三相同一軸高温超電導ケーブルの 定常運転時における冷却特性解析

大野 真^{*1,†}, 秋田 真志^{*1}, 宮城 大輔^{*1}, 津田 理^{*1}, 濱島 高太郎^{*2}

Numerical Analysis of Cooling Characteristics for HTS Tri-axial Cable in Steady State Operation

Shin OHNO^{*1,†}, Masashi AKITA^{*1}, Daisuke MIYAGI^{*1}, Makoto TSUDA^{*1} and Takataro HAMAJIMA^{*2}

Synopsis: Research and demonstrations of the near-future use of high-temperature superconducting (HTS) cable as a transmission power cable has been conducted in many countries. Our study focused on a HTS tri-axial cable composed of three concentric phases. A tri-axial cable is more advantageous than a co-axial cable that is composed of three cores in one cryostat. Since conventional tri-axial cables have not realized three-phase equilibrium, we proposed a tri-axial cable composed of two longitudinal sections with different twist pitches. The characteristics of the balanced tri-axial cable were not clear, so we studied AC loss and fault current behavior of the balanced model. On the other hand, there have been no reports of the analysis of heat transfer for the balanced tri-axial cable in steady state operation. The steady state analysis is important for operating a HTS cable for a long time stably and for optimization of the cable structure. In this paper, we analyzed the temperature distribution in the balanced tri-axial cable using a finite difference method. AC losses and fluid characteristics were considered in this analysis. Since a tri-axial cable has two LN2 channels, we considered four types of cooling methods that have different LN2 streams and locations of refrigerators. In the LN2 stream, parallel flow and counter flow were adopted in this analysis. We investigated the cooling characteristics of an HTS tri-axial cable considering heat transfer and fluid properties.

Keywords: HTS tri-axial cable, cooling characteristics, steady state operation, counter flow, parallel flow

1. はじめに

高温超電導体 (HTS) を用いた電力ケーブルは、従来の銅ケーブルと比べて大容量かつ低損失な電力輸送が可能であることから、将来の電力ケーブルとして期待されている。また、世界各国で実現に向けた研究や、超電導ケーブルの実証試験が行われている^{1)~4)}。

現在の電力輸送は交流が主流であるため、超電導ケーブルを既存の系統で使用する際には交流通電に起因した損失が発生する。超電導ケーブル内部では、交流通電時の損失によって熱が発生するため、超電導ケーブルが常電導転移

しないように冷却する必要がある。超電導ケーブルの冷却には、主に液体窒素が用いられている^{1)~4)}ため、本論文では液体窒素冷却の超電導ケーブルを解析の対象とした。

超電導ケーブルの構造として、各相のケーブルを三本一括りにした三心一括型と同軸上に配置した三相同一軸型が考えられている。三相同一軸型は、三心一括型に比べてコンパクトな設計が可能であり、シールド層に超電導線を使用する必要がないなどの特長がある。また、三相同一軸型では各通電層間のインダクタンスのアンバランスによって電力を三相平衡状態で輸送することができない点が大きな課題であったが、これまでに、各通電層の超電導線の撚りピッチを調整することによって三相平衡電力を得ることに成功している^{5)~6)}。そして、三相同一軸型ケーブルの平衡モデルを用いて、これまでに交流損失特性や故障電流通電時の電氣的及び熱的特性について評価してきた^{7)~8)}。

しかし、超電導電力ケーブルを系統連系する場合は、長期間の安定運転が求められる。そこで、本論文では定常運転時の三相同一軸ケーブルの平衡モデルにおいて、液体窒素フロー方法と流路構造が液体窒素冷却時の冷却特性に及

Received January 8, 2013

^{*1} 東北大学大学院工学研究科
〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 6-6-05
Graduate School, Tohoku University, 6-6-5 Aza Aoba Aramaki,
Aoba-ku, Sendai, Miyagi 980-8579, Japan

^{*2} 八戸工業大学
〒031-8501 青森県八戸市妙大開 88-1
Hachinohe Institute of Technology, 88-1 Ohbiraki, Myo,
Hachinohe, Aomori 031-8501, Japan

[†] E-mail: s-ohno@ecei.tohoku.ac.jp

ばす影響を、数値解析を用いて評価した。また、冷却ステーション間の長距離化を目標とした、液体窒素の最適流量及びその際の送電可能距離について検討した。

2. 解析手法

2.1 三相同一軸ケーブルの平衡モデル

三相同一軸ケーブルは構造上、通電層のインダクタンスに差が生じるため、三相不平衡になるという問題がある。従来の三相同一軸ケーブルでは、ケーブルパラメータの調整により三相平衡を得ることは不可能であるとされていたが、これまでに三相同一軸ケーブルの平衡モデルを提案し、三相不平衡の問題解決に成功している^{5),6)}。平衡モデルの模式図をFig. 1に示す。平衡モデルは三相同一軸ケーブルを長手方向に二分割したモデルであり、分割させることにより、ケーブルのインダクタンスのパラメータである撚りピッチの調整で各相間の位相差が制御可能となる。平衡モデルにおける最適撚りピッチは、次式で得られる各通電層のインダクタンスをバランスさせることで求めた。

$$M_{ij} = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\ln \frac{2l}{r_i} - 1 \right) + \mu_0 \pi r_j^2 \left(\frac{1}{p_i} \right) \left(\frac{1}{p_j} \right) \quad [\text{H/m}] \quad (1)$$

ただし、 M_{ij} は*i*層と*j*層間の相互インダクタンスを表し、特に*i=j*のときは自己インダクタンスを意味する。 μ_0 は真空の透磁率、 l はケーブル長、 r_i は*i*層の半径、 p_j は*j*層の撚りピッチである。本論文では、各相の通電層が一層ずつの場合の平衡モデルを解析対象とした。

2.2 液体窒素のフロー方法

三相同一軸ケーブルは構造上、液体窒素の流路を導体部の内側と外側に確保するため、液体窒素のフロー方法が複数考えられる。本論文で検討した4種類の液体窒素フロー方法をFig. 2に示す。フロー方法は並流(Parallel flow)と向流(Counter flow)の二方式に大別し、冷凍機の付け方によって向流を3種類に分類した。このうち、Fig. 2(b)は冷凍機を内側流路入口に、Fig. 2(c)は冷凍機を外側流路入口に、そして、Fig. 2(d)は冷凍機を内側と外側流路両方の入り口に設置する場合である。並流では、液体窒素の復路がないため、他回線若しくは別流路を復路とする必要があるが、向流ではケーブル一本で液体窒素を往復させられるため、液体窒素の循環系は並流に比べて小さく済む。

2.3 冷却特性の解析条件

本解析では、ケーブルを液体窒素で冷却する場合を考えるため、ケーブルの伝熱特性と液体窒素の流体特性を考える必要がある。超電導ケーブルの伝熱特性は次式で表わされる熱平衡方程式を、有限差分法を用いて評価した。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (k \nabla T) + Q_J + Q_N \quad (2)$$

ただし、 ρ は密度、 c は定圧比熱、 T は温度、 k は熱伝導

Fig. 1 Balanced two-section model of a tri-axial cable.

Fig. 2 Method of LN₂ cooling in a tri-axial cable.

率、 Q_J は交流損失、渦電流損失、誘電体損失、流体の摩擦損失のジュール損失、 Q_N は熱伝達量である。なお、導体部分の損失は、独自に開発したプログラムにより評価した⁷⁾。流体特性は扱う流れを Reynolds 数から判断し、全て乱流として熱伝達と圧力損失を考慮した。また、超電導体と銅安定化層の定圧比熱及び熱伝導率は温度特性を考慮した^{9),10)}。固体と熱流体間の単位時間当たりの熱伝達量 Q_N は次式で表わされるニュートンの冷却法則に従うものとした。

$$Q_N = h \Delta T A \quad [\text{W}] \quad (3)$$

ただし、 h は熱伝達率、 ΔT は冷媒と固体の温度差、 A は熱伝達面積である。熱伝達率は、滑らかな円管内における乱流熱伝達の式である Dittus-Boelter の式(4)を用いて

Fig. 3 Numerical model of a tri-axial cable from the radial direction.

Table 1 Thickness of component in conductor layer

HTS BSCCO tape	0.3 mm
Cu stabilizer	2.2 mm
PPLP insulation	a-b or b-c 5.5 mm outer c 3.0 mm

Nusselt 数 Nu を計算し、算出した。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (4)$$

ただし、 Re は Reynolds 数、 Pr は Prandtl 数である。また、固体と冷媒の温度差は、境界面における半径方向の最隣接ノードの温度差を用いた。

単位長さあたりの圧力損失は、以下の Darcy-Weisbach の式を用いて計算した。

$$\Delta P = f_r \frac{1}{D_H} \cdot \frac{1}{2} \rho v^2 \quad [\text{Pa/m}] \quad (5)$$

ただし、 f_r は管摩擦係数、 D_H は特性長さ、 v は流速である。管摩擦係数は、液体窒素がコルゲート管に接触するケーブル最外部では Hawthorne の実験式(6)を¹¹⁾、その他の部分は Prandtl-Karman の式(7)を用いた。

$$f_r = \frac{d_{cor}}{s_{cor}} \left[1 - \left(\frac{d_{cor}}{d_{cor} + \gamma s_{cor}} \right)^2 \right]^2 \quad (6)$$

$$\frac{1}{\sqrt{f_r}} = 2 \log(Re \sqrt{f_r}) + 0.8 \quad (7)$$

ただし、式(6)中の d_{cor} はコルゲート管の内径、 s_{cor} はコルゲート管の波ピッチ、 γ は実験定数であり 0.438 を用いた¹¹⁾。また、圧力損失から液体窒素部分の摩擦損失を算出した。

流体部分における温度は、液体窒素のフローを考慮して解析を行った。導体部の内側と外側それぞれの流路を流れる液体窒素の速度は長手方向に一定であるとし、半径方向の速度を 0 とした。このため、各計算ステップにおいて解析領域における液体窒素部分の温度を流速に応じて長手方向に逐次移動させた。また、内外流路における液体窒素部分の半径方向の温度は、各計算ステップの半径方向温度の平均値で一定であるとした。

Table 2 Specifications of a tri-axial cable

Conductor composition	Tri-axial BSCCO 1-layer
Nominal power	350 MVA
Nominal voltage	66 kV
Transport current	3 kA
Cable length	100 m
Twist pitch	+1000 ~ -1000 mm
Internal diameter of the pipeline	150 mm
Internal diameter of the thermal insulation	120 mm
Heat penetration	1.0 W/m
Initial temperature	70 K
Inlet LN ₂ temperature	70 K
Inlet LN ₂ pressure	1.0 MPa

Fig. 3に、本解析に用いた三相同一軸ケーブルの解析モデルを示す。また、導体部分の材料の厚さをTable 1に示す。液体窒素の流路を導体部分の内側と外側に設けることによって、導体部分を内外両面から冷却することが可能となる。導体部分は、内側から超電導テープ線材、故障電流対応のための銅テープ線材、各相間絶縁のための PPLP 層で構成されたもの（一相分）が半径方向に三相配置されているとした。各相は内側から、a 相、b 相、c 相とした。

三相同一軸ケーブルは中心軸について回転対称構造であるため、ケーブル半径方向と長手方向の二次元領域において解析を行った。伝熱特性解析について、ケーブル半径方向外側の境界条件は侵入熱により与えた。ケーブル入口と出口における境界条件は、導体部分は断熱条件を用いた。液体窒素部分はフロー方法により異なる条件を付した。冷却された液体窒素が流入する部分では固定境界条件として 70 K を、Fig. 2(b)とFig. 2(c)における液体窒素の復路流入部では固定境界条件として往路流出部の温度平均を、復路流出部では自由境界条件をそれぞれ採用した。

2. 並流における流量配分

並流では液体窒素が内外流路を並行に流れるため、全流量が内外流路に配分される。本論文では圧力損失を配分規則として内外流路の配分量を算出した。具体的には、式(5)を用いて各流路における圧力損失を計算し、圧力損失の値が等しくなる流量において液体窒素の配分が行われるとした。

3. 解析結果

3.1 ケーブル諸元

本解析に用いたケーブルの諸元をTable 2に示す。ケーブルは 66 kV/3 kA の長さ 100 m 地中敷設ケーブルを想定した。このため、敷設管路外径 150 mm に対して真空断熱層と銅シールド層をあわせて 15 mm とし、流入する液体窒素を 70 K とした。送入する液体窒素の圧力は、流路入口で 1.0 MPa 一定とした。

Fig. 4 Dependence of the temperature distribution within a cable on the cooling method.

Fig. 5 Dependence of the maximum temperature on the cooling method.

3.2 液体窒素の各フロー方法における伝熱特性

Fig. 4 に、**Fig. 2**に示した液体窒素の各フロー方法におけるケーブル長手方向と半径方向断面のケーブル導体内部及び内側流路と外側流路の液体窒素の温度分布を示す。このとき、導体部分の内径は 67.2 mm、外径は 110.2 mm、液体窒素供給量は 40 liter/min. であり、各冷却方式で同一とした。**Fig. 4(a)** より、並流では外部からの侵入熱による液体窒素の温度上昇が大きいことが分かる。これは、外側流路における液体窒素の流速が小さいため、液体窒素の受けとる熱量が大きいことが原因と考えられる。**Fig. 4(b)**の向流では、並流と比べて温度上昇の大きい領域が小さい。これは、外側流路の液体窒素の流速が並流に比べて大きいためであると考えられる。**Fig. 4(c)**では、温度上昇の大きな領域が広がっている。これは、侵入熱により温度が上昇した外側流路の液体窒素を冷却せずに内側流路に送入するためである。**Fig. 4(d)**の温度分布は、(b)とほぼ同じ冷却特性を示すが、冷凍機が多いため、わずかに冷却特性の向上がみられている。**Fig. 5** に液体窒素の各フロー方法における最高到達温度を示す。同図より、同ケーブル構造、同液体窒素流量では並流に比べて向流の方が最高到達温度は低く、温度上昇を抑制するには向流が適当であるといえる。

3.3 液体窒素の各フロー方法における流体特性

Fig. 6 に液体窒素の各フロー方法における圧力損失の計算結果を示す。なお、内側流路に対する外側流路の断面積の比を S_r と定義し、導体部の厚みを固定して S_r をパラメータとして全圧力損失の値を算出した。また、液体窒素供給量は 40 liter/min. とし、各冷却方式で同一とした。同図より、同ケーブル構造、同液体窒素流量では、並流の圧力損失は向流に比べて非常に小さく、並流の方が流体特性が優れていることが分かる。また、 S_r が小さい場合は 3 桁程度圧力損失が異なるが、 S_r が大きくなると向流の圧力損失は大きく低減され、数 kPa 程度となる。これは、向流では、送入する液体窒素全てがケーブルを往復する必要

Fig. 6 Pressure drop in the parallel flow and counter flow as a function of the ratio of the cross-section area of the outer flow path to that of the inner one.

があることや、外側流路のコルゲート管による影響が大きいと考えられる。このためケーブル外径に制約がある場合、向流では外側流路の断面積を大きく設定することで圧力損失の低減が可能となる。

3.4 液体窒素の各フロー方法における送電能力

超電導ケーブルを地中送電に適用する場合は、現用の送電設備と比較して冷却設備を余分に設置する必要があるため、可能な限り冷却システムの占有スペースを削減することが求められる。このため前節と同様に管径を 150 mm と固定し、液体窒素フロー方法ごとに端部の冷却システムのみで安定に送電できるケーブル長を解析により求めた。本解析では、伝熱特性についてはケーブル内の温度が 77 K 以下に保たれること、流体特性については出口における液体窒素圧力が 0.2 MPa 以上に保たれることを制約条件とした。さらに、液体窒素流量が増加すると伝熱特性は向上し流体特性は低下するため、送電可能距離が最大となる両特性の交点を液体窒素の最適流量として求めた。以上により、送電可能距離を、断面積比をパラメータとして算出した。なお、断面積比によって導体部の径が変化し、交流損失や臨界電流値が変化することを考慮した。**Fig. 7** に液体窒素フロー方法における最適流量を示す。液体窒素の流量は 100 liter/min. を上限とした。**Fig. 8** は**Fig. 7** に示す最適流量で液体窒素を流した際の各フロー方法における送電可能距離である。各結果は、断面積比 S_r をパラメータとしてプロットしており、図中の (a)~(d) の凡例は**Fig. 2**と対応している。また、並流では液体窒素の流量を大きくできるため、流量を 50 liter/min. に制限した結果も凡例 (a)-lim.として**Fig. 8**に示す。

Fig. 7 より、並流では内外流路の断面積比に関わらず液体窒素をほぼ 100 liter/min.まで送入できるのに対し、向流では液体窒素を流せる上限があることが分かる。これは圧力損失の影響が大きいためである。しかし、向流では断面

Fig. 7 Optimized flow rate in parallel flow and counter flow as a function of the ratio of the cross-section area of the outer flow path to that of the inner one.

Fig. 8 Maximum length of a coaxial multilayer superconducting cable cooled by LN2 as a function of the ratio of the cross-section area of the outer flow path to that of the inner one.

積比の調整によって送入できる液体窒素の量を増やすことができる。**Fig. 8**より、並流の方が向流に比べて送電可能距離が長いことが分かる。これは、送電可能距離を考える際には圧力損失の影響が大きく、多くの液体窒素を送入できる並流が有利になるためであると考えられる。また、流量に制限がある場合でも並流の方が向流に比べて送電能力が高く、並流が有利であるといえる。

4. まとめ

三相同一軸ケーブルの平衡モデルを用いて、種々の冷却方法における定常運転時の冷却特性を、数値解析を用いて評価した。また、端部に冷凍機を設置した場合の送電可能距離を比較した。

各フロー方法においてケーブル構造と液体窒素流量が各フロー方法について等しいとき、並流に比べて向流の伝熱特性が優れていることが分かった。一方で、流体特性では、並流と比べて向流の圧力損失が非常に大きくなった。しかし、ケーブル外径に制約がある場合でも外側流路の断面積を大きくすることによって、向流の流体特性が改善できることが分かった。このため、大都市部における比較的短距

離の地中送電では、冷却システムの設置スペースや伝熱特性の観点から向流を採用することが望ましい。

一方、敷設場所の制約などによりケーブル外径に制限がある場合、並流は向流と比べて圧力損失を大きく低減でき、液体窒素を多く送入することができる。これにより、並流の送電可能距離は向流よりも長くなることが分かった。しかし、並流では液体窒素の復路を一本のケーブル内に設けることができないため、他の回線や新規の流路を設置する必要がある、向流に比べて冷凍負荷が大きくなる可能性がある。

参 考 文 献

- 1) J.F. Maguire, F. Schmidt, S. Bratt, T.E. Welsh, J. Yuan, A. Allais and F. Hamber: "Development and demonstration of a HTS power cable to operate in the Long Island power authority transmission grid," IEEE Trans. Appl. Supercond. **17** (2007) 2034-2037
- 2) T. Masuda, H. Yumura, M. Watanabe, H. Takiagwa, Y. Ashibe, C. Suzawa, H. Ito, M. Hirose, K. Sato, S. Isojima, C. Weber, R. Lee and J. Moscovic: "Fabrication and installation results for Albany HTS cable," IEEE Trans. Appl. Supercond. **17** (2007) 1648-1651
- 3) J.A. Demko, I. Sauers, D.R. James, M.J. Gouge, D. Lindsay, M. Roden, J. Tolbert, D. Willen, C. Traeholt and C.T. Neilsen: "Tri-axial HTS cable for the AEP Bixby project," IEEE Trans. Appl. Supercond. **17** (2007) 2047-2050
- 4) M.J. Gouge, D.T. Lindsay, J.A. Demko, R.C. Duckworth, A.R. Ellis, P.W. Fisher, D.R. James, J.W. Lue, M.L. Roden, I. Sauers, J.C. Tolbert, C. Traeholt and D. Willén: "Tests of tri-axial HTS cables," IEEE Trans. Appl. Supercond. **15** (2005) 1827-1830
- 5) T. Hamajima, M. Tsuda and T. Yagai: "Analysis of balanced three-phase current in a tri-axial HTS cable," TEION KOGAKU **40** (2005) 425-432 (in Japanese)
濱島高太郎, 津田 理, 谷貝 剛: 「三相同一軸超電導ケーブルの平衡電流解析」, 低温工学 **40** (2005) 425-432
- 6) K. Shimoyama, N. Ozcivan, S. Soeda, N. Hu, Y. Onoe, T. Yagai, M. Tsuda and T. Hamajima: "Experimental result of tri-axial HTS cable," TEION KOGAKU **43** (2008) 23-27 (in Japanese)
下山和貴, 添田誠司, オズジバン・ヌリ, 胡 南南, 尾上裕一, 谷貝 剛, 津田 理, 濱島高太郎: 「三相同一軸高温超電導ケーブルの特性試験」, 低温工学 **43** (2008) 23-27
- 7) T. Hamajima, M. Tsuda, T. Yagai, S. Monma, H. Sato and K. Shimoyama: "Analysis of AC losses in a tri-axial superconducting cable," IEEE Trans. Appl. Supercond. **17** (2007) 1692-1695
- 8) N. Hu, M. Toda, T. Watanabe, M. Tsuda and T. Hamajima: "Recovery time analysis in a tri-axial HTS cable after an over-current fault," Physica C **471** (2011) 1295-1299
- 9) JSME Data Book: "Heat transfer 5th edition," Maruzen, Tokyo (2009) (in Japanese)
日本機械学会 編: 「伝熱工学資料 改訂第5版」, 丸善, 東京 (2009)
- 10) S.I. Abu-Eishah, Y. Haddad, A. Solieman and A. Bajbouj: "A new correlation for the specific heat of metals, metal oxides and metal fluorides as a function of temperature," Latin Am. Appl. Res. **34** (2004) 257-265

- 11) K. Ohira, J. Okuyama, K. Nakagomi and K. Sato: "Pressure-drop reduction of slush nitrogen flow in converging-diverging pipes and corrugated pipes," TEION KOGAKU **47** (2012) 240-250 (in Japanese)

大平勝秀, 奥山 惇, 中込 圭, 高橋幸一: 「収縮・拡大管およびコルゲート管を流動するスラッシュ窒素の圧力損失低減」, 低温工学 **47** (2012) 240-250

大 野 真

1988 年 9 月 16 日生。2011 年 3 月東北大学工学部情報知能システム総合学科卒業。同 4 月東北大学大学院工学研究科電気通信工学専攻博士前期課程入学。主として超電導ケーブルに関する研究に従事。低温工学・超電導学会, 電気学会, 日本 AEM 学会会員。

秋 田 真 志

1990 年 7 月 9 日生。2009 年 4 月東北大学工学部情報知能システム総合学科入学。主として超電導ケーブルに関する研究に従事。電気学会会員。

宮 城 大 輔

1974 年 5 月 24 日生。2002 年横浜国立大学大学院工学研究科博士後期課程修了。同年 4 月岡山大学工学部助手, 岡山大学大学院自然科学研究科助教, 東北大学大学院工学研究科助教を経て, 現在, 東北大学大学院工学研究科准教授。主として, 電力機器の高効率化および超電導応用の研究に従事。低温工学・超電導学会, 電気学会, 磁気学会, 日本 AEM 学会, 鉄鋼協会会員。工学博士。

津 田 理

1967 年 1 月 15 日生。平成 7 年早稲田大学大学院理工学研究科同博士後期課程修了。早稲田大学助手, MIT 客員研究員, 早稲田大学理工学総合研究センター客員講師, 山口大学助手, 山口大学助教授, 東北大学大学院工学研究科准教授を経て, 現在, 東北大学教授。主に超電導応用に関する研究に従事。低温工学・超電導学会, 電気学会会員。工学博士。

濱 島 高 太 郎

1977 年東京工業大学大学院博士課程修了。㈱東芝, 山口大学工学部電気電子工学科教授, 東北大学大学院工学研究科電気通信工学専攻教授を経て, 現在, 八戸工業大学教授。主として超電導応用の研究に従事。電気学会, IEEE, 低温工学・超電導学会, プラズマ・核融合学会, 日本物理学会会員。工学博士。