ビーンモデルによる高温超電導ケーブルの 試算評価と大都市系統への適用検討

正 員 原 築 志 (東京電力)

正 員 中 村 正 昭 (東京電力)

Engineering Evaluation of High- T_c Superconducting Cables by Bean Model and its Assessment of Application to Urban Power System

Tsukushi Hara, Masaaki Nakamura (Tokyo Electric Power Co.)

It becomes difficult and high in cost to construct new ducts and/or tunnels for power cables in dense underground region of urban area. In this paper, engineering evaluation of compact high- T_c superconducting (HTSC) cables which should be applied to existing ducts and/or tunnels and its assessment of application were conducted, and the following items became clear.

- (1) The future model system with the merit for HTSC cables was developed.
- (2) The necessity of flowing the current in the inner part of superconductor because of such low H_{c1} as 100 G was indicated, and it became clear by the measurement of hysteresis curve that the current flow in the superconductor roughly obeyed Bean model.
- (3) The design procedure of compact HTSC cable by Bean model was developed, and the conceptual design of HTSC cables for the model system was conducted. As a result, it became clear that J_c as 1×10^5 A/cm² at 0.1~0.2 T was necessary for the 66 kV, 1,000 MVA HTSC cable which diameter was 130 mm.
- (4) There was no problem of the model system for the voltage stability, short circuit current, power stability, and so on by the system analysis.
- (5) 21% cost reduction of the HTSC cable model system was estimated compared with the normal-conducting cable model system.

キーワード：高温超電導ケーブル，電力系統，ビーンモデル，交流損，臨界電流密度

1. ま え が き

ランタン系高温超電導体の発見⁽¹⁾に続き、イットリウム系、ピスマス系、タリウム系高温超電導体が相次いで発見された。イットリウム系高温超電導体以降の臨界温度(T_c)は、液体窒素の沸点 77 K 以上である。このため、これらを用いて超電導ケーブルが実用化できれば、冷却・断熱構造が従来の金属系超電導ケーブルに比べて著しく簡素化され、コンパクト化ができると共にコストも低減し、送電容量 3 GW 以下でも常電導ケーブルに比べてコストメリットが出てくる

可能性がある⁽²⁾。そこで各所で高温超電導ケーブルの概念設計が行われてきたが、これらは高温超電導体の下部臨界磁界(H_{c1})の値を Nb, Nb₃Sn など金属系超電導体なみの 1,000 G 程度と仮定して、交流損失の少ない表面電流のみを考慮して設計している⁽³⁾⁽⁴⁾。しかし、最近の報告⁽⁵⁾により、これらの H_{c1} は 100~200 G 程度と金属系超電導物質よりも約 1 けた小さいことが明らかとなっており、この値を基に表面電流法で設計を行うと、ケーブル外径が 1 m 以上と非常に大きくなる可能性がある⁽⁶⁾。この欠点を解消するためには、超電導層の内部にも電流を流すことが必要とな

り、電流の分布としてピーンモデル⁽⁷⁾を仮定した高温超電導ケーブルの設計も行われている⁽¹²⁾。これについては今後、このモデルの妥当性を検討していく必要がある。

一方、電力系統側から見ると、大都市の需要増加に伴い、地中ケーブル系統の拡充が必要となるが、地下鉄、水道などちょう密化した地下空間に新たに管路・洞道を建設することは困難が予想され、コスト高ともなる。そこで、高温超電導体を用いコンパクト化した大容量ケーブルを既設管路・洞道に収納できれば、地下空間の有効利用が図れると共に、コスト低減ができるメリットが出てくる。

以上をふまえ、本論文では大都市における現状の地中ケーブル系統をベースに、高温超電導ケーブルの適用パターンを抽出し、電力需要が2倍となった時点の将来モデル系統を設定した。そして、このモデル系統に適用するため、ピーンモデルを用いたコンパクト形高温超電導ケーブルの概念設計検討を行った。検討にあたっては、まずイットリウム系銀シース線材のヒステリシス曲線を測定し、ピーンモデルの妥当性を検討した。そして、これを用いたコンパクト形高温超電導ケーブルの設計手法を考案した。更に、この設計手法を用いて150 mm ϕ の既設管路に収納できる高温超電導ケーブルの系統電圧を求めると共に、容量1,000 MVA、600 MVAのケーブルの概念設計を行い、臨界電流密度(J_c)の所要値も求めた。

次に、系統面から見た高温超電導ケーブルの適用可能性を評価するために将来のモデル系統を想定し、これを対象として電圧安定性、短絡電流、安定度など系統面からの解析を行い、問題のないことを明らかにした。更にコスト評価を行い、常電導ケーブルを使う場合よりも大幅にコストダウンできることを明らかにした。

2. 高温超電導ケーブルの適用パターン

〈2・1〉 適用パターンの考え方 地中ケーブル系統を対象にした場合、電力需要の伸びを年あたり2.5%程度と仮定すると、30年後には現在の2倍の容量を送電する必要が出てくる。しかし、大都市の地下空間は、地下鉄や水道・電話など公共埋設物に加え、ビルなど民間利用が活発化しており、現在でもちょう密化している。そこで将来的に、現在の延長線上で地中ケーブル用の管路・洞道を新たに確保することは、技術的にもコスト的にも困難となることが予想される。一方、既設管路・洞道にGW級の常電導ケーブルや金属系超電導ケーブル(液体ヘリウム冷却)を収納す

ることは、発熱や寸法の点から冷却・断熱などに特別の工夫をしない限り、困難と考えられる。

高温超電導体がケーブル用線材として実用化できれば、発熱がほとんどなく、断熱層も簡易な構造となる。従って、常電導ケーブルや金属系超電導ケーブルに比べてケーブル外径を細くすることができ、既設管路・洞道を用い現状ケーブルをリプレースすることが可能と考えられる。

一方、大都市では通常、複数ルートのケーブル系統で電力を供給している。このうち1ルートあたりの送電電力は最大でも1.5 GW程度であり、電力需要の伸びを2.5%と想定した場合、30年間で見てもルートあたりの増加は約1.5 GWとなる。また通常、需要増の想定は最大でも20~30年先程度までの場合が多い。以上を勘案すると、将来的に見ても1ルートあたりの送電電力は、最大でも3 GW程度(現状1.5 GW+将来1.5 GW)となる。この程度の送電電力であると、既開発済の内部冷却ケーブルで送電できるが、ケーブルの外径は350 mm ϕ 程度⁽¹³⁾となり、150 mm ϕ 中の既設管路に収納できず、新たなルートを確保する必要がある。

以上の検討から明らかなように、高温超電導体によりコンパクト化したケーブルができれば、他のケーブルではできなかった既設管路・洞道を用いたりリプレースが可能となりコストダウンが期待できると共に、都市形成の観点からも効率の良い地下空間の利用が図れるメリットがある。

〈2・2〉 将来モデル系統 検討のベースとなる現状ケーブルモデル系統を図1(a)のように設定した。この系統は複数の地中ケーブル系統のうち1ルートに対応しており、電圧階級は275, 154, 66 kVの3段階となる。

この系統をベースとして、需要が2倍となった時点での将来モデル系統を(b), (c)図のように設定した。内部冷却ケーブルなどを用いた常電導ケーブル系統の場合には、ケーブル外径が約350 mm ϕ となり、 C_1 , C_2 開閉所以下で洞道の新設および管路の増設が必要となる。しかし、高温超電導ケーブルを用いると、既設管路・洞道の中に2倍に増容量化したケーブルを収納することができると考えられるため、ケーブル建設コストの多くを占める洞道建設コストを考慮しなくてよい。また、高温超電導ケーブル(1,000 MVA, 66 kV)は常電導ケーブル(1,000 MVA, 275 kV)に比べて電力損失(導体・誘電体・シールド導体損失)が約1/50と少ない。このため、高温超電導ケーブルは大電流・低電圧で送電できるので、ケーブル

図1 モデル系統
Fig. 1. Model system.

系統の電圧階級を低電圧に統一することができ、中間変電所の省略によるコストダウン効果も期待できる。

3. ビーンモデルによる高温超電導ケーブル

〈3・1〉 超電導層内部に電流を流す必要性

Nb₃Snなどの金属系超電導体を用いて交流ケーブル用線材を作成する場合には、交流損失を低減するために、線材表面磁界が H_{c1} を超えないよう導体径を設計していた⁽³⁾⁽⁴⁾。この場合、電流はロンドンの磁界侵入深さで規定される超電導層の表面のみを流れ、交流損失は500 A/cmのとき20 μ W/cm²程度⁽³⁾と小さい。この電流は表面電流(I_s)と呼ばれ(1)式で求まる。

$$I_s = I/\pi D = 5H_{c1}/2\sqrt{2}\pi \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 I ：定格電流(A)、 D ：導体径(cm)、 H_{c1} ：下部臨界磁界(G)

Nb₃Snなど金属系超電導体の H_{c1} (4.2 K)は表1に示すように600~1,500 Gであり、(1)式より I_s は338~844 A/cmとなり、ケーブルコア(相導体)の最小導体径を3.3~8.2 cmと小さくできる。しかし、高温超電導体の場合には、表1に示すように H_{c1} (77 K)は約1けた低く、イットリウム系では最大120 G⁽⁸⁾程度である。この場合、表面電流が68 A/cmとなり、導体径は1,000 MVA、66 kV交流ケーブルの場合41.0 cmとなる。この値をケーブル外径に換算すると約2 mとなり⁽⁶⁾、直径2~3 m程度の既設洞道にも収納できない。

表1 ケーブル用超電導材料の諸特性
Table 1. Characteristics of superconductors for power cables.

超電導物質の種類		臨界温度 (T_c : K)	下部臨界磁界 (H_{c1} : G)	表面電流 (I_s : A/cm)	最小導体径 (D : cm)
金属系 超電導 体	Nb	9.13	~1500	~844	3.3~
	NbTi	9.8	700~900	394~506	5.5~7.6
	Nb ₃ Sn	18.2	500~700	338~394	7.1~8.2
高温 超電導 体	YBa ₂ Cu ₃ O _x	93	52~120 ⁽⁹⁾	29~68	41.0~96.0
	Bi ₂ Sr ₂ Ca ₂ Cu ₃ O _x	110	6~200 ⁽⁹⁾	3~112	24.9~928.4
	Tl ₂ Ba ₂ Ca ₂ Cu ₃ O _x	125	150 ⁽¹⁰⁾	84	36.1

(注)・最小導体径は、1000MVA、66kVケーブルを想定し、 $I=8750$ Aで算出した。
・金属系超電導体の H_{c1} は4.2K、高温超電導体の H_{c1} は77Kでの値である。

従って、高温超電導ケーブルは、 H_{c1} から上部臨界磁界(H_{c2})の領域で使用する必要がある。この場合、電流は超電導層の内部を流れ、磁界も内部に侵入するため、交流の場合には侵入した磁界による交流損失が発生する。このときの交流損失は表面電流による値より大きくなるが、液体窒素は液体ヘリウムに比べて約3倍の冷却効果が期待できるため、本方法によりコンパクト化した高温超電導ケーブルが構成できる可能性が出てくる。

超電導体の交流損失としては、超電導層の内部で発生するヒステリシス損失・磁束フロー損失、安定化材との複合化に伴い発生する結合損失・渦電流損失が考えられる。しかし、ケーブル用の超電導線材は図4(b)に示すようにテープ状の構造をしており経験磁界

も 1 T 以下と低いため、結合損失および渦電流損失はヒステリシス損失に比べて小さい。また、磁束フロー損失は磁束線の移動速度に比例するため、50 Hz 程度の比較的低周波の場合には無視できる。以上より、ケーブルの交流損失としてはピン止め力によるヒステリシス損失が主体となる。

〈3・2〉 ビーンモデルの妥当性 ビーンモデルを仮定したヒステリシス損失の定式化を行うと共に、イットリウム系銀シース線材を用いてヒステリシス曲線の測定を行い、両者を比較することにより、高温超電導体においてビーンモデル⁽⁷⁾が仮定できるか否かを検討した。

ビーンモデルでは臨界電流密度を J_c とすると、超電導体内部の電流密度は磁界に依存せず一定で、

$$J = J_c \quad \dots\dots\dots (2)$$

と仮定している。その結果、超電導体表面の磁界を H_s 、表面からの深さを x とすると、深さ x のところの磁界 $H(x)$ は、

$$H(x) = H_s - J_c x \quad \dots\dots\dots (3)$$

と表される。平板中心に磁界が到達するときに H_s は最大となり、この値を H_p 、平板の厚さを $2d$ とすると、(3)式において $H(d) = 0$ として、

$$H_p = J_c d \quad \dots\dots\dots (4)$$

となる。超電導ケーブルの設計では安定化材へ磁界が到達しないようにするため、 H_s の最大値を H_m とすると、 $H_m < H_p$ を満足するよう超電導層の厚さを決めなくてはならない。本条件下では、交流 1 サイクルあたりのヒステリシス損失 W_H は、

$$W_H = (2\mu_0/3)(H_m^3/J_c d) \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 μ_0 ：真空中の透磁率
と表される⁽¹¹⁾。一方、一般に物質のヒステリシス損失はヒステリシス曲線より、

$$W_H = \oint_{\text{cycle}} M dH_s \quad \dots\dots\dots (6)$$

と表される。

次に、 $0.6 \times 0.6 \times 22$ mm (超電導部分、 $0.26 \times 0.26 \times 22$ mm) のイットリウム系銀シース線材を対象として、ヒステリシス曲線の測定を行った。得られた曲線を図 2 に示す。同図をもとに (7) 式を用いてヒステリシス損失を求めると、図 3 の曲線①が得られる。一方、ヒステリシス曲線の磁化 M が最大となるとき表面磁界 H_s は、最大値 H_p であるから、図 2 より $H_p = 370$ G が得られる。(4)式において、 $d = 0.13$ mm とおくと $J_c = 22,000$ A/cm² (結晶粒内の J_c に対応) となる。この J_c 値を (5) 式に代入し、ヒステリシス損失を求めると曲線②が得られる。曲線①と②を比

図 2 イットリウム系銀シース線材のヒステリシス曲線測定結果

Fig. 2. Hysteresis curve of Ag-sheathed yttrium-compound wire.

図 3 イットリウム系銀シース線材のヒステリシス損失(実測値とビーンモデルによる計算値の比較)

Fig. 3. Hysteresis loss of Ag-sheathed yttrium-compound wire.

べると、超電導ケーブルに印加される最大磁界 H_p 以下の領域において、両者の磁界 (H_m) 依存性は H_m^3 と近く、オーダ的にも比較的よく一致している。

以上より、高温超電導体を用いたケーブルのヒステリシス損失については、今後更に詳細検討を継続していくことが重要であるが、ビーンモデルを適用できる可能性のあることがわかった。

〈3・3〉 高温超電導ケーブルの概念設計手法

(1) 高温超電導ケーブルの構造 ケーブルはコンパクト化を図るため、断面構造を図 4 (a) に示す三相一括タイプとし、外側を断熱管路・防食層で覆った構造とした。各相ケーブルコアの中心には液体窒素の

(a) 高温超電導ケーブル断面形状

(b) 高温超電導テープ線材の構造

図 4 高温超電導ケーブルの構造

Fig. 4. Configuration of high- T_c superconducting cable.

往路となるフォーマを設け、その外側に通電導体としての超電導線材を巻付けた。超電導線材は、ケーブルとしての可とう性を出す必要から、図 4 (b) のように銅の安定化層と、補強材としてのステンレス鋼に超電導層が挟まれたテープ状の構造とした。絶縁体としては、耐圧の高い半合成紙を使用した。絶縁体の外側には、自己電流による磁束をケーブル内に遮へいするために、外部超電導体を設けた。

ケーブルコア 3 本と復路冷媒管を覆う最外層の断熱管路は、ステンレス鋼コイルゲートパイプで積層真空断熱材(スーパーインシュレーションなど)を挟んだ形とした。金属系超電導ケーブルの場合には、この断熱材を二層とし、その間に液体窒素シールドを設けていたためケーブル外径が大きかったが、今回の方法では断熱層の厚さが 2~3 cm と薄くできるメリットがある。

(2) 概念設計手法 今回の設計においては、ビンモデルを使い超電導体内部にも電流を流すことにしたため、クリティカルな設計条件は冷媒である液体窒素の圧力損失条件となる。図 5 に考察した概念設計のフローを示した。

設計にあたっては、定格容量、ケーブル外径など基本条件の設定後、超電導線材の設計を行う。(2) 式に示すビンモデルでは、超電導層の必要厚さ d は、

$$d = I / \pi D J_c \quad \dots \dots \dots (7)$$

ただし、 I : 定格電流、 D : 導体径

で表される。1,000 MVA, 66 kV の場合、 $J_c = 10^6$

図 5 高温超電導ケーブルの概念設計手法
Fig. 5. Conceptual design procedure of high- T_c superconducting cable.

A/cm^2 , $D=24$ mm を仮定すると、 $d=12 \mu m$ となり、固相法および気相法プロセスにより十分作成可能である。また、今回の設計では、超電導体は事故電流によりクエンチさせることとしたため、安定化材(銅, 10.5 mm 厚)と共に、フォーマ材料として銅を用い温度上昇を抑制した。

その後、ケーブル外径をもとに、ケーブルコア外径などのケーブル断面形状を算出する。次に、損失計算を行う。損失としては、交流損失、誘電体損失、および外部からの熱侵入を考慮したが、ほとんどは交流損失(ヒステリシス損失)である。ケーブル導体部 1 m あたりのヒステリシス損失 W_{HC} は、(5) 式を用いて、

$$W_{HC} = (P/2) W_H P_e d f \\ = (2\sqrt{2} \mu_0 / 3) (I/P_e)^3 (P_e f / J_c) (W/m) \quad \dots \dots \dots (8)$$

ただし、 I : 定格電流、 P_e : 超電導体周長、 f : 周波数、 d : 侵入磁束の深さ

と求められる。最後に冷却計算を行う。液体窒素の温度上昇が所定の値 $15^\circ C$ ($65 \sim 80^\circ C$) 以内に収まるか否かをチェックした後、圧力損失が 10 気圧以下となることを確認する。更に、冷媒往路内径を変化させ最低の圧力損失となるように反復計算し、設計を終了する。なお、圧力損失に伴う流動摩擦損失は、その他の損失と熱侵入の合計の 3% 以下と微小なため、今回の

概念設計ではカウントしていない。

〈3・4〉 コンパクト形高温超電導ケーブルの概念設計

(1) 高温超電導ケーブルシステム 冷却システムを中心とした高温超電導ケーブルシステムの全体構成を図6(a)に示す。冷凍機で作成された液体窒素は、冷媒供給接続管を介して、温度65 K、圧力20気圧でケーブルコア部の冷媒往路管に注入される。冷媒は超電導体で発生した損失および誘電体損失の半分を吸収し、2台の冷凍機の間で設けられた冷媒供給接続部(FJ)に達する。ここで、冷媒は復路管に導かれ、磁界シールド用超電導体の損失、誘電体損失の残りの半分、および外部からの熱侵入を吸収し冷凍機に戻る。出口においては、温度80 K、圧力10気圧を確保し、図6(b)に示すようにケーブル冷却の際に液体窒素が気化することなく液体のままで循環でき、安定した冷却が行えるようにした。なお、冷却ステーション間隔としては、OFケーブルの油調整所および冷却ステーションを活用することとし、5 kmとした。冷却ステーション間隔をこのように短くすることにより、圧力損失の抑制の観点からも有利となる。また、液体窒素冷凍機の動作係数は7とした。

また、表2に概念設計の基本条件を示した。断熱材

(a) 高温超電導ケーブル・システム

(b) 液体窒素の(圧力-温度)使用領域

図6 高温超電導ケーブルシステム

Fig. 6. High- T_c superconducting cable system.

として用いたスーパーインシュレーションの熱伝導率は、 $10^{-4} \sim 10^{-6}$ mbarの高真空では $0.1 \mu\text{W}/\text{cmK}$ が期待できるが、スペーサの影響や実運用時の圧縮、曲げ応力などを考慮し、上記値より1けた大きい $1 \mu\text{W}/\text{cmK}$ とした。

(2) ケーブル系統電圧の設定 モデル系統は高温超電導ケーブルが既設管路に入ることが前提となるため、図5の設計手法により数種類の電圧について概念設計を行った。ケーブルの定格容量を固定すると、電圧を低くするほど絶縁厚は薄くなるが、電流が大きくなるため交流損失が増加して、これを補償する冷媒管径は大きくなる。逆に、電圧を高くするほど冷媒管径は小さくできるが、絶縁厚は大きくなる。つまり、ある電圧でケーブル外径が最小となるが、送電電力が1,000 MVA/cctのときには図7のように66 kVのとき130 mm ϕ と最小となり、内径150 mm ϕ の既設管路に収納できることがわかった。このときの必要 J_c は 1×10^6 A/cm 2 と金属系超電導線材の値と同等である。

表2 概念設計の基本条件

Table 2. Basic condition for conceptual design.

項目	基本条件
絶縁体	・ 半合成紙 (5.9mm厚), $\tan \delta = 0.1\%$, $\epsilon = 2.8$
断熱	・ スーパーインシュレーション (SI) (10mm厚) ・ $W_T = 2\pi K \Delta T / \ln(D_o/D_i)$ (W/m) 但し、 W_T : 熱侵入、 K : SI熱伝導度、 ΔT : 温度差 D_o, D_i : 断熱管外径・内径
導体損失	・ 本文(9)式 (ヒステリシス損失)
圧力損失	・ $P = 32 F M^2 L / (\pi^2 D^5 \rho)$ (N/m 2) 但し、 P : 圧力損失、 L : 冷却距離、 M : 冷媒質量流量 D : 冷媒管径、 ρ : 冷媒密度、 F : 摩擦係数

・ 1000MVA, ()内は必要 J_c
・ 冷媒圧力損失10atm以下

図7 電圧別ケーブル外径

Fig. 7. Change of outer diameter of cable by voltage.

表 3 66 kV, 1,000 MVA 高温超電導
ケーブルの概念設計結果
Table 3. Result of conceptual design of 66kV,
1,000 MVA high- T_c superconducting cables.

項目	値			
臨界電流密度 (A/cm^2)	1×10^4	1×10^5	1×10^6	1×10^7
通電導体外径 (mm)	24.1			
導体表面磁束密度 (T)	0.15			
ケーブル・コア径 (mm)	38.1			
復路冷媒管径 (mm)	87.7			
導体損失 (W/m)	302	30.2	3.02	0.302
誘電体損失 + 熱侵入 (W/m)	1.27			
冷媒温度上昇 (K/区間)	15.0	14.9	14.9	14.8
冷媒圧力損失 (atm/区間)	2.20×10^4	367	10.9	1.90
	(設計不能)		(設計可能)	

以上の検討結果, および既設システムの電圧階級に 66 kV が存在することも考慮し, ケーブル系統電圧として 66 kV が適当と判断した。

(3) 概念設計結果と必要 J_c 図 1 (b) の将来モデル系統の電圧を 66 kV として, 既設洞道部分 ($B-C_1-C_2$) 用の 1,000 MVA と, 既設管路部分 ($C_1-D_1-E_1$, $i=1, 2$) 用の 600 MVA の, 二種類の高温超電導ケーブルの概念設計を行った。ケーブル外径は 130 mm ϕ とした。表 3 に条件的に厳しい 1,000 MVA の概念設計結果を示す。これによると, J_c が低い領域では冷媒の圧力損失は大きくなり, $J_c=1 \times 10^4$, $1 \times 10^5 A/cm^2$ としたときの圧力損失はそれぞれ $P=2.2 \times 10^4$, 365 atm/区間に達し, 設計不能である。しかし, P は表 2 で明らかのように, ほぼ冷媒の質量流量 M の 2 乗に比例するため, $J_c=1 \times 10^6 A/cm^2$ となると, $P=10.9$ atm/区間となり, 所要値をほぼ満足している。このときの導体損失は 3.02 W/m で, 誘電体損失と熱侵入の合計 1.27 W/m とほぼ同じ程度となる。誘電体損失と熱侵入は, 系統電圧, ケーブル形状・材料により決まるため, J_c を $1 \times 10^6 A/cm^2$ 以上として導体損失を下げて冷媒にかかる熱負荷はあまり減少しない。従って, 1,000 MVA, 66 kV, 130 mm ϕ の高温超電導ケーブルを設計するためには $J_c=1 \times 10^6 A/cm^2$ 程度 (導体表面磁束密度 = 0.15 T) で必要十分であることがわかる。同様にして 600 MVA の場合について検討すると, $J_c=2 \times 10^5 A/cm^2$ 程度 (同, 0.09 T) が必要となることがわかった。

4. 系統的に見た高温超電導ケーブルの適用可能性

今回設計した高温超電導ケーブルは, 低電圧・大電

図 8 系統から見た適用可能性検討用モデル系統

Fig. 8. Model system for power system analysis.

表 4 系統側から見た高温超電導ケーブルの適用可能性

Table 4. Assessment of application of high- T_c superconducting cables for system configuration.

評価項目	評価パラメータ	算出パラメータ	
		超電導	常電導
電圧安定性	C_1 (変)の電圧降下率	3.2 %	0.6 %
	C_1 (変)の無効電力負荷が有効電力負荷の10%変化した場合の電圧変動率	0.88%	0.21%
短絡電流	モデル系統の短絡電流 ($I_{sc}=63kA$ の場合) (箇所)	62.9kA (B(変)2次側)	24.9kA (B(開))
安定度	B(2次側)- C_1 (1次側)間の位相角	5.13°	1.27°
シャント・リアクトル容量	B(変)のシャント・リアクトル容量	24MVA ($8.0^{***} \times 3 cct$)	375MVA ($125^{***} \times 3 cct$)

(注) I_{sc} : A(変)500kV母線の短絡電流

流で運転するため, %インピーダンスが大きくなる。そこで, 系統面からの検討を常電導ケーブルの場合と比較して行った。対象は図 1 のモデル系統で, 最も潮流が大きく系統的に厳しい $B \sim C_1$ 区間とした。図 8 にこの区間の詳細系統構成を示した。

〈4・1〉 電圧安定性 ケーブル系統を π 形等価回路で表すと, B の電圧を V_s とした場合, C_1 (開) の電圧 V_r は,

$$V_r = \{1 - (ZY/2)\} V_s - jZ_s I_s \dots\dots\dots (9)$$

ただし, Z, Y : ケーブルのインピーダンス, 対地アドミタンス, I_s : A での送出電流

となる。いま $V_s=1.0$ pu とすると, C_1 での電圧降下率は (10) 式に従い表 4 のようになる。高温超電導ケーブルの場合, 電圧降下率は 3.2% と, 常電導の場合に比べて大きい, 系統計画・運用の許容範囲内で問題ない。

また、 C_1 母線から負荷側を見た無効電力が有効電力の10%変動した場合の電圧変動率を求めると、表4のように超電導(66 kV)のほうが常電導(275 kV)に比べて4.2倍となり電圧安定性は若干劣るが、この場合も、絶対値の大きさは許容範囲内である。

〈4・2〉 短絡電流 今回の高温超電導モデル系統は、常電導モデル系統に比べて低電圧で送電するが、この場合、短絡電流は大きくなる傾向にある。ノード n の短絡電流は、

$$I_n = 1/Z_{nn} \cdots \cdots (10)$$

ただし、 Z_{nn} : ノード n の駆動点インピーダンスと表される。図1(b)のモデル系統の A (変)500 kV 母線の短絡電流を変化させたときの各部の短絡電流を(11)式より求め、図9に示した。短絡電流は B (変)66 kV 母線で最大となり、 A (変)の短絡電流 63 kA のとき、最大値 62.9 kA となる。この値は、現状の遮断器の技術レベルで遮断可能な値である。他の箇所では最大でも 25 kA と低い値に保たれている。一方、常電導ケーブル系統の場合には D_1 (変)66 kV 母線で最大値 31 kA となった。

〈4・3〉 安定度 図4のように、今回設計した高温超電導ケーブルは、外径 130 mm ϕ とコンパクト化されたため、各相のケーブルコアの導体中心距離が常電導ケーブルに比べて縮小される。そこで、リアクタンス L も図8のように約 1/5 にできるため、コンパクト化しない場合に比べて%インピーダンスの増加は少なく、 B の 66 kV 母線の位相差 δ を求めると、常電導の場合より 3.86° 大きくなるが、絶対値は 5.13° と小さくでき問題ない(表4)。また、 B (変)端に昇圧

変圧器($X=0.13$ pu: 2 台)を介して発電機(1,000 MVA, $M=8.5$ s, $X_d=1.7$ pu, $X_d'=0.38$ pu: 2 台)を接続し、 C_1 (開)を無限大母線とし、 $B \sim C_1$ 間のこう長を変化させた。その結果、発電機端子と C_1 間の位相角 25° (発電機内部位相角と C_1 間で 73°), こう長にして 75 km まで安定に送電できる結果を得ており、この面からも今回の超電導ケーブル系統は安定度上問題のないことが明らかとなった。

〈4・4〉 ショントリアクトル容量 超電導ケーブル系統では低電圧化の効果により充電電流は大幅に減少する。 $B \sim C_1$ 区間の充電容量を 100% 補償するリアクトルを B (変)に設置すると、超電導の場合 24 MVA となり、常電導の場合の 6% と大幅に少なくなることがわかる。

5. コスト検討

図1(b), (c)のモデル系統についてコスト検討を行った。コストは建設コストと共に、冷凍機動力やケーブルの電力損失なども考慮し、表5中に示す年経費ベースの送電コストで比較した。また、算出にあたっての基本条件も示した。表6には算出結果を示した。

高温超電導線材のコストが Nb_3Sn なみとすると、 $C_i - D_i$ ($i=1, 2$) 区間で高温超電導の場合には既設管路を利用できるため、洞道建設コストが省略でき、常電導に比べて 58% のコスト低減できるメリットがある。このため、他の区間では常電導のほうが有利となるものの、ケーブル系統全体では 15% のコストダウンとなる。また、電圧階級の統一により中間変電所が

表 5 コスト算出の基本条件

Table 5. Basic condition for cost estimation.

項目	基本条件
送電コスト 基本式 (¥/年)	建設コスト(¥) $\times \alpha$ + 電力損失費(¥/年) + 冷凍機動力費(¥/年) 但し、 $\alpha=0.126$ (ケーブル)、0.142 (変圧器)
線材 コスト	線材コストを Nb_3Sn とし、その 1/2 と仮定。 Nb_3Sn (5mm ϕ $\times$ 1m 長) 線材を 8000 円と仮定。冷凍機も含めて算出。
他の コスト	管路、ケーブル、変電所などは実績値をベースとし、開閉所は変電所の 70% とした。

表 6 モデル系統のコスト検討

Table 6. Cost estimation of model system.

項目	線材コスト	高温超電導ケーブル系統(図2(b))		常電導ケーブル系統 (図2(c))
		Nb_3Sn 並の場合	Nb_3Sn の1/2の場合	
ケーブル系統	$B-C_1-C_2$	18	14	17
	$C_1-D_1(=1,2)$ 区間	9	7	21
	$D_1-E_1(=1,2)$ 区分	18	16	15
	小計(a)	45	37	53
変電所小計(b)		34	32	47
合 計(a+b)		79	69	100

図9 システム各部の短絡電流の推移
Fig.9. Short circuit currents in model system.

省略できるため、変電所全体では28%のコスト低減ができる。

以上より、高温超電導線材のコストを Nb_3Sn なみと仮定すれば、モデル系統において高温超電導の場合には、常電導の場合に比べて21%コスト低減が可能であることがわかる。また、線材コストを Nb_3Sn の1/2に減少できれば、31%コスト低減が可能となる。

6. あとがき

本論文では、ピンモデルを用いたコンパクト形高温超電導ケーブルに焦点をあて、以下を明らかにした。

(1) 高温超電導体により、コンパクト化した大容量ケーブル(1,000 MW/回線程度)ができれば、他のケーブルでは困難な既設管路・洞道を利用したリプレーが可能となり、コストダウンと共にちょう密化する地下空間の有効利用が図れるメリットのあることを指摘した。そして、現状ケーブルモデル系統をベースに、需要が2倍となったときの高温超電導ケーブルの将来モデル系統を設定した。本モデル系統は上記メリットに加え、ケーブル系統を低電圧階級に統一し、中間変電所を省略できるメリットを有している。

(2) 高温超電導体の第一種臨界磁界が100~200 G程度と低いことに着目し、150 mm ϕ の既設管路に収納できるコンパクト形ケーブルを作成するためには、超電導層内部に電流を流す設計を行う必要のあることを指摘した。そして、イットリウム系銀シース線材のヒステリシス曲線を測定し、ピンモデルを適用できる可能性が高いことを明らかにした。

(3) ピンモデルを用い、冷媒である液体窒素の圧力損失が10気圧以下でかつ最低となるような、高温超電導ケーブルの概念設計手法を考案した。これを用いて150 mm ϕ の既設管路に収納するために最適なケーブル系統電圧は66 kVであることを明らかにすると共に、1,000 MVA、600 MVA(ケーブル外径130 mm ϕ)の高温超電導ケーブルの概念設計を行い、必要 J_c は、それぞれ 1×10^6 A/cm 2 (0.15 T)、 2×10^5 A/cm 2 (0.09 T)であることを明らかにした。

(4) 将来モデル系統においては、電圧安定性、短絡電流、および安定度は常電導ケーブル系統の場合に比べて若干悪くなる傾向にあるが、実運用の観点から見れば問題のない値であり、系統的に見てもモデル系統が十分成り立つことを明らかにした。更に、充電容量の減少により補償用のシャントリアクトルも常電導の場合の1/10以下でよいことも明らかにした。

(5) 高温超電導線材のコストを Nb_3Sn なみと仮

定すれば、モデル系統において、高温超電導の場合には常電導の場合に比べて21%のコスト(建設費、冷凍機動力、電力損失を含む)低減が可能となることを明らかにした。また、線材コストを Nb_3Sn の1/2にできれば、31%コスト低減ができることを明らかにした。

本研究について御指導・御助言をいただいた東京電力(株)春原邦夫 東京西支店副支店長、山本隆彦 電力研究室長、実施にあたって御協力いただいた古河電工(株)江野窪文章氏、一柳直隆氏、田中 悟氏に謝意を表します。

(平成元年5月1日受付、同年9月22日再受付)

文 献

- (1) J. G. Bednortz, et al.: "Possible High T_c Superconductivity in the Ba-La-Cu-O System", *Z. Phys. B-Condensed Matter*, **64**, 189 (1986)
- (2) 超電導産業技術開発懇談会 報告書参考資料(昭62)
- (3) 星野, 他: 「 Nb_3Sn および酸化物超電導体を用いた1-3 GWA級超電導ケーブルに関する考察」, 電学論B, **108**, 431(昭63-9)
- (4) 中目, 他: 「超電導ケーブルの電力系統への適用に関する一検討」, 昭63 電気学会全大, No 1305
- (5) 日経超電導(昭63-10-17)
- (6) 原, 他: 「細径化・増容量高温超電導ケーブルの大都市系統への総合的適用検討」, 平元電気学会全大, No 845
- (7) C. P. Bean: "Magnetization of Hard Superconductors", *Phys. Review Letters*, **8**, 250 (1962)
- (8) (9), (10) K. Togano, et al.: 金属材料技術研究所, 日経超電導(昭63-10-17)
- (11) 山村, 他: 「超電導工学」, 電気学会大学講座(昭63)
- (12) 一柳, 他: 「高温超電導ケーブルの可能性検討」, 昭63 電気学会全大, No.1304
- (13) 中村・倉田: 「275 kV 内部冷却ケーブルシステムの開発」, 電学誌, **105**, 1189 (昭60-12)

原 築 志 (正員)

昭和29年2月10日生。52年3月東京工業大学工学部電子工学科卒業。54年3月同大学大学院電気工学専攻修士課程修了。同年4月東京電力(株)入社。開発研究所にて直流送電, 多変数制御, 送電線の冬季雷観測に関する研究に従事した後, 技術研究所電力研究室で超電導に関する研究に従事, 現在に至る。62年電気学会論文賞受賞。

中 村 正 昭 (正員)

昭和17年10月9日生。41年3月東海大学電気工学科卒業。同年4月東京電力(株)入社。技術研究所電力研究室で超電導などの研究に従事。