが、0.2%耐力 (σ_{0.2}) には差は見られない。伸び (ε)、絞り (φ) については、20K LH₂ 中の方が若干の低下が見られる。以上の 20K LH₂ 中と 20K GHe 中の引張特性の差は、試験片冷却能の違いによるものと考えられる⁴⁾。破壊靱性値はほぼ同等の値を示している。液体水素ロケットエンジン用材料として用いられている Ti525ELI³⁾ の LH₂ 中における破壊靱性値よりわずかに劣るが、強度 (σ_{0.2} および σ_B) は約 200MPa 程度顕著に高い。Fig.1 に Ti64 ELI 材の 20K LH₂ 中および 20K GHe 中における S-N 曲線を示す。両者に有意差は見られない。Ti525ELI³⁾ の疲労特性ともほぼ同等である。以上より、本供試材

においては引張強度には、20K LH₂ 中と 20K GHe 中の試験環境の違いが見られるが、他の引張特性や破壊靱性値、高サイクル疲労特性に差は見られず、水素による影響はないものと考えられる。したがって、引張強度のみ低下が見られた 20K GHe 中での結果は安全側の評価となり、20K LH₂ 中の代替試験に成り得る。発表当日は、各試験後の破面観察結果についても報告の予定である。

【参考文献】

- (1) T.YURI, et al. : Abstracts of CSJ Conference, Vol.79 (2008) p.222
- (2) T.YURI, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol.80 (2009) p.75
- (3) NIMS SPACE USE MATERIALS STRENGTH DATA SHEET No.1: National Institute for Materials Science, Japan (2003)
- (4) 2002 Annual Summary Report on Results, NEDO - WE - NET - 0210 (2003) p.359

Table 1 Mechanical properties of Ti-6Al-4V ELI alloy in liquid hydrogen and gaseous helium at 20K. (σ_{0.2}: 0.2% Proof stress, σ_B: Tensile strength, ε: Elongation, φ: Reduction in area)

Material	Medium	σ _{0.2} (MPa)	σ _B (MPa)	ε (%)	φ (%)	Fracture Toughness (MPa√m)
Ti64ELI	20K GHe	1524	1616	16.8	23.7	58
	20K LH ₂	1530	1685	15.4	16.1	59

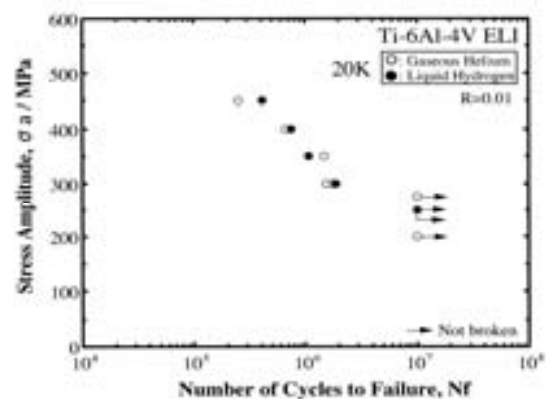


Fig.1 S-N curves of Ti-6Al-4V ELI alloy in liquid hydrogen and gaseous helium at 20K.

Ti-6Al-4V ELI 合金鍛造材の低温疲労特性に及ぼす応力比の影響 Effect of stress ratio on low-temperature fatigue properties of Ti-6Al-4V ELI alloy forging

小野 嘉則 由利 哲美 緒形 俊夫 (物質・材料研究機構)
松岡 三郎 (九州大学) 砂川 英生 (宇宙航空研究開発機構)

ONO Yoshinori, YURI Tetsumi, and OGATA Toshio (National Institute for Materials Science)
MATSUOKA Saburo (Kyushu University), SUNAKAWA Hideo (Japan Aerospace Exploration Agency)
E-mail: ONO. Yoshinori@nims.go.jp

【1.緒言】

チタン合金中最汎用の Ti-6Al-4V 合金(Ti64)では、引張-引張荷重下での高サイクル(10^7 回)疲労強度が、疲労限度線図から予測される強度よりも低くなることが報告されている¹⁾。最近では、修正 Goodman 線図から 10^7 回疲労強度を予測できる Ti64 でも、 10^8 回を超える領域では、引張-引張荷重下の疲労強度が、同線図からの予測強度よりも低くなることが報告されている²⁾。Ti64 の高サイクル疲労強度の特異な平均応力依存性は、下部組織(集合組織も含む)の影響を受ける¹⁾が、その詳細は明らかになっていない。

一方、Ti64 の中でも O や Fe などを減じた Ti64 ELI は低温用として利用される。Ti64 ELI の低温高サイクル疲労特性は過去報告されている³⁾が、特定の条件に限られており、応力比の影響を評価した例は見られない。また、前述した高サイクル疲労強度の特異な平均応力依存性は、全て室温での評価結果であり、その温度依存性は不明である。本研究では、Ti64 ELI 鍛造材の高サイクル疲労特性に及ぼす応力比(平均応力)の影響とその温度依存性について調査した。

【2.実験方法】

供試材のサイズは $\phi 300 \times 200$ (mm) である。供試材は、1193K ($\alpha+\beta$ 二相域)での熱間鍛造後、993K 真空雰囲気中で 7.2 ks 焼鈍し炉冷した。組織は、等軸 α 組織が主で平均粒径は約 $20 \mu\text{m}$ であり、一部層状の $\alpha+\beta$ 組織が観察された。疲労試験は、室温と 77K で周波数 $f=10\sim 15$ Hz の正弦波軸荷重で行った。応力比は、 $R=-1, 0.01, 0.5$ とし、さらに荷重制御で可能な最高応力比側の試験として、最大応力 σ_{max} を 0.2%耐力($\sigma_{0.2}$)に固定し、応力比を固定しない試験($\sigma_{\text{max}}=\sigma_{0.2}$ 試験)⁴⁾を行った。なお、供試材の $\sigma_{0.2}$ と引張強度(σ_B)は、室温(293K)では $\sigma_{0.2}: 770 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_B: 833 \text{ MPa}$ 、77K では $\sigma_{0.2}: 1280 \text{ MPa}$ 、 $\sigma_B: 1370 \text{ MPa}$ である。

【3.結果】

Fig. 1 は、室温(a)と 77K (b)で取得した S-N 線図である。Fig. 1(b)には、77K での未破断データの応力値について、室温のそれらとの比を示している。77K と室温の引張強度の比(1.6)と同程度の値を示す $R=-1$ の試験および $\sigma_{\text{max}}=\sigma_{0.2}$ 試験の結果に比べ、 $R=0.01, 0.5$ の結果は低く、1 に近くなっており、静的強度の上昇に見合う疲労強度が得られていないことがわかる。

Fig. 2 に疲労限度線図を示す。疲労限は 10^7 回強度を採用し、 10^7 回未満で破断したデータのうち、最も低い応力値と 10^7 回で破断しなかったデータの応力値の平均とした。室温の場合、修正グッドマン則による予測は、 $R=0.825$ 付近では安全側になるものの、 $R=0.01$ と 0.5 では危険側になり、実際の結果は予測強度の 7, 8 割であった。77K では、室温と同様に $R=0.825$ 付近では安全側になるものの、 $R=0.01$ と 0.5 では室温に比べてより危険側になり、実際の疲労強度は予測強度の 5 割程度である。以上の結果より、供試材では高サイクル疲労強度の特異な平均応力依存性が確認され、その特異性は低温でより顕著になる傾向があることがわかった。

【参考文献】

[1] 例えば、S. Adachi et al.: Titanium Science and Technology, 4

(1985), pp. 2139-2146.

[2] E. Takeuchi et al.: Tetsu-to-Hagane, 93-4 (2007), pp. 309-316.

[3] 例えば、K. Nagai et al.: ISIJ International, 31-8 (1991), pp.882-889.

[4] E. Takeuchi et al.: TRANS. OF JSME, A70, 698 (2004), pp. 1405-1411.

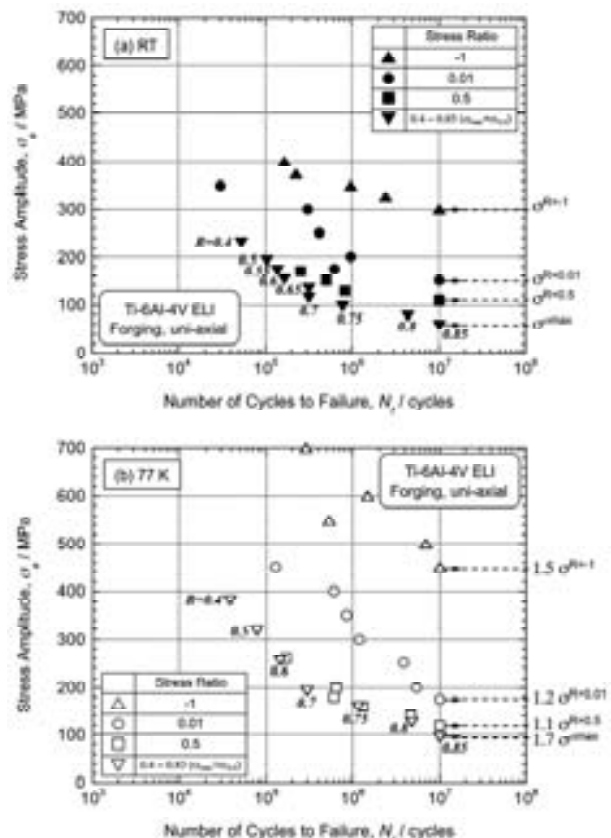


Fig. 1 S-N diagrams at RT (293K) (a) and 77K (b) for Ti-6Al-4V ELI alloy forging.

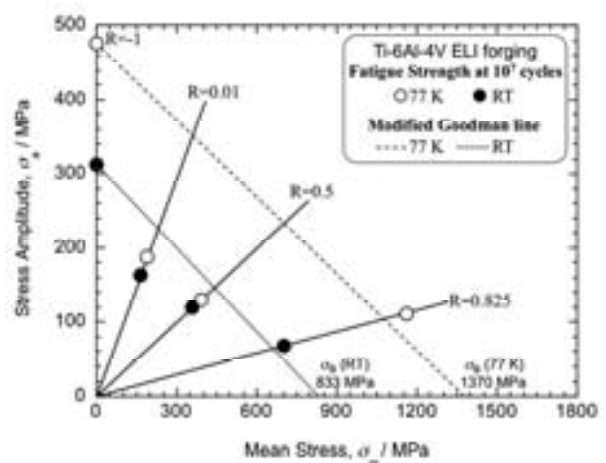


Fig. 2 Endurance limit diagram of Ti-6Al-4V ELI alloy forging.

核融合炉用超電導磁石絶縁材料の照射効果に関する研究

Study of Irradiation Effect on Electrical Insulation Material for Super Conducting Magnet of Nuclear Fusion Reactor

富 雄一, 三島 史人, 秋山 庸子 (阪大); 泉 佳伸 (福井大); 西村 新 (核融合研); 西嶋 茂宏 (阪大)
 TOMI Yuichi, MISHIMA Fumihito, AKIYAMA Yoko (Osaka Univ); IZUMI Yoshinobu (Fukui Univ);
 NISHIMURA Arata (NIFS); NISHIJIMA Shigehiro (Osaka Univ)
 E-mail: tomi@qb.see.eng.osaka-u.ac.jp

1. はじめに

核融合炉用超電導磁石を構成する材料の中で電気絶縁材料として用いられるエポキシ樹脂は、構成要素の中で最も放射線感受性が高く、照射劣化の防止は、システムの安全性維持のために重要である。そこで耐放射線性の高い電気絶縁材料の分子設計を最終目標とし、本研究ではエポキシ樹脂の γ 線照射による構造変化を、DSC (示差走査熱量分析) や誘電率測定などを用いて検討した。

核融合炉用超電導磁石においては、中性子の照射効果、特に核融合中性子の照射効果を検討することが必要であるが、本研究ではその基礎的検討として、 γ 線による劣化について検討を行った。劣化過程の評価手法として、まず熱分析によって照射前後の高分子材料のガラス転移点の比較を行い、それによって分子構造の変化を推定した。さらに、材料の電気的特性の評価法の一つとして、温度制御下での誘電正接の測定を行い、その結果から γ 線照射による高分子材料の分子構造の変化に関する情報を得られるかどうかを検証した。

2. 試料作成・実験方法

本研究においては代表的な主剤である DGEBA (ジグリシジルエーテルビスフェノール A) を JEFFAMINE D230、D400、EDA (エチレンジアミン)、DETA (ジエチレントリアミン) の 4 種類の硬化剤とそれぞれ重合させて試料を作成した。これらの構造式を Fig. 1 に示す。

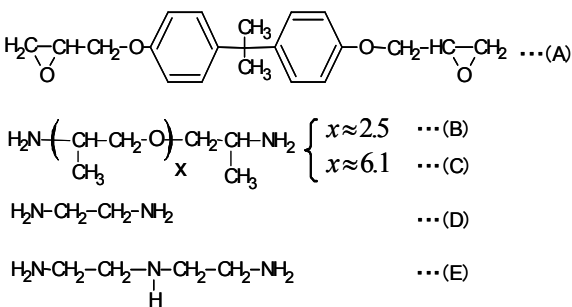


Fig.1 (A) DGEBA, (B) D230, (C) D400, (D) EDA, (E) DETA.

ITER の運転環境では 10^{22} n/m² 程度の中性子フルエンスに対する耐放射線性が要求されるが、本研究ではエネルギー付与が同等となる 10MGy の γ 線照射にて実験を行った。照射環境は室温、大気中である。

未照射および照射を行った試料に対し DSC、誘電率測定、レオロジー測定を行い、その結果から硬化剤の種類による照射効果の違いを考察した。

3. 実験結果・考察

D230、D400 の試料について DSC (DSC 8230, 理学電機株式会社) の測定を行った。測定は昇温速度 20 K/min で行い、得られた DSC 曲線は Fig. 2 のようになった。

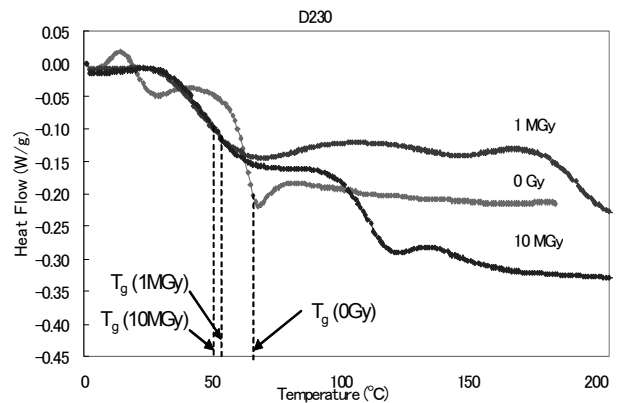


Fig.2 DSC curves of samples before and after irradiation.

Fig. 2 の結果の解析により得られた T_g の吸収線量に対する変化を Fig. 3 に示す。

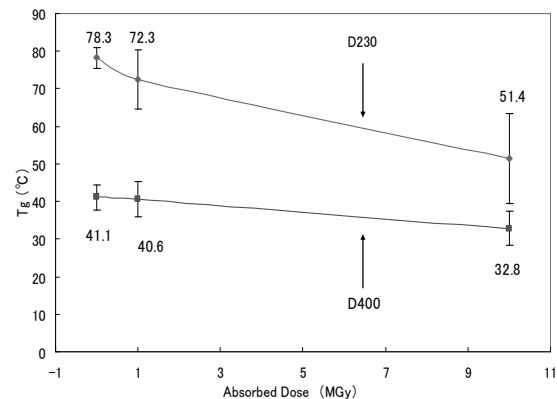


Fig.3 Glass transition temperature of irradiated samples.

Fig. 3 より D230 および D400 の T_g は吸収線量が増加すると共に低下していることから、Jeffamine を用いたエポキシ樹脂が 10MGy 程度の γ 線により崩壊性を示すことが分かった。また、D400 のほうが分子鎖が長いので架橋密度が低い分、D230 よりも低い T_g を示す結果となった。

誘電率測定についてはエポキシ樹脂と銀電極による平行平板コンデンサ状の試料を作成し、LCR メータ (3532-80 ケミカルインピーダンスメータ, HIOKI) を用いて行った。

誘電率測定では ϵ (比誘電率)、 $\tan \delta$ (誘電正接) の 2 項目を温度を制御しながら測定した。いずれの試料も照射後の方が ϵ 、 $\tan \delta$ ともに高い値を示しており、照射効果による試料中の極性基の増加が原因と考えられる。

これらの測定結果を裏付ける情報を得るために、レオロジー測定等高分子の高次構造に関する情報が得られる分析手法を行うことを検討している。

SMES 用ダブルパンケーキコイルに用いる 並列多層 HTS テープ導体内の電流分布解析

Analysis of Current Distribution in a Multi-laminated HTS Tape Conductor Wound into Double Pancake Coils for SMES

後村 直紀, 千葉 悠太, 谷貝 剛, 津田 理, 濱島 高太郎 (東北大); 式町 浩二, 平野 直樹, 長屋 重夫 (中部電力)
 ATOMURA Naoki, CHIBA Yuta, YAGAI Tsuyoshi, TSUDA Makoto, HAMAJIMA Takataro (Tohoku University);
 SHIKIMACHI Kouji, HIRANO Naoki, NAGAYA Shigeo (Chubu Electric Power Co.)
 E-mail: a.naoki@ecei.tohoku.ac.jp

1. はじめに

高温超電導テープ線材の運転電流は限界があるため、SMES 用超電導コイルでは、電流容量を増加させるために、多数のテープ線材を並列の多重構成にする必要がある。しかし単純に並列導体を用いた場合には、リアクタンスの不均衡により電流が最も内側のテープ線材に集中して偏流が生じ、通電特性が劣化してしまう。そこで、要素コイルを対象として最内層における 1 度の転位と線材間のギャップを調整することにより、任意の並列多層超電導体内の偏流を抑制する構成を考案したので報告する。

2. 並列導体の電流分布制御方法

並列導体において回路リアクタンスを平衡にする方法の一つとしてコイル両端でテープ線材を転位する方法が提案されているが、転位箇所には制約がありダブルパンケーキ状の要素コイル 1 つの場合、最内層が適していると考えられる。しかし転位のみでは 3 本以上の線材を用いた場合、回路リアクタンスを平衡にすることができず、他の導体構成パラメータを用いて電流分布を制御する必要がある。

ここで 4 並列導体を、Fig.1 のように最内層において各線材が対称になるように転位した場合を考える。転位による各線材の対称性から、線材 1 と 4 および線材 2 と 3 に鎖交する磁束は等しく、各通電電流は $I_1=I_4$, $I_2=I_3$ となる。よってこのとき 4 本の線材を均流化するには、下式で表される線材 1 と 2 に対する鎖交磁束が等しくなることが条件となる。但し L_i は i 番目の線材の自己インダクタンス、 M_{ij} (i, j) は i 番目の線材と j 番目の線材間の相互インダクタンスを表す。

$$\begin{aligned} \phi_1 &= L_1 I_1 + M_{12} I_2 + M_{13} I_3 + M_{14} I_4 \\ \phi_2 &= M_{12} I_1 + L_2 I_2 + M_{23} I_3 + M_{24} I_4 \end{aligned} \quad (1)$$

今、各パンケーキのインダクタンスは近似的に鎖交する面積に比例すると仮定すると、インダクタンス L 、鎖交磁束 ϕ および中心軸から線材までの距離 r には以下の関係が成り立つ。

$$L_i \propto \phi_i \propto \pi r_i^2 \quad (2)$$

式(2)より、回路リアクタンスは半径 r により変化可能であるから、導体構成パラメータとしては線材間のギャップを調整する方法が考えられる。すなわち 4 並列導体では Fig.1 のように各線材間に追加厚を設けることで、4 本の線材の電流分布を制御できる。またこの時、線材 2 と 3 および線材 3 と 4 間のように同様のギャップを設けることで、転位した際にも構造の対称性が損なわれない。

3. 解析条件

解析に用いるモデルは、ダブルパンケーキコイルの内径 100 mm、上下コイル間ギャップ 3.0 mm、超電導テープ線材幅 10.0 mm、厚さ 0.1 mm、補強材を含めた線材厚さ 0.3 mm とし、4 並列導体ではこれが 4 つ積層されて 1 組の導体を形成する。これらの条件のもと Biot-Savart の法則を用いて各線材におけるインダクタンスを計算し、それらの比を用いて電流分布を表現した。

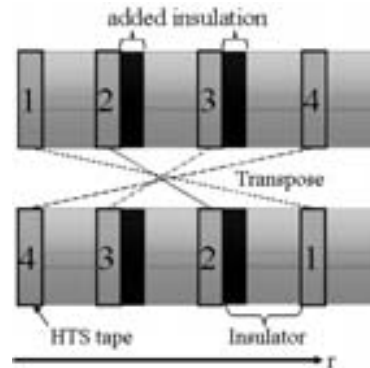


Fig.1 Innermost layer of a double pancake coil wound with a 4-laminated HTS tape conductor.

4. 解析結果

4 並列導体に関して、Fig.1 に示した位置のギャップを変化させたときの、 I_2/I_1 で表される電流分布とコイルの層数の関係は Fig.2 のように得られた。層数の増加とともに磁束の結合度が高まるので、追加厚の値にかかわらず層数が増加するに従って電流分布は均一度を高めることが分かる。また、追加厚による分布の変化は、層数が多くなるほど大きくなる。これより、層数 50 のときには追加厚 0 mm のとき $I_2/I_1=0.6$ であった電流分布が、追加厚 0.03 mm のときには $I_2/I_1=1.0$ となり 4 本の線材全てで均流化が可能だといえる。

ここでは 4 並列導体のみを取り扱ったが、使用する線材を増やすことにより本数に応じて必要な追加厚の種類が変化する。そしてそれぞれの追加厚に対して適切な値を定めることにより、任意の層数、任意の線材数の並列多層超電導ダブルパンケーキコイルにおいて一様電流分布を得ることが可能である。

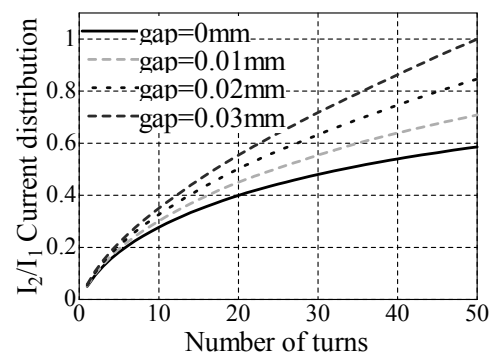


Fig.2 Normalized current distribution as a function of turns with parameters of added insulation.

参考文献

1. T. Hamajima et al., *Cryogenics*. Vol. 44, No. 5 pp. 341-348 2004
2. M. Iwakuma et al., *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 10, No. 1 pp. 861-864 2000

瞬低 SMES 用伝導冷却型パルスコイルの設計

Design of a conduction cooled pluse coil for SMES as a protection from momentary voltage drop

牧原 知広, 宮野 宏斗, 川越 明史, 住吉 文夫 (鹿児島大学)

MAKIHARA Tomohiro, MIYANO Hiroto, KAWAGOE Akifumi, SUMIYOSHI Fumio(Kagoshima University)

1. はじめに

これまでに瞬低用 SMES に用いる超伝導コイルとして、低コスト化とハンドリングの容易さを考慮して伝導冷却型 NbTi パルスコイルが開発されている。しかしながら、SMES の実用化にはコイルの低コスト化が必要とされている。

そこで本研究では、瞬低補償用伝導冷却型パルスコイルをいくつかの導体で設計し、どの程度の低コスト化が可能かについて検討を行った。今回は、Cu コアを有する CuNi 母材導体を用いた導体と Cu テープ線材を用いた導体について理論的に検討した。さらに、NbTi 線材より臨界温度の高い MgB₂ 線材を用いた場合についても検討を行なった。

2. 瞬低 SMES 用伝導冷却型パルスコイルの設計

瞬低 SMES 用の伝導冷却型パルスコイルの性能は、ほぼコイル内の最高到達温度で決まる。瞬低補償動作時に発生する交流損失によってコイル内の温度が上昇するためである。最高到達温度は、コイル内の最大の発熱の箇所が決まる。この温度は、コイル内のスパーサー等への熱拡散も影響するため、この影響まで考慮してコイル内の温度を解析してコイル設計を行う必要がある。したがって、本研究では、瞬低補償動作時の交流損失分布を計算し、それによってコイル内の温度分布がどうなるかをコイル内の熱拡散まで考慮して解析した。その結果をもとにコイルの設計を行った。コイル内の温度分布の解析モデルでは、コイル周方向は温度勾配が生じないと仮定し、2 次元の解析モデルを採用した。また、コイル内で発生する発熱は、導体で発生する交流損失のみとした。

設計したコイルは、上述の瞬低補償用伝導冷却型 NbTi パルスコイルと同等のものとし、インダクタンス 2H のコイル 2 個で 1MW の瞬低補償動作を 1 秒間行えるものである。1 秒間の瞬低補償時には、待機時の蓄積エネルギーの半分を放出しており、待機時の通電電流は 1000A とした。

3. 伝導冷却型パルスコイルの設計結果

今回検討した導体のパラメータを Table1 に示す。CuNi 母材の NbTi 多芯線を用いたラザフォードケーブル、Cu 母材の NbTi 多芯線を圧延したテープ線材 2 本で構成される並列導体である。また MgB₂ テープ線を 10 本束ねた転位並列導体の検討も行った。これらの導体で設計した結果を Table2 に示す。設計結果は、装置の全体サイズを最小にできるコイルを最適としている。装置の全体サイズは、並べて配置した 2 個のコイルを挿入するクライオスタットの直径で表している。

CuNi 母材多芯線は、線材中央に Cu コアを有する構造としており、結合損失を低減して高磁界コイルでも到達温度が抑制できるようにしている。Cu 母材のテープ線材は、線材幅広面に垂直な磁場に対しては高損失、線材幅広面に平行な磁場に対しては低損失という特性がある。この特性を活かし、コイル中央部の高磁界部の上昇温度を抑制し、コイル端部に高温領域を集中させることで、コイル軸方向に大きな温度勾配ができる。これによりコイル軸方向の熱拡散の効果が大きくなる。また、コイル端部の構造材がヒートシンクの役割を担うことによって最高到達温度を抑制できる。MgB₂ は臨界温度が高く NbTi よりも温度マージンが大きい。

Table 2 の "Old coil" は、上述した瞬低 SMES 用伝導冷却型 NbTi パルスコイルである。CuNi 母材の線材を用いたコイル "CuNi" では、高磁界化が可能のためにコイルの全体サイズが最も小さくできている。Cu 母材テープ線を使用したコイル "Cu tape" でも Old coil よりもコンパクト化は可能であることがわかるが、導体長、装置全体サイズともに、CuNi コイルより大

きい。NbTi 線材を使用する場合は、CuNi 母材線材を使用した方が、低コスト化が可能であると考えられる。一方、MgB₂ 線材を使用した場合でも、Old coil と同程度の規模でコイルの設計が可能になることがわかる。

4. まとめ

SMES の低コスト化のために、2 種類の導体によるコイルの設計案を示した。低コスト化は可能なものの、CuNi 母材の多芯線をした場合の方がより大きな効果が得られることがわかった。また、臨界温度の高い MgB₂ 線材を用いたコイルの設計を行い、MgB₂ 線材でも、NbTi 線材を用いた場合と同程度の伝導冷却型パルスコイルの実現が可能であることを示した。

参考文献

Table1. Parameters of conductors

CuNi	
Strand	
diameter	0.823 mm
twist pitch	10 mm
Cu /CuNi/NbTi	0.87/1.6/1.0
Conductor	
number of strand	8
twist pitch	35 mm
width	3.49 mm
thickness	1.85 mm
Spacer	
thickness	2.0 mm
Cu tape	
Strand	
width	2.22 mm
thickness	1.11 mm
twist pitch	38 mm
Cu/NbTi	2.4/1.0
Conductor	
number of strand	2
width	2.42 mm
thickness	2.62 mm
Spacer	
thickness	2.0 mm
MgB₂	
Strand	
width	1.05 mm
thickness	0.504 mm
Cu/Nb/ MgB ₂	1.1/1.7/1.0
Conductor	
number of strand	10
width	2.30 mm
thickness	3.62 mm

Table2. Parameters of superconducting coils

	Old coil	CuNi	Cu tape	MgB ₂
B _{max}	2.48 T	6.92 T	2.76 T	2.25 T
Length of conductor	5650 m	4277 m	4710 m	5246 m
Diameter	2.39 m	1.41 m	1.86 m	2.01 m

(1)A.Kawagoe, et al.: Abstract of CSJ Conference, Vol.76 (2007)p.110

(2)T.Mito, et al.: Abstract of CSJ Conference, Vol.78(2008) p.50

巻き戻し構造をもつ変圧器型超電導限流器の模擬系統限流実験

Current Limiting Experiment of Transformer Type Superconducting Fault Current Limiter with Rewound Structure Using BSCCO Wire in Small Model Power System

白井 康之, 小田 さや香, 野田 翔(京都大学); 馬場 旬平, 西岡 英祥, 森 政人(東京大学)
 SHIRAI Yasuyuki, ODA Sayaka, NODA Sho (Kyoto University); BABA Shumpei, NISHIOKA Hideyoshi, MORI Masato (Tokyo University)
 E-mail: shirai@energy.kyoto-u.ac.jp

1. はじめに

変圧器型超電導限流器は定常状態では、一次側コイルに流れる系統電流による磁束を二次側短絡コイルでキャンセルすることで低インピーダンスである。系統事故が発生し、一次側に事故電流が流れると、巻き数比により二次側により大きな電流が流れ、二次側が常電導化して磁界を二次側で打ち消せなくなり、限流器はリアクタンス成分で限流する。さらに大きな事故電流が流れた場合、一次側が常電導化し、その抵抗成分が加わって、さらに高い限流効果を得る。

変圧器型限流器で良好な限流特性を得るには、二次側コイルのインダクタンスを小さく、二次側常電導抵抗を大きくすることが必要となる。しかし、通常と同軸コイル構造では、線材長を長くすればインダクタンスも大きくなり、良好な限流特性を得にくい。巻き戻し構造では線材を長く、インダクタンスを小さくすることが可能である。本研究ではBSCCO線(n値21, 臨界電流値100A)を用いた巻き戻し構造を採用し、模擬電力系統における事故時の限流特性をモデル装置によって実験、検討した。モデル装置は一次側二次側コイル共に巻き戻し構造を採用している。

2. 巻き戻しコイル構造の原理

巻き戻し構造を持つ変圧器型超電導限流器をFig.1に示す。巻き戻しコイルは二つのコイルを同方向に巻き、互いに接続したものである⁽¹⁾。一次コイルは系統へ接続し、二次コイルは短絡した。この構造は、二次側コイルのインダクタンスを小さく、且つ大きな抵抗を得ることが可能である。

3. 実験方法

Fig.2は一機二回線模擬送電系統である。このうち一回線の発電機母線至近端での一線地絡事故を模擬した。SCFCLは事故相にのみ設置し、他相には限流器の待機時リアクタンスと同等のリアクトルを挿入し三相平衡をとった。Fig.3は事故を模擬しているスイッチシーケンスである。連続して事故を起こし、その復帰特性について調べた。

4. 実験結果と考察

一線地絡事故中の限流器電流 I_{fel} をFig.4に示す。1回目、2回目の事故は各々時刻0s、1.8sで起こし、それぞれ6サイクルで事故回線開放、1秒後再閉路している。事故時に限流器が動作し限流が確認された。再閉路後は待機状態に復帰し通常系統に戻ったあと、2回目の事故時にもほぼ同様の限流動作(繰り返し動作)が確認された。

1回目の事故中の限流器電圧 V_{fel} 、限流器電流 I_{fel} 、限流器の二次側電流 I_2 をFig.5に示す。事故電流は290Apeak程度まで限流されている(限流動作無しでは422Apeak)。 I_2 は臨界電流100Aを超え、二次側は常電導転移している。また V_{fel} が1/2周期で2回ひずんでいることがわかる。これは二次側だけでなく一次側にも常電導抵抗が発生したためであり、限流器はリアクタンス成分に加え、一次側の抵抗成分によっても限流しているといえる。 I_{fel} と V_{fel} の位相差について事故中の始めと後を比較すると、始めの方は位相差が小さく抵抗分による限流が主で大きな限流効果を得、事故電流が減少してくると位相差が大きくなりリアクタンス成分を主とした限流となって発熱を低減する動作となっていることを確認した。また、2回目動作もほぼ同様の波形となることを確認している。



Fig.1 Transformer Type SCFCL of Rewound Structure

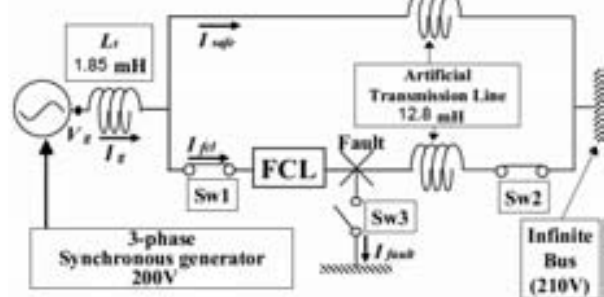


Fig.2 Experimental Circuit

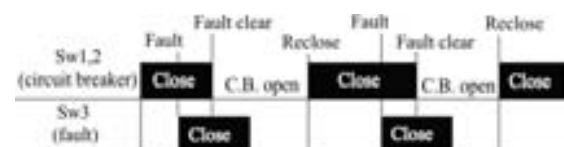


Fig.3 Switch Sequence

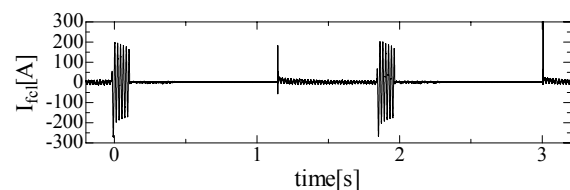


Fig.4 the Current of the SCFCL

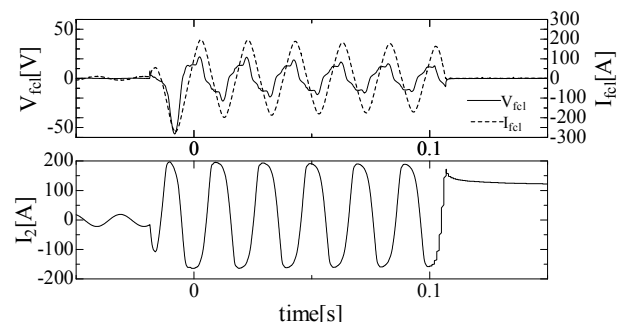


Fig.5 the Voltage and Current of the SCFCL during the Fault

多数個並列 MOSFET を用いた低温用低電圧/大電流直流電源の試作

Cryogenic Low Voltage/ High Current DC Power Supply using Low Loss Switching Device with Multi-Parallel Connected MOSFETs

花島 雄、鈴木 孝彦、二ノ宮 晃、瓜生 芳久、石郷岡 猛(成蹊大)

HANASHIMA You, SUZUKI Takahiko, NINOMIYA Akira, URIU Yoshihisa, ISHIGOHKA Takeshi (SEIKEI Univ.)

E-mail: ninomiya@st.seikei.ac.jp

1. はじめに

我々は、1V以下の低電圧で大電流が通電可能な超電導コイル用充電電源を提案している^[1]。本提案電源は、巻数比の大きく異なる変圧器(200:1)と多数のMOSFETを並列接続したスイッチ回路部分から成る。これまでは、スイッチ部分およびその周辺からの損失が大きく影響し、かならずしも良い性能を得ることができなかった。今回、これらの点について全面的に見直し、その性能をほぼ予想通りにすることができた。作成したスイッチ回路は、5A定格のMOSFETを100個使用した500A用である。試験は、電流200A(DC)までを行いMOSFETのオン抵抗値が約0.4mΩ、スイッチ回路端子電圧が80mVであることを確認した。この電源を用いて、HTSコイルを励磁したところ、1V以下の低電圧でコイルをクエンチ電流以上まで通電させることが可能となった。このとき、電流を更に高く設定して通電したところ、コイル内で発生する抵抗性電圧と電源電圧が平衡して充電電流が抑制されるフェールセーフ機能を有することが判明した。

2. 装置および試験結果

MOSFET100個を並列接続したスイッチ回路部分を図1に示す。使用したMOSFETは、東芝製の2SK2493で最大定格はゲート電圧(V_G)8V、ドレイン-ソース間電圧(V_{DS})16V、ドレイン電流(I_D)5Aである。この基板内には回路抵抗成分を低減させるためにHTSテープ線($I_c:150A@$ 住友電工製)が最大2枚並列に埋め込まれている。図2は、液体窒素環境下で実施したHTS線材有無によるスイッチ回路部分のオン時の電圧電流特性である。このとき、MOSFET1個のオン抵抗値(77K)は32~41mΩであった。従って、100個並列接続したときの予想オン抵抗値はこの値の100分の1になる。結果は0.4mΩである。これより、HTS線材を並列接続させることで予想通りの低抵抗スイッチが実現できることが判明した。なお、作成したスイッチ回路の交流特性は1kHz、60Aまで実施し問題の無い事を確認している。

次に、このスイッチ回路を図3に示す提案中の充電回路に組み込み、超伝導コイルの励磁実験を実施した。使用超伝導コイルは、内径118mm、外径190mm、巻数360ターン、インダクタンス24.9mH、クエンチ電流32Aの住友電工製ビスマス系超伝導コイルである。

図4は、変圧器2次電圧が140mV~600mVの範囲で行ったときの充電特性である。ここで、1次電圧50V(2次電圧234mV)のときが、ほぼ使用超伝導コイルのクエンチ電流値に相当する。従って、ここに示している2次電圧が550mVと600mVの特性は、確実にクエンチしている特性である。このとき気付くことは、両者の特性がほぼ揃っている事である。これは、両条件で実施したとき、コイル内で発生した抵抗性電圧がほぼ同一であるということである。

これより、本提案充電方式は、たとえクエンチ電流を超える条件で励磁したとしても、クエンチが拡大して超伝導コイルに致命的なダメージを与えることの少ない方式であると考えられ、フェールセーフ機能付きの励磁方式であると考えられる。

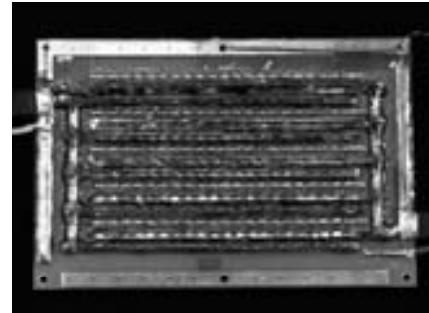


Fig.1 100 parallel connected MOSFETs switch circuit, which has HTS tape on the circuit substrate.

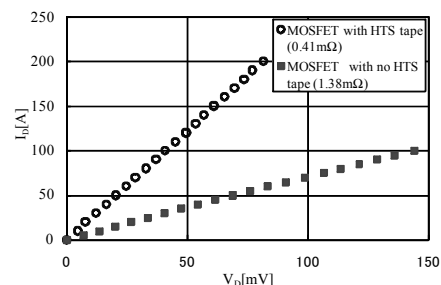


Fig.2 Static characteristics of MOSFETs circuit, where, the one has with HTS tape and the other has not the one.

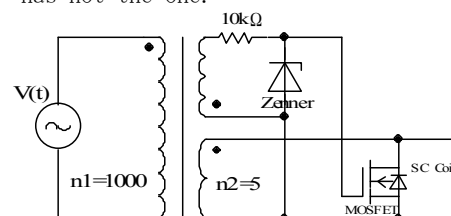


Fig.3 HTS coil charging circuit which has a transformer of a big turn ratio (200:1).

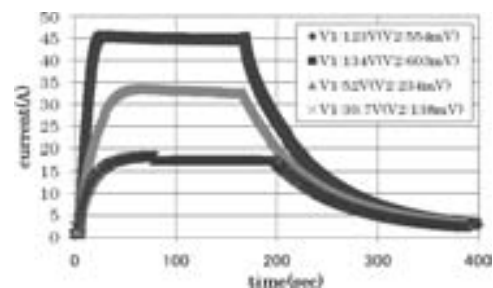


Fig.4 HTS coil charge experimental results, where all secondary side voltages are 1v or less.

参考文献

1. Yuichi Kondo, et al., IEEE Trans. Appl. Super., Vol. 19, no. 2, pp2337-2340, JUNE, 2009.

超電導インバータの高効率化

Efficiency of superconducting inverter

長村 光造 (応用科学研)、酒井 明 (京大)、中村 武恒 (京大)、岡 徹雄 (新潟大)

OSAMURA Kozo (RIAS), SAKAI Akira (Kyoto Univ.), NAKAMURA Taketsune (Kyoto Univ.) and OKA Tetsuo (Niigata Univ.)
E-mail: kozo_osamura@rias.or.jp

1. はじめに

現状の電力機器に用いられているインバータ用素子は半導体であるため電流が通過するオン状態でジュール熱が発生する。とくにパワーインバータにとりこのジュール熱発生は大きな損失であり、ジュール熱をゼロにするのがインバータにとって理想的な状態である。ジュール熱発生ゼロあるいは限りなくゼロに近いインバータの実現は、超伝導特性を活用することにより原理的に可能であると考えられる。そこで申請者等が提案する原理に基づき試作した超電導インバータが、パワーを必要とする車載用超電導モータ等の電力変換機器として実用化が可能かどうかを実証するための研究を続けている。

前回の講演で超電導インバータ動作が可能であることを報告した[1]が、今回は 0.1 Hz から 100Hz 帯域で直流を交流にどの程度変換できるかを新しい超電導素子と改良したスイッチング回路を用いて検討したので報告したい。

2. 実験方法

用いた超伝導素子はサファイア基板に YBCO 結晶を厚さ 300nm 成長させたもので、全体に表面に保護層として金が厚さ 100nm 付けられている。しかしこの素子の動作領域(幅 1.7mm、長さ 20mm)の金保護層は付けられていない。臨界電流は 77K で $I_c=20A$ であった。この素子 4 枚を前回概要集[1]に記載のようにブリッジ回路の A, B, A', B' に配置し、負荷には抵抗 $R_z=50 \mu\Omega$ の金属棒を用いた。スイッチング動作をさせるため 2 個の電磁石(MA, MB)を用い、素子 A, A'あるいは素子 B, B'が同時に抵抗状態になるようにした。今回は磁場について(1)直流磁場バイアスを加える。(2)位相を任意に設定した交流波形の重量ができるようにするため、2チャンネルプロシenseサイザ(nf WF1946B)からの波形出力を交流増幅器(nf HSA4014)で増幅し電磁石に供給した。つまり

$$B_i = B_{DC,i} + B_{max,i} [1 + \sin(2\pi ft + \theta_i)] \quad (1)$$

の磁場が発生できることを期待した。ここで $i=A$ or B である。周波数として $f=0.1$ Hz から 100 Hz の範囲を調べた。負荷に発生する交流電圧は 1 mV 以下になるため、低雑音前置増幅器(nf L1-75A)を介してメモリーハイコーダー(HIOKI 8860-50)で波形を観測した。このシステムでは最高電圧感度は $5\mu V/div$ となる。

3. 実験結果

今回は新たな計測システムによりインバータ動作の最適化について検討した。Fig. 1はソース電流(I_0)に対する負荷に流れる交流電流のピーク値を示す。 $I_{z,max}$ は I_0 が素子の臨界電流を越えると急激に大きくなり、最大になったあと減少する。このオーバーシフトは電流が高いため無磁場でも抵抗状態へ順次遷移することによる原因とする。なお 0.2 Hz のときの値は縦軸のスケールが 5 倍となっている。この図より今回のインバータ動作は抵抗ゼロの完全超電導状態から磁束フローにより抵抗の発生する超電導状態への遷移によることが明である。

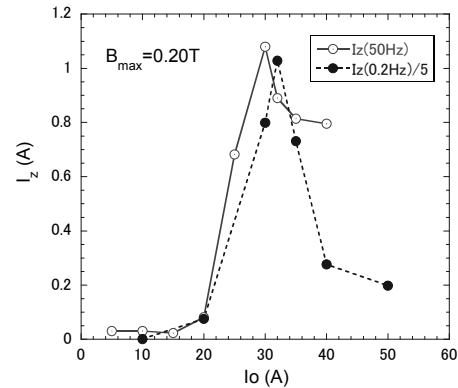


Fig.1 Peak alternating current bypassing through the load Z as a function of source current I_0 , where the I_c was 20 A.

Fig. 2 は 1 Hz における負荷に現れた交流波形である。曲線 A は $B_A=B_B$ としたときの出力波形である。ピーク電流が低く、対称性も良くないのがわかる。曲線 B は直流バイアス成分を不均等にした場合で、ピーク電流も高く、対称性も改善されていることがわかる。今回は十分とはいえないが、個々の素子の磁気特性に合うようにすることにより、インバータ特性を最適化できることが明らかとなった。

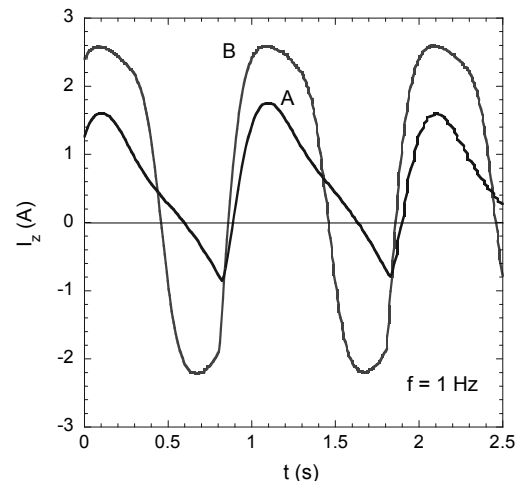


Fig.2 Wave forms of alternating current bypassing through the load Z

4. まとめ

磁場印加による超電導抵抗状態への遷移によるインバータ動作について、印加磁場の条件を変化させることにより特性の改良について検討を行った。Fig.2 の曲線 B の条件で効率 ($\eta = I_{z,max}/I_0$ [%]) は 24% となり、前回報告の結果より高い効率が得られることが明となった。

参考文献

1. K.Osamura: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 81 (2009) p.201

66kV 級三心一括型薄膜高温超電導ケーブルの開発

Development of 66 kV Class “3-in-One” Power Cable with RE123 HTS Wires

大屋 正義, 湯村 洋康, 増田 孝人(住友電工); 雨宮 尚之(京都大学); 藤原 昇(ISTEC-SRL)
 OHYA Masayoshi, YUMURA Hiroyasu, MASUDA Takato (Sumitomo Electric Industries, Ltd);
 AMEMIYA Naoyuki (Kyoto University); FUJIWARA Noboru (ISTEC-SRL)
 E-mail: ohya-masayoshi@sei.co.jp

1. はじめに

平成 20 年度より、新エネルギー・産業技術総合開発機構 (NEDO) の「イットリウム系超電導電力機器技術開発」プロジェクトがスタートし[1]、住友電工は薄膜超電導線材を用いた 66kV / 5kA 級の大電流超電導ケーブルの開発を実施している。超電導ケーブルの主要な開発目標は以下の通りである。

- ・ 定格容量: 66kV / 5kA、三相一括型
- ・ 交流損失: 2W/m/ph @ 5kArms 以下
- ・ 耐過電流: 31.5kA, 2 秒に対してダメージ無し
- ・ コンパクト: ϕ 150mm 管路へ収容可能

特に、交流損失の低減が重要な課題であり、NiW 基板に対して磁化損失を 1/25 に低減した配向性 Clad 基板を開発し[2]、本線材を用いた 2 層ケーブル導体を試作・評価して低損失化の可能性を実証した[3]。次ステップとして、4 層構造の多層ケーブル導体の試作を行い、交流損失特性の評価を実施した。本報では、その結果について報告する。

2. 4 層導体の諸元

使用した薄膜線材の仕様を表 1 に示す。線材は、幅 30mm の Clad 基板の上に CeO_2 / YSZ / CeO_2 の中間層を積層し、中間層上に $\text{GdBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$ の超電導層を PLD 法により成膜したものである[2]。上記線材は、Ag 安定化層をスパッタリングした後、2mm 幅にスリットされ、全周に銅メッキを施してある。

ケーブル導体の諸元を表 2 に示す。FRP パイプ上に線材をスパイラル状に巻きつけた 4 層導体であり、各層のスパイラルピッチは、交流電流が均等に分流するように調整を行っている。なお、導体の有効長は 1.5m である。

77K における導体の臨界電流 (I_c) 測定結果を図 1 に示す。1 $\mu\text{V}/\text{cm}$ で定義した I_c は 4500A であり、使用した線材の I_c と J_c -B 特性を考慮した計算値と一致することを確認した。

Table1. Specifications of the RE-123 wires

Items	Details
Width (mm)	2.0
Thickness (mm)	0.15
I_c (A) at 77 K	40~50

Table2. Specifications of the cable conductor

Items	Details	Diameter (mm)
Former	FRP pipe	18
HTS Conductor	4 layers RE-123 wires, 104 pcs	20

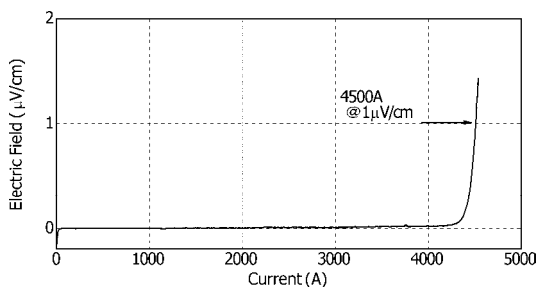


Fig.1 Measured I-E characteristics of the cable conductor

3. 4 層導体の交流損失測定結果

77K における導体の交流損失測定結果を図 2(a)に示す。最大 3kArms までの通電に成功しており、2kArms 通電時 (50Hz, 負荷率 0.63) の損失は 0.33W/m である。

測定結果に対して、横軸を I_c で規格化した通電電流ピーク値、縦軸を I_c の 2 乗で規格化した損失値でプロットした結果を図 2(b)に示す。本図より、損失目標である 2W/m/ph @ 5kArms 達成のために必要な導体 I_c を考察した結果、現状の 4500A に対して 2.5 倍の 11250A の I_c を有する導体を想定した場合に、5kArms 通電時 (50Hz, 負荷率 0.63) の損失が 1.8W/m になると予想される。

今後、将来的に線材特性が向上することを想定して、本導体を 77K より低温に過冷却した場合の交流損失特性を検証し、目標達成に必要な線材特性を検討する。

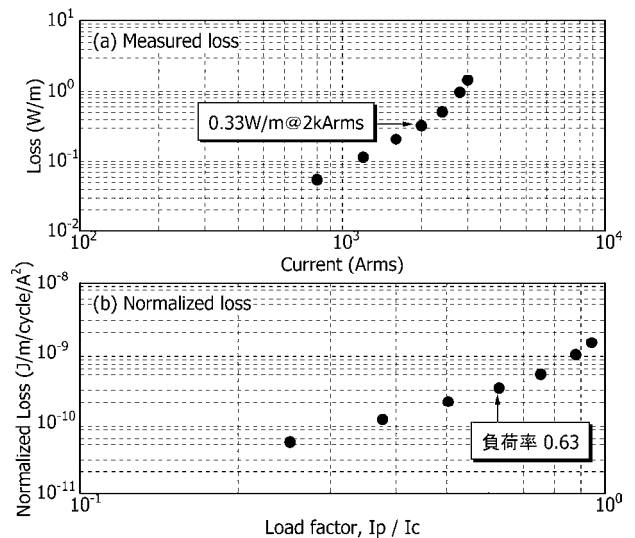


Fig.2 (a) Measured and (b) normalized AC loss characteristics of the cable conductor

4. さいごに

「イットリウム系超電導電力機器技術開発」プロジェクトにおいて、薄膜超電導線材を用いた 66kV 級三心一括型大電流超電導ケーブルの開発を実施している。ISTEC 及び大学との共同研究体制の下、平成 22 年度までに大電流・低損失化技術等の要素技術開発を完了させ、平成 24 年度にシステム課通電試験を実施することで、高効率な超電導電力送電技術の検証を行う。

尚、本研究は、新エネルギー・産業技術総合開発機構からの委託により実施したものである。

参考文献

1. N. Fujiwara, et al.: Abstracts of IEEJ Technical Meeting, (2009) Vol.5, p.183-184
2. Y. Shingai, et al.: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 78 (2008) p.19
3. M. Ohya, et al.: Abstracts of IEEJ Technical Meeting, (2010) Vol.5, p.123-124

275 kV 系統 YBCO 超電導ケーブルの過電流通電特性

Over-current characteristics of 275 kV YBCO Superconducting Power Cable

神谷 侑司, 王 旭東, 石山 敦士(早稲田大学); 八木 正史(古河電気工業); 藤原 昇(ISTEC-SRL)
 Kamiya Yuji, Xudong Wang, Atsushi Ishiyama, (Waseda University);
 Masashi Yagi, (Furukawa Electric); Noboru Fujiwara, (ISTEC-SRL)
 Email: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

近年、自然エネルギーの増加、CO2の削減、エネルギーの高効率運用などが求められている。超電導ケーブルは、電力輸送の高密度化と低損失化という特性を兼ね備えていることから、これらの課題の解決策の1つである。275 kV 系統の電力ケーブルは最大で63 kArms 0.6 sの短絡事故電流が通過する恐れがあり、それゆえ短絡事故電流による突発的な温度上昇が超電導線材の劣化・焼損を引き起こさないよう、超電導保護層としての線材安定化層、銅フォーマや銅シールド層を設計することが必要となる。そこで私たちは超電導保護層の最適化設計のための計算機シミュレータの開発を行っており[1]、作製した2本のYBCOモデルケーブルを用いて過電流通電試験を行い、超電導ケーブル内の温度上昇について数値シミュレーションの結果と比較検討を行ったので報告する。

2. 実験方法

長さ約2 mのモデルケーブル2本を用いて過電流試験を行った。試験回路は2本のYBCOモデルケーブルの導体層を電源と直列接続し、両ケーブルのシールド層は短絡接続することで、導体層からの誘導でシールド電流が流れるように構成した。また、ケーブル内の温度上昇を測定するため、ケーブル長手方向の中央部に白金抵抗温度計を設置した。実験は液体窒素浸漬冷却下(初期温度77.3 K)で行い、過電流として約10, 20, 30, 40, 63 kArmsを通电した。

3. 解析方法

計算機シミュレータは3次元有限要素法と回路方程式に基づく電流分布・熱伝導連成解析プログラムで、電流分布解析は、3次元有限要素法を用いて式(1)によりモデル化し、I-V特性は式(2)のn値モデルを採用した。ケーブルのインダクタンスは集中定数として、式(3)の回路方程式より定式化した。熱解析は3次元有限要素法を用いて式(4)より定式化した。熱境界条件はケーブル最外層のPPLPの表面が液体窒素に触れているとし、液体窒素の非線形熱伝達特性を考慮した。

$$\nabla \cdot \sigma(\nabla \phi) = 0 \dots\dots\dots (1)$$

$$V = V_c \left(\frac{I}{I_c} \right)^n \dots\dots\dots (2)$$

$$\begin{bmatrix} R_{cond} & 0 \\ 0 & R_{shield} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} I_{cond} \\ I_{shield} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{cond} & M \\ M & L_{shield} \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{Bmatrix} I_{cond} \\ I_{shield} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} V_{cond} \\ V_{shiled} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} E_{cond} \\ \theta \end{Bmatrix} \dots\dots\dots (3)$$

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_j - Q_q \dots\dots\dots (4)$$

3. 実験・解析結果

63 kArms 通電時の時間と温度上昇の関係を Fig.1 に、通電時間0.6 sのときの通電電流と温度上昇の関係を Fig. 2 に示す。どちらの図もプロットが実験結果、実線が解析結果を表しており、63 kA-0.6 s通電時の温度上昇は、銅フォーマが53 K、HTS 導体層が30 K、HTS シールド層が42 K、銅シ-

ルド層が15 Kとなった。また、解析結果が実験結果とよく一致しており、シミュレータの妥当性を確認できた。

4. まとめと今後

作製した2本のYBCOモデルケーブルを用いて過電流通電試験を行い、超電導ケーブル内の温度上昇について数値シミュレーションの結果と比較検討を行った。今後は、中間接続部の熱挙動も検討し、275 kV 系統 YBCO 超電導ケーブルの銅保護層の最適化設計を行っていく予定である。

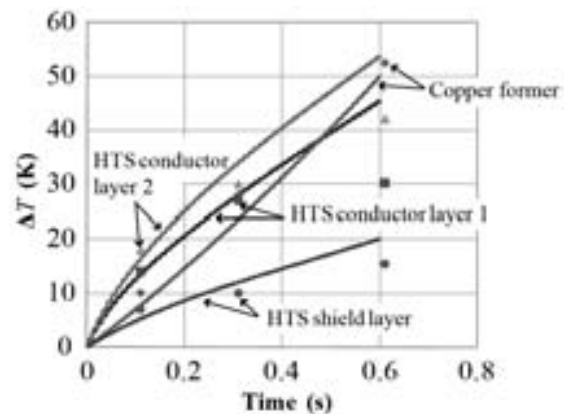


Fig.1 ΔT with 63kArms

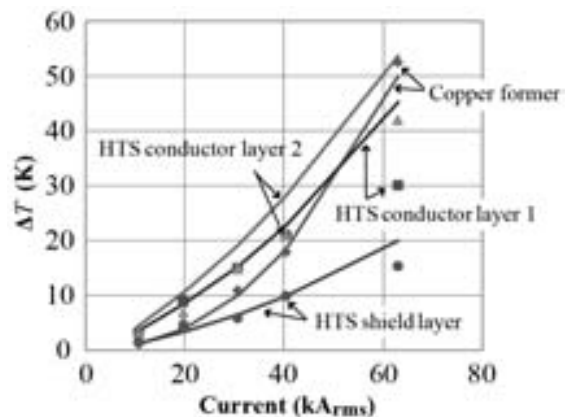


Fig.2 ΔT with 10, 20, 30, 40, 63 Arms-0.6 s

本研究は「イットリウム系超電導電力機器技術開発プロジェクト」の一部としてNEDOの委託により実施したものである。

参考文献

1. X. Wang, et al.: The Papers of Technical Meeting on Application of Superconductivity, IEE Japan, ASC-10-006(2010)

REBCO 超電導線材の交流過電流通電特性

AC Over-Current Characteristics of REBCO Coated Conductors

児島 健太郎, 百足 弘史, 王 旭東, 植田 浩史, 石山 敦士(早稲田大学);
大屋 正義, 大松 一也(住友電工); 藤原 昇(ISTEC-SRL)

KOJIMA Kentaro, MOMOTARI Hiroshi, WANG Xudong, UEDA Hiroshi, ISHIYAMA Atsushi (Waseda University);
OHYA Masayoshi, OMATSU Kazuya (Sumitomo Electric); FUJIWARA Noboru (ISTEC-SRL)
E-mail: atsushi@waseda.jp

1. はじめに

66 kV 系統超電導ケーブルの開発において、最大で 31.5 kA_{rms}, 2 s の短絡事故電流が想定されており、適切な保護を行わないと超電導線材が劣化・焼損する恐れがある。そのため各素線に流れる短絡事故電流による線材の特性劣化や焼損しない電流の限界値を調査し、想定した事故電流に対する裕度を評価しておく必要がある。今回は、開発した計算機シミュレータ[1]を用いてケーブル内部の各超電導線材に流れる短絡事故電流を求めた。そして、このシミュレーションと同じ波形の電流を超電導線材に実際に通電し、電流のピーク値 (I_{peak}) をパラメータに特性劣化までの裕度について調べた。またピーク値を変化させずに 30 回通電し、経年劣化に関する調査も行ったので報告する。なお、本研究は「イットリウム系超電導電力機器技術開発プロジェクト」の一部として NEDO の委託により実施したものである。

2. シミュレーション

本解析に用いたシミュレーションモデル及びプログラムは参考文献[1]にて報告したものである。

解析条件として、ケーブルの仕様を以下のように想定した。フォーマの銅撚り線の断面積を 140 mm²、HTS 導体層は 2 mm 幅 Clad 基板線材を用いた 6 層(総数 165 本)で外径 22 mm、絶縁層は PPLP 厚さ 6 mm で外径 35 mm、HTS シールド層は 2 mm 幅 Clad 基板線材を用いた 3 層(総数 149 本)で外径は 36 mm、銅シールド保護層は 4 層で外径が 42 mm である。長さは 1 m とする。このケーブルに 31.5 kA_{rms}、60 Hz、2 s の交流過電流が流れた時に導体層の各層に流れる電流波形を解析した。そして最も電流が流れる層の各素線が経験する電流波形を求めた。解析結果を Fig.1 に示す。

3. 実験方法

実験に用いた線材の諸元を Table.1 に示す。用意した 6 本の線材はすべて同じ諸元であり、安定化層として銀層と銅層がメッキ加工されたものである。

実験は GM 冷凍機による伝導冷却方式を採用し、線材両端から冷却し、初期温度は 77 K で行った。実験では線材両端に電圧端子を設置した。実験手順は以下の通りである。

- (1) 初期 I_{c0} (1 μ V/cm 基準) を測定
- (2) 過電流のピーク値 I_{peak} (Fig.1 参照) を I_c 以上として通電
- (3) I_c を測定し、 I_c 劣化の有無を確認

今回の実験では、 I_c 測定時に ± 2 A 程度の誤差が含まれるため、2 A 以上の I_c 低下が観測されるまで交流過電流の I_{peak} を上げながら(2)、(3)の手順を繰り返した。経年劣化の調査では I_{peak} を固定して(2)、(3)の手順を 30 回繰り返した。

4. 実験結果とまとめ

I_{peak} と I_c の関係を Fig.2 に、通電回数と I_c の関係を Fig.3 に示す。Fig.2 より I_{peak} が 130 A 以上で I_c の劣化が観測された。Fig.3 より $I_{peak} = 100, 110, 120$ A でそれぞれ 30 回通電しても劣化は観測されなかった。

今後は、275 kV 系統超電導ケーブルの対応線材についても調査をしていく予定である。

Table.1 Specifications of YBCO sample tapes

Length,	mm	150					
Width,	mm	2					
Cu (plating thickness)	μ m	10					
Ag (plating thickness)	μ m	5					
GdBa ₂ Cu ₃ O _x Thickness	μ m	0.9					
Hastelloy Thickness	μ m	120					
I_{c0}	A	47	45	46	46	44	47

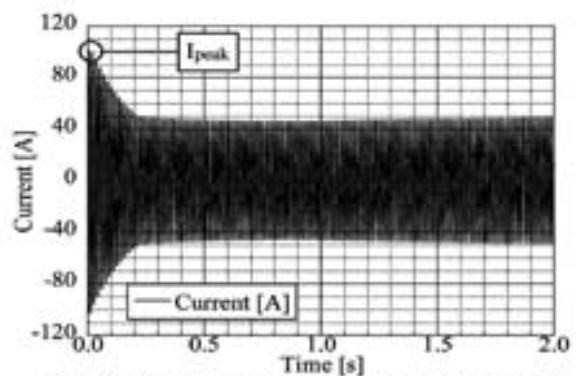


Fig.1 Simulation result of current trace in each REBCO

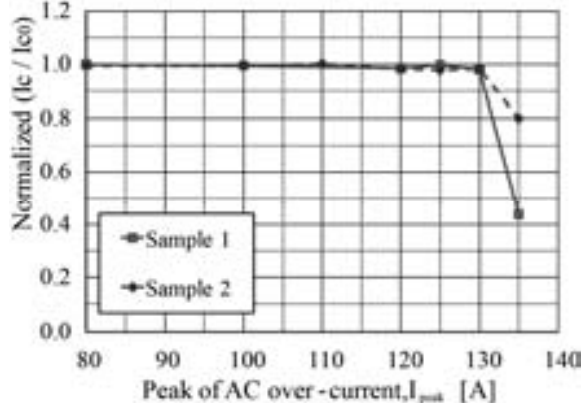


Fig.2 Experimental result of I_c/I_{c0} with AC over-current

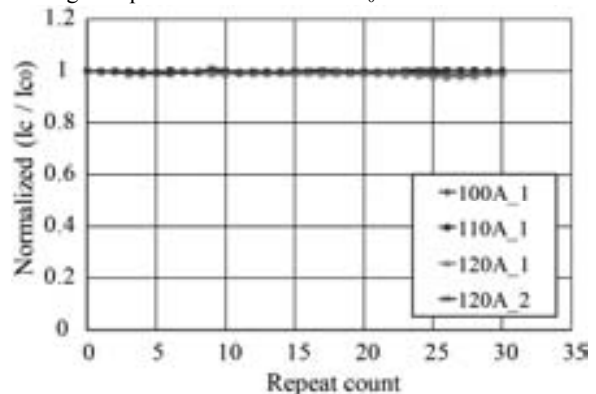


Fig.3 Experimental result

参考文献

1. WANG Xudong, UEDA Hiroshi, ISHIYAMA Atsushi, et al: Abstracts of CSJ Conference, Vol. 79 (2008) p.90

275 kV-3 kA YBCO 高温超電導ケーブルの過電流試験 Over-current characteristics of 275 kV-3 kA YBCO HTS Cable

八木 正史, 向山 晋一(古河電工); 王 旭東, 石山 敦士(早大); 青木 裕治(昭和電線); 齋藤 隆(フジクラ); 市川 裕士, 藤原 昇(超電導工研)

YAGI Masashi, MUKOYAMA Shinichi (Furukawa Electric); WANG Xudong, ISHIYAMA Atsushi (Waseda Univ.); AOKI Yuji (SWCC); SAITO Takashi (Fujikura); ICHIKAWA Hiroshi, FUJIWARA Noboru (ISTEC-SRL)
E-mail: m-yagi@ch.furukawa.co.jp

1. はじめに

現在、YBCO 線材を用いた高温超電導ケーブルの開発を進めている。66/77 kV-1 kA 級の超電導ケーブルの開発[1]から、さらに、高電圧化・大容量化を指向し、275 kV-3 kA 級の超電導ケーブルの開発に着手している。このなかで、低損失化(交流損失と誘電損失を合わせて 0.8 W/m 以下)、コンパクト化(外径で 150 mm 以下)、過電流事故の耐性(63.0 kA-0.6 sec)を目標として設定した。今回の報告では 275 kV 超電導ケーブルを仮設計し、そのケーブルに過電流試験を実施し、その健全性を確認したので報告する。

2. 超電導ケーブルの設計と作製

使用した YBCO 超電導線材の仕様は Ag 安定化層 30 μm / TFA-MOD YBCO 1.5 μm / PLD-CeO₂ 1 μm / IBAD-GZO 1 μm /ハステロイ 100 μm 、幅 5 mm であり、臨界電流(I_c)は約 150 A であった。この線材に厚み 25 ミクロンの銅メッキを施し、超電導導体、超電導シールドを作製した。ケーブルの仕様を Table 1 に示す。導体のフォーマは 325 mm² の銅撚り線とし、超電導導体は 2 層で、各層に 14 本、合計 28 本の超電導線を使用した。絶縁厚みは、275 kV の試験電圧、半合成紙と液体窒素含浸の雷インパルスの耐電圧特性・部分放電開始特性から決定していくが、ここでは仮設計として絶縁厚 24 mm とした。超電導シールドは 1 層で 43 本を使用した。超電導シールドには、運転時および短絡事故時にも、超電導導体と同等の電流が流れるため、シールドの保護として、2 mm² の銅編組線 155 本を 3 層構造にして巻き付けた。

試験前の超電導導体および超電導シールドの臨界電流は、それぞれ、4370 A、6340 A であり、使用した超電導線材の臨界電流の合計と良い一致を示した。

3. 過電流試験結果

2 m 長の超電導ケーブル 2 本を平行に並べて、超電導導体と大電流トランスで閉回路を構成した。超電導シールドは、シールド同士を短絡させて、シールド電流が流れるようにした。また、このケーブルには過電流直後の温度を測定するため、フォーマ、超電導導体上、超電導シールド上、保護シールド上にフィルム状の測温抵抗体を入れた。さらに、超電導シールド上にホール素子、超電導シールド回路にログウスキコイルを設置し、漏れ磁束、シールド電流を測定した。

77.3 K の大気圧下で液体窒素に含浸させ、各過電流試験後に、各部の温度復帰を確認した後に、臨界電流を測定し、その健全性を評価した。過電流の条件は 20,30,40,50 kA_{rms} の 0.1 と 0.6 sec を実施し、63 kA_{rms} の条件では 0.05, 0.1, 0.3, 0.6 sec と実施した。Fig. 1 には、63 kA-0.6 sec 時の通電電流とシールド電流を示しており、シールド電流は通電電流の 92% の大きさになっており、振幅の減衰も小さい。また、0.6 sec と時間が短く、臨界電流値が高い事から、超電導に多く分流され、Fig. 2 に示すように、超電導導体の温度上昇がフォーマよりも大きくなっている。試験後に I_c を評価したが、試験前の臨界電流値と N 値も一致し、63 kA の過電流に対して十分な耐性がある事が分かった。

4. 謝辞

本研究は、新エネルギー・産業技術総合開発機構の委託により実施したものである。

Table 1 Specification of the 275 kV-3 kA HTS Cable

Structure	Specification	Diameter[mm]
Former	325 mm ² copper stranded	21.7
HTS conductor	2-layer 28 tapes	26.8
Insulation	thickness: 24 mm	75.3
HTS Shield	1-layer 43 tapes	75.8
Cu protection	310 mm ² copper tape	82.2
Protection	Insulation paper	84.0
YBCO tape	TFA-MOD YBCO 1.5 μm 5 mm width, Copper coating (0.025 mmt) I_c :150 A(300 A cm ⁻¹)	

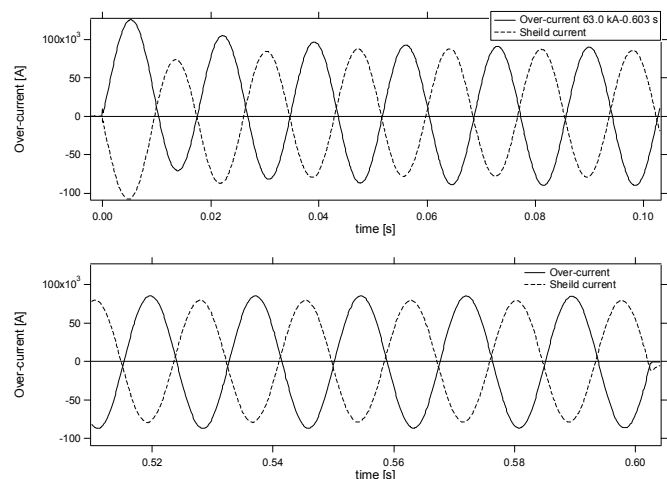


Fig.1 Waveform of 63.0 kA-0.6 sec

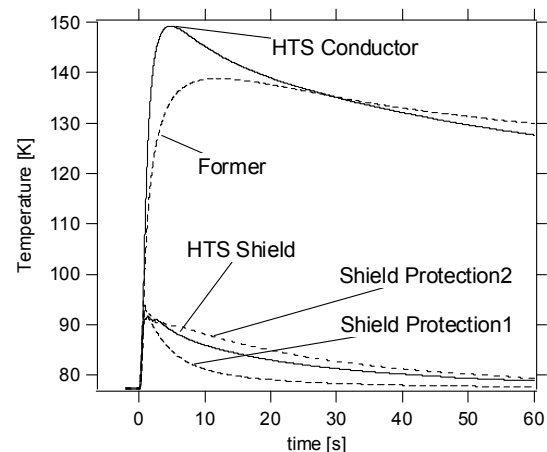


Fig.2 Temperature after over-current of 63.0 kA-0.6 sec

参考文献

1. Yagi M et al 2009 *Supercond. Sci. Technol.* 22 085003

三角形または多角形断面の導体についての複素形式の電磁的な表式

Electromagnetic formulae of complex form for conductors with triangular or polygonal cross-section

富中利治 (文科省,理研)
 TOMINAKA Toshiharu (MEXT, RIKEN)
 E-mail: tominaka@mext.go.jp

1. はじめに

2次元電磁場解析において, Fig.1 及び Fig.2 に示すような三角形または多角形断面の長い導体についての磁場, ベクトルポテンシャル, インダクタンスの公式(厳密解)は種々の計算に有用と思う[1-3]. 特に, 平行な三角形または多角形断面の長い導体の自己, 相互インダクタンスは超伝導体の電流分布の計算に役立つ. 既に, 自己及び相互インダクタンスまたはその幾何学的平均距離について複素形式の公式を報告した[1,3]. しかし, 求めた表式は正しい結果が得られるので誤りではないが, ゼロになる項を含むことがわかったので. より適切な, 対称な表式への修正について報告する. この結果, 長い矩形断面の導体のインダクタンスの表式との類似性が明確になった.

2. 磁場, ベクトルポテンシャルの表式

三角形または多角形断面の無限に長い電流密度の一樣な導体の磁場 $B(z)$ は, $z=x+iy$ として次のように求められる[2].

$$B(z) = B_y(z) + iB_x(z)$$

$$= \frac{\mu_0 j}{2\pi} \int_{\zeta \in S} \frac{dS}{z-\zeta} = i \frac{\mu_0 j}{4\pi} \oint \frac{\zeta^* - z^*}{\zeta - z} d\zeta = i \frac{\mu_0 j}{4\pi} \int_{\zeta_k}^{\zeta_{k+1}} \frac{\zeta^* - z^*}{\zeta - z} d\zeta$$

$$= i \frac{\mu_0 j}{2\pi} \sum_{k=1}^N p_k(z) * \ln \left(\frac{\zeta_{k+1} - z}{\zeta_k - z} \right)$$

ここで, $p_k(z)*$ は多角形断面の場合の特徴的な項である.

$$p_k(z)* = \frac{1}{2} \left\{ \zeta_k^* - z^* - \frac{\Delta\zeta_k^*}{\Delta\zeta_k} (\zeta_k - z) \right\}$$

また, ベクトルポテンシャル $A_z(z)$ は次のように求められる[2].

$$A_z(z) = -\frac{\mu_0 j}{2\pi} \int \ln r dS = -\frac{\mu_0 j}{4\pi} \int \{ \ln(z-\zeta) + \ln(z^*-\zeta^*) \} dS$$

$$= \text{Re} \left[i \frac{\mu_0 j}{4\pi} \sum_{k=1}^N p_k(z) * \left\{ \frac{\zeta_{k+1} - \zeta_k}{2} \ln(\zeta_{k+1} - z)(\zeta_k - z) \right. \right.$$

$$\left. \left. - \left(z - \frac{\zeta_{k+1} + \zeta_k}{2} \right) \ln \frac{\zeta_{k+1} - z}{\zeta_k - z} \right\} \right]$$

3. 多角形での幾何学的平均距離の解析的な表式

三角形または多角形断面の長さ l ($\gg R_{pq}$) の導体間の相互インダクタンス L_{pq} は次式のように表せる.

$$L_{pq} = \frac{\mu_0 l}{2\pi} (\ln 2l - 1) - \frac{\mu_0 l}{2\pi} \ln R_{pq}$$

ここで, R_{pq} は幾何学的平均距離で次のように求められる.

$$\ln R_{pq} = \frac{1}{S_p S_q} \iint \ln r dS_p dS_q = -\frac{1}{8} \frac{1}{S_p S_q} \iint (z^* - \zeta^*)(z - \zeta)$$

$$\times \{ \ln(z - \zeta) + \ln(z^* - \zeta^*) - 2 \} d\zeta dz *$$

ここで, S_p, S_q は各導体の断面積を表す.

$$\ln R_{pq} = \frac{1}{8} \frac{1}{S_p S_q} \text{Re} \left[\sum_{j=1}^M \sum_{k=1}^N D(\zeta_k, \zeta_{k+1}, z_j, z_{j+1}) \right] - \frac{25}{12}$$

ここで, $D(\zeta_k, \zeta_{k+1}, z_j, z_{j+1})$ は次のように表せる.

$$D(\zeta_k, \zeta_{k+1}, z_j, z_{j+1}) =$$

$$\frac{\Delta z_j}{\Delta z_j} * \left[\left[\frac{(z^* - \zeta^*)(z - \zeta)}{6} \ln(z - \zeta) \right]_{\zeta=\zeta_k}^{\zeta=\zeta_{k+1}} \right]_{z=z_j}^{z=z_{j+1}}$$

$$- \left(\frac{\Delta z_j}{\Delta z_j} \right)^2 * \left[\left[\frac{(z - \zeta)^4}{24} \ln(z - \zeta) \right]_{\zeta=\zeta_k}^{\zeta=\zeta_{k+1}} \right]_{z=z_j}^{z=z_{j+1}}$$

$$- \frac{\Delta \zeta_k^*}{\Delta \zeta_k} * \frac{\Delta z_j}{\Delta z_j} * \left[\left[\frac{(z - \zeta)^4}{24} \ln(z - \zeta) \right]_{\zeta=\zeta_k}^{\zeta=\zeta_{k+1}} \right]_{z=z_j}^{z=z_{j+1}}$$

$$+ \frac{\Delta \zeta_k}{\Delta \zeta_k^*} * \left[\left[\frac{(z - \zeta)(z^* - \zeta^*)^3}{6} \ln(z^* - \zeta^*) \right]_{\zeta=\zeta_k}^{\zeta=\zeta_{k+1}} \right]_{z=z_j}^{z=z_{j+1}}$$

$$- \left(\frac{\Delta \zeta_k}{\Delta \zeta_k^*} \right)^2 * \left[\left[\frac{(z^* - \zeta^*)^4}{24} \ln(z^* - \zeta^*) \right]_{\zeta=\zeta_k}^{\zeta=\zeta_{k+1}} \right]_{z=z_j}^{z=z_{j+1}}$$

$$- \frac{\Delta \zeta_k}{\Delta \zeta_k^*} * \frac{\Delta z_j}{\Delta z_j} * \left[\left[\frac{(z^* - \zeta^*)^4}{24} \ln(z^* - \zeta^*) \right]_{\zeta=\zeta_k}^{\zeta=\zeta_{k+1}} \right]_{z=z_j}^{z=z_{j+1}}$$

上式は, 従来表式に比べ, 少し簡単でより対称になっている[1,3]. 同様に, 自己インダクタンスも計算できる[1,3].

4. 公式における複素対数関数の評価

得られた公式は, 数値計算にも有用であるが, 複素対数関数は多価なので, 評価について注意を要する[3].

5. まとめ

多角形断面の長い導体についての磁場, ベクトルポテンシャル, インダクタンスの公式の導出は数学的に統一的な扱いによっている. 得られた表式は, 従来矩形断面の導体に関する公式を含み, より広く応用できる.

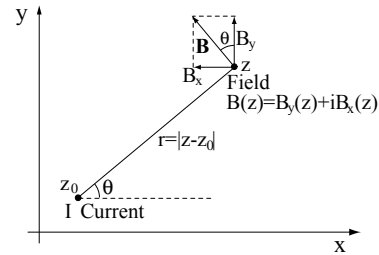


Fig.1. Complex expression $B(z)=B_y(z)+iB_x(z)$ of the magnetic field at z produced by an infinitely long z -directional straight thin conductor with current I at z_0 .

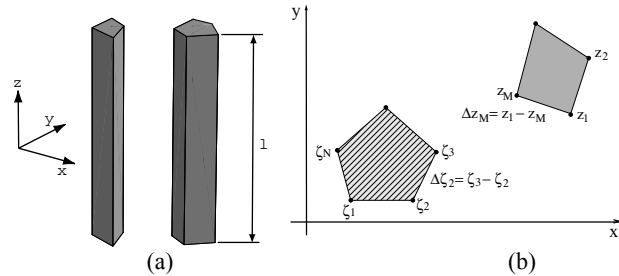


Fig.2. Schematic view of two parallel conductors with triangular or polygonal cross-section, (a). Cross section of two parallel N -sided polygonal conductor of the vertices, $\zeta_1, \zeta_2, \dots,$ and ζ_N with $\zeta_{N+1}=\zeta_1$, and M -sided polygonal conductor of the vertices, $z_1, z_2, \dots,$ and z_M with $z_{M+1}=z_1$, in the counterclockwise order (b).

参考文献

- [1] T. Tominaka, Abstracts of CSJ Conference, vol.73, p.277 (2005).
- [2] T. Tominaka, Nucl. Instr. & Meth., vol.A458, p.619-626 (2001).
- [3] T. Tominaka, J. Phys. A:Math. Gen. vol.39, p.6045-6055 (2006).

AC loss characteristics in monolayer and multi-layer power transmission cables: gap effect

LI Quan (University of Cambridge); AMEMIYA Naoyuki, TAKEUCHI Katsutoku, NAKAMURA Taketsune (Kyoto University); FUJIWARA Noboru (ISTEC)
E-mail: ql229@cam.ac.uk

1. Introduction

Superconducting power transmission cables comprising coated conductors have attracted broad attention as one of the most valuable and feasible applications of high T_c superconductors. AC loss reduction is one of the critical issues for their introduction to power grids. This paper presents a comprehensive analysis on the influence of gaps between coated conductors (tapes) to AC losses of monolayer and multi-layer power transmission cables, named gap effect. Numerical results have shown that gap effect significantly influences AC losses of monolayer cables, but the gap effect in multi-layer cables has not been clarified well. Firstly, the gap effect to cables constructed with different number of layers is discussed. Furthermore, the variation of AC losses of individual layers in a 6-layer cable is analyzed. Secondly, AC losses of cables with different critical current distributions are calculated. The results are presented and discussed for comparing the influences of critical current and gap effect.

2. Numerical results and analysis

All the AC losses are calculated with a numerical model employing 1D FEM [1]. As shown in Fig. 1, 4 types of cables are analyzed. These cables are classified into 3 groups in terms of the size of gaps, including small gap, medium gap and large gap, shorted as SG, MG and LG, which are 0.26 mm, 0.36 mm and 0.56 mm respectively. Detailed properties of cables are listed in Table 1.

Table 1. Properties of cables constructed

Width of tape = 2 mm Thickness = 0.002 mm I_c of cable = 11.8 kA $I_t = 7.07$ kA $I_t / I_c = 0.6$	No. of layers	No. of tapes	I_c of tape (A)
	1	25	472
	2	51	231
	4	106	111
	6	165	71

The numerical results presented in Fig. 2 show that AC losses increase while applying trapezoidal J_c with bigger *shoulder*. However, no matter what style the J_c profile is, along with the increase of layers, the differences of AC losses between cables with SG, MG and LG are getting smaller, indicating that gap effect performs more influence to cables with fewer layers, for instance monolayer and 2-layer cables, while hardly influencing cables with many layers, specifically 6-layer cables. This result proves that, for multi-layer cables, small gaps are not absolutely essential to reduce AC losses.

Fig. 3 shows the AC loss distribution among layers in a 6-layer cable. By increasing the size of gaps, inner layers are more affected and generate more AC loss, while the AC losses of outer layers decrease, which counteracts the increases. This

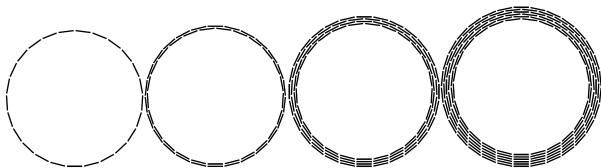


Fig. 1 Demonstration of cables with small gaps (SG). From left, monolayer, 2-layer, 4-layer and 6-layer cables.

result essentially explains why 6-layer cables are hardly influenced by gap effect.

3. Conclusion

Gap effect substantially influences AC losses of monolayer cables, while hardly affecting cables with many layers. This knowledge is very useful for designing and fabricating practical cables.

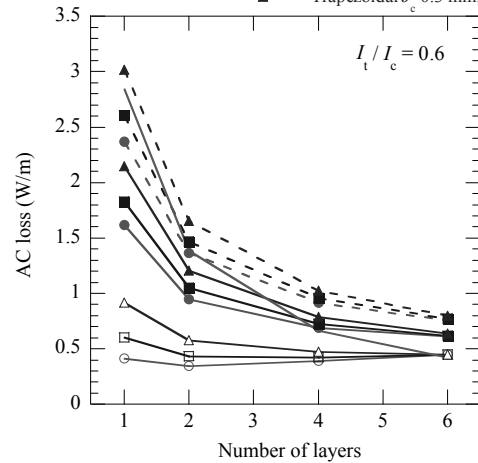
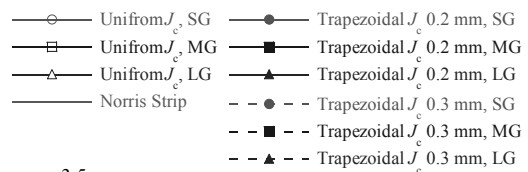


Fig. 2 Numerical AC losses of cables with various numbers of layers under different styles of J_c profiles.

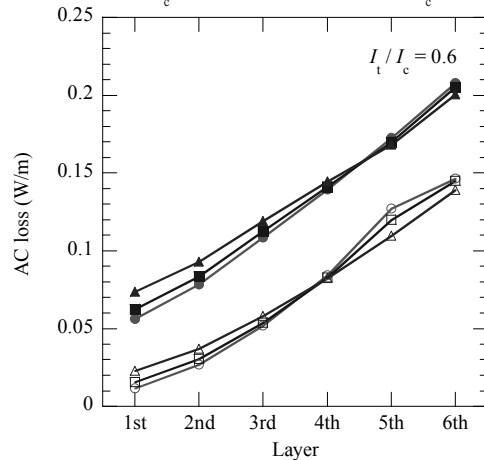
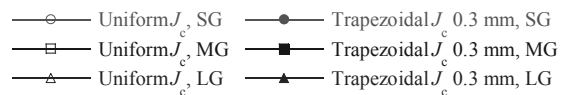


Fig. 3 AC loss distributions among layers in 6-layer cables under different styles of J_c profiles.

References

1. S. Sato, N. Amemiya: *IEEE Trans. Appl. Supercond.* Vol. 16 (2006) p.127

サブクール窒素による強制冷却 HTS-Power-Cable の 過渡熱安定性 シミュレーション

Transient stability simulation of HTS power cable forced cooled by sub-cooled nitrogen

我妻 洸, 淵野 修一郎, 古瀬 充穂(産総研), 増田 孝人, 大屋 正義(住友電工),
本庄 昇一, 三村 智男, 野口 裕(東京電力)

AGATSUMA Koh, FUCHINO Shuichiro, FURUSE Mitsuhito (AIST); MASUDA Takato, OHYA Masayoshi (SEI);
HONJO Shoichi, MIMURA Tomoo, NOGUCHI Yu (TEPCO)

E-mail: koh.agatsuma@aist.go.jp

1. はじめに

超電導ケーブルの短絡事故等の過電流通電時挙動に関しては、温度解析や実験結果が得られている。しかし、これらの実験結果は、開放型の液体窒素容器での短尺試料の実験値しか取得されていないのが現状である。これらのデータに加え、液体窒素が加圧循環され、かつ限られた断面積の断熱管の中に收容される長尺の実ケーブルにおける現象の解析評価が重要である。我々は、管路内の冷却特性を模擬できる計算コードを開発し、これを用いて過電流通電時の超電導ケーブル内の導体および冷媒の挙動・現象を解明するために過渡安定性シミュレーションを数値解析で行った。解析結果の報告、特に、冷媒に流れがある場合の顕著な特徴である、流れ方向の冷媒温度分布の時間変化について報告する。

2. 熱安定性解析計算に用いたモデル

計算に用いたモデルは Fig. 1 に示すような三心一括型の長さ 30m ケーブルで、2心に短絡事故電流が流れた時の解析を行った。支配方程式は、次式に示す一般的非線形熱伝導方程式で、この非線形偏微分方程式を数値計算する。

$$\rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_j - Q_r$$

このケーブルモデルを長さ方向に 100~300 分割し、半径方向には Fig. 1 に示すように、最内層に銅フォーマがあり、それを PPLP で絶縁し、さらに銅シールド層があり、これを PPLP の絶縁層を介して、サブクール窒素の強制冷却で冷却されているとして、Fig. 1 に示すような熱流を仮定して、計算する。絶縁物の PPLP 内では、半径方向のみの熱伝導を考慮し、長さ方向の熱伝導は無視し出来ると仮定した。冷却条件は入口温度 72K、入口圧力 0.2MPa・G のサブクール窒素で、流量は約 25L/min の強制冷却とした。窒素の物性値は Cryodata 社の GASPAC を用い、各分割要素の温度は、等エンタルピー膨張による温度変化も考慮するために、エンタルピーと圧力から温度を求めることにした。短絡事故は 20kA-2sec と 10kA-10sec の場合を計算した。

3. 熱安定性解析結果

20kA-2sec の熱安定性解析結果の一例を以下に示す。

Fig. 2 から導体部の温度は事故後約 1000 秒で、入口部から供給される 72K の冷媒によりほぼ回復しても、Fig. 3 に示すよ

うに下流部冷媒温度は時間とともにさらに上昇し続け、約 1400 秒後も回復していないことが分かる。過電流の影響は、流速約 15cm/秒で 30m を通過するに要する約 200 秒よりはるかに長い時間かかっている。これは、導体部の温度が回復するまでの時間は、冷媒は加熱され続けるからである。今後は、より大きな外乱と、より長いケーブル長のモデル解析を予定している。詳細は当日述べる。

なお、本研究の一部は、NEDO「高温超電導ケーブル実証プロジェクト」の一環として実施したものである。

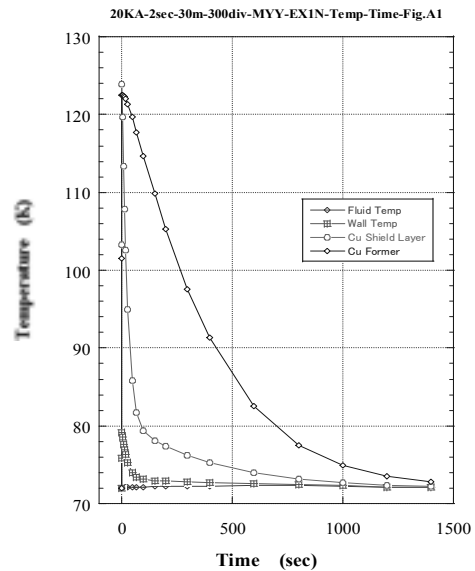


Fig. 2 Conductor temperature profile of 20kA-2sec.

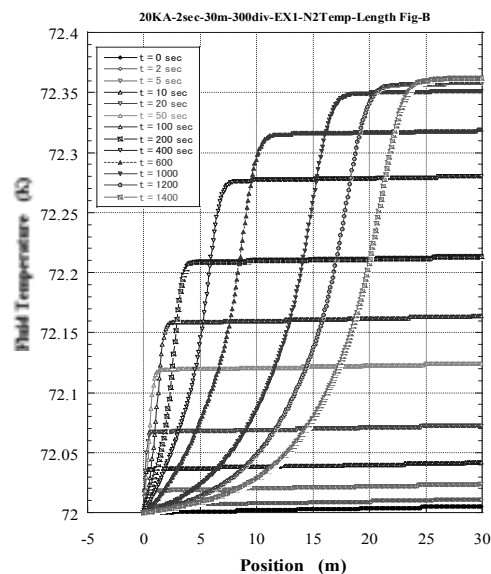


Fig. 3 Fluid temperature profile of 20kA-2sec.

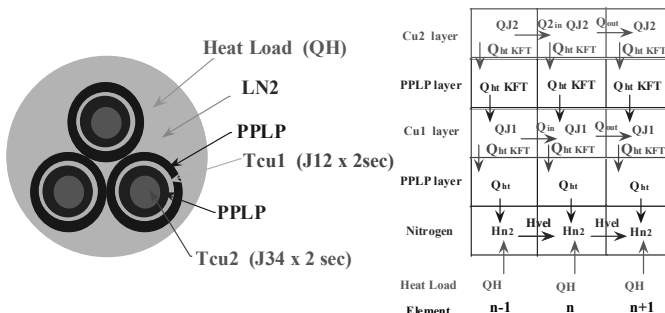


Fig. 1 Thermal analysis model of 3 phases in single core cable.

直流超伝導給配電システムのデータセンターへの応用

DC Superconducting Power Cable System for Internet Data Center

山口作太郎, 河原敏男, 浜辺誠, 渡邊裕文, ユーリー・イワノフ, 孫建, 杉本達律 (中部大学);
MINERVINI Joseph, TAKAYASU Makoto, BROMBERG Leslie (MIT)

YAMAGUCHI Satarou, KAWAHARA Tosion, HAMABE Makoto, WATANABE Hirofumi, IVANOV Yury, SUN Jian,
SUGIMOTO Tatsunori, MINERVINI Joseph*, TAKAYASU Makoto*, BROMBERG Leslie*
(Chubu Univ., *Massachusetts Institute of Technology)

E-mail: yamax@isc.chubu.ac.jp

1. はじめに

インターネットデータセンター (iDC) では、省エネルギー化のために、直流 (DC) 400 V の高電圧直流給電が検討され、日本国内では (株) NTT ファシリティーズが中心になって実験が行われてきた。そして、昨年末、実験的に 20% 程度の省エネルギーになることが報告された。DC400 V の大電流応用では、超伝導ケーブルの活用でさらなる省エネルギー化が可能である。現在までに、中部大とマサチューセッツ工科大は共同で可能なパラメータの検討を行ってきた。低電圧・大電流の短距離級配電では、端末の熱侵入が支配的であるため、端末の熱侵入低減が重要な課題である。さらに、大電流ケーブルの検討も進める必要がある。これらについての検討結果を発表する。

2. iDC の消費電力の増大と直流高電圧給電

現在日本の電力需要の 5% 程度が iDC であると推定されている。そして、年率 20% の割合で消費電力が伸びている。特に、動画 (ストリーム・データ) がインターネットで送られるようになるので、データ量は今後も大幅に増えると考えられている。このため、2050 年には日本の電力需要の半分が iDC で消費されると見込まれている。このような原因の一つに CPU 等の電子デバイスを作る技術であるシリコン細線が物理的な限界に到達したことが上げられている。このような傾向は世界各国同じであり、米国では電力需要の 7% 以上が iDC であると言われている。このため、iDC の節電は今後のユビキタス社会を実現するためのもっとも重要な技術の一つである。

iDC では今までは交流 (100V, 200V) や直流 (48V) の給電が行われてきた。これに対して 2007 年頃から日本や米国では直流高圧給配電の研究が行われるようになり、380V~520V 程度多くの検討がなされている。そして、昨年末になり NTT は 18% 程度の節電ができることを実験的に実証できたと発表した。規格については今後も色々な検討が行われるであろうが、高圧直流給電は今後の一つの大きな流れであることは、太陽電池や電気自動車の技術動向も同じであり、多くの研究開発がなされると考えられている。

3. CV ケーブルと超伝導ケーブルの比較

CV ケーブルの損失は、電流密度を $1\text{A}/\text{mm}^2$ 、抵抗率を $0.02\mu\Omega\text{m}$ (@85°C)、長さを 250m として 1.0MW 程度である。iDC の消費電力が 40MW とすると、2.5% であるが、4MW では 25% ものエネルギーがケーブルで消費されることになり、ケーブル設計の見直しが必要になる。

一方、超伝導ケーブルシステムの損失を表 1 に示した。ここでは、冷凍機 COP=0.1 とした。これから、超伝導を導入することによってケーブルの消費電力が 1/4 程度に低減することが分かる。これからすぐに分かるように、損失の大部分は端末での熱侵入である。端末での熱侵入は最適設計を行うと電流

表 1 iDC での直流超伝導給配電システムの損失

	熱侵入量 (kW)	消費電力 (kW)	コメント
端末損	25.0	250.0	25W/kA とした
断熱2重管損	0.25	2.5	1W/m とした
その他	1.0	10.0	
合計	26.3	262.5	

に比例し、ここでは 25W/kA とした。この値は通常の熱侵入量の半分である。もし、これが通常値であると、大きくなり、超伝導による省エネルギー効果は極めて限られるか、ほぼ無くなってしまふ。

尚、iDC は 24 時間運転を行っているので、超伝導システムの冷却を考えると、適用先として有利な条件である。このような見込みは、MIT でも独立に行われ、同等な結果を得ている。更に、コスト的には、今後銅の需要が大きくなるのが想定されているので、超伝導技術の進展によってコストが下がるとより優位になろう。

4. 研究課題と展望

以上のように、iDC の熱侵入の大部分が端末からであり、中部大学では数年前から端末での熱侵入を下げるための PCL の開発を続けてきた。そして、表 1 の値は実現可能と考えている。したがって、今後は PCL の実用耐久試験を行うことが重要である。更に、より進んだ advanced PCL の開発も今後着手する予定である。

現有のスターリング冷凍機 COP=0.067@77K とされているが、冷凍機メーカーとの議論を通じて COP=0.1@70K が達成可能であろうとの返事をもらっている。その意味で表 1 は近い将来に実現可能と考えている。

循環については、今までに熱サイホンを利用したシステムの検討を数行的に行っていて、これも適用可能であるとの結果を得ているので、近い将来に実験的に検証する必要がある。

謝辞 本研究は文部科学省の社会連携研究推進事業 (平成 17 年度~平成 21 年度) による私学助成及び JFE スチールからの援助を得た。

参考文献

中部大学・先進技術連携研究センター

「直流超伝導送電システムの研究開発」平成 17 年度~平成 21 年度の私立大学学術研究高度化推進事業 「社会連携研究推進事業 研究成果報告書」平成 22 年 3 月