大容量火力発電所に接続する 交直連系システムの相互作用と対策

正員 山地 幸司 (四国電力)
非会員 田中 誠 (関西電力)
正員 関田 昌弘 (電源開発)
正員 真鳥 岩男 (日立)

Interactions and Countermeasures of AC-DC Interconnected System with Large Capacity Thermal Power Plants in the Vicinity

Kouji YAMAJI, Member (Shikoku Electric Power Co., Inc.)
Makoto TANAKA, Non member (The Kansai Electric Power Co., Inc.)
Masahiro SEKITA, Member (Electric Power Development Co., Ltd.)
Iwao MATORI, Member (Hitachi, Ltd.)

The large capacity (1400MW) HVDC Link connecting Shikoku and Kansai is under construction to be commissioned in the year of 2000. Its significant features include (1) largest converter capacity ever made in Japan, (2) hybrid mode system configuration in parallel with 500kV AC trunk lines and (3) possibility for an islanded transmission mode with direct connection to the large thermal power plant. Since this HVDC is large in its capacity and plays significant roles in the 60Hz power systems, studies and countermeasures on various subjects arising from AC/DC interaction phenomena are very important. This paper describes mechanisms, analysis results and countermeasures for AC overvoltages, harmonic instability, DC power oscillation and SSTI (turbine-generator subsynchronous torsional interactions) which take place based on AC and DC interactions.

キーワード：直流送電、相互作用、過電圧、高調波不安定現象、直流電力脈動現象、タービン・発電機軸ねじれ現象

1. はじめに

四国と関西を連系する大容量(1400MW) 直流連系(HVDC)の建設が21世紀初頭の運用をめざし鋭意進められている。このHVDCの60Hz系における位置付けを図1に示す。このシステムの特徴は下記の点にある。

- (1) 日本初の大容量直流送電である。
第1期：1400MW, ± 250 kV
第2期：2800MW, ± 500 kV
- (2) 交流500kV主幹系統と連系し、本州の交流系統とは交直ハイブリッド構成をなす。
- (3) 大容量(2800MW)火力発電所が近傍にあり、火力・直流単独送電となる可能性がある。

一方、交直連系には接続点の電圧、電流を介しお互いに影響を及ぼし合う相互作用の存在が知られている。この現象は図2に示すように交流系で発生した原因が直流系に影響を及ぼしこの結果がさらに原因となって再度交流系に影響を及ぼす現象である。直流系で発生した現象についても同様に直流→交流→直流と干渉する。[1-3]

本論文では上記に述べた将来のHVDCがかつてない大容量であること、かつ、大容量火力発電所に接続されることから下記に述べる4つの重要な相互作用現象について、特に系統面の配慮が必要な四国側を対象として隣接交流系やタービン・発電機系への影響の定量的な把握と対応策について述べたものである。

図1 2000年運用の直流連系(HVDC)
Fig. 1 HVDC transmission system
to be commissioned in 2000

2. 交直連系系統の相互作用

図1に示す大容量火力連接交直連系系統で想定される4つの重要な相互作用の現象、その原因及び交流系・直流系への影響を表1に示す。

(1) 交流系の過渡過電圧

サイリスタを用いた他励式変換器は変換電力の約60%の遅れ無効電力を消費する。このためこれを補償する調相設備(スタコン)が必要である。また、直流変換に際し発生する高調波を除去する交流フィルタが必要であり、これらは全て進み無効電力の発生源である。

過電圧はこれら設備の持つ大容量静電容量に起因する。この大きな静電容量により表1に示す複数の原因からなる過電圧が発生する。火力発電機の数等による過電圧の発生メカニズム、発生量及び対策について第3章で述べる。

(2) 高調波不安定現象

他励式変換器の転流は交流電圧波形により行われるため波形歪みの影響を受ける。

波形歪みが発生すると重なり角が変動するため一定とならず直流側電圧・電流の変動を招く。これが原因となり交流側に非理論高調波を発生し、交流側の波形を歪ませる。このような交流と直流の作用により交流の高調波と直流変動が増大する現象は高調波不安定現象と呼ばれている。

第4章では発生メカニズム、安定・不安定の評価手法および解析結果について述べる。

(3) 直流電力脈動現象

交流系統の事故除去時に変換用変圧器へ励磁突入電流が流れ、この電流に含まれる第2高調波が原因で直流系に脈動現象が発生する場合がある。この脈動が大きい場合直流系の保護リレーが動作し直流系が停止したり、交流系の電力も動揺する等の悪影響が懸念される。

また、事故除去後の電力回復も遅れるため脈動を極力抑制する必要がある。

第5章ではこの脈動現象の発生メカニズムと抑制方策について述べる。

(4) タービン・発電機系の軸ねじれ現象

直流変換所の近傍に火力発電所が存在する場合直流を含めた系統とタービン・発電機の軸系に相互作用(Subsynchronous Torsional Interaction)が発生し場合によってはタービン・発電機の軸疲労破壊に到る恐れがある。これは系全体の電気ダンピングと機械ダンピングの総和が正(振動が減衰)か負(振動が発散)かに依存しておりこれを決定する要因は直流の制御方式、交流系統の構成、直流容量、タービン・発電機の構成等にある。

第6章ではこのSSTIのメカニズム、1400MW HVDCモデル系統での評価結果及び直流制御での対応策について述べる。

図2 交流系と直流系の相互作用

Fig. 2 Concept of AC-DC interactions

表1 本論文で対象とする相互作用

Table 1 Items for study on AC-DC interactions

現象	原因	影響
交流系の過渡過電圧	直流系の調相設備、交流フィルタの存在に起因し、 (1)低次の周波数インピーダンス特性(f^{-2})と変換器励磁突入電流による高調波過電圧 (2)欠相時の正相(容量性)と零相(誘導性)の共振による基本波・高調波過電圧 (3)フェランチ効果による基本波過電圧	・転流失敗による直流系停止 ・交流系の絶縁劣化
高調波不安定現象	交流系の電圧歪により重なり角が変動し非理論高調波電流を交流に発生させる。これにより更に高調波電圧が増大し直流の重なり角変動に影響を与える。	・転流失敗による直流系停止 ・交流系高調波増大
直流電力脈動現象	変圧器励磁突入電流等により交流系に第2高調波電圧が発生し、これを変換した直流系の電力が基本波で脈動する。	・直流系の転流失敗や直流系保護リレー動作による直流停止 ・交流系高調波増大
発電機の軸ねじれ現象	直流送電システムの共振周波数と発電機軸系の軸ねじれ振動周波数が近付きかつインピーダンスが負のとき軸振動が増大する。	・軸振動大による発電機系の停止 ・転流失敗による直流停止

3. 交流過電圧

< 3. 1 > 過電圧発生メカニズム

直流系の調相設備、フィルタに起因して交流系統事故除去後に交直変換所近傍に発生する過電圧は、下記の要因の1つ又は複数の組み合わせで発生する。[4-6]

a. 低次(2~4次)の周波数帯に反共振点を持つインピーダンスと変圧器の励磁突入電流(高調波電流)の積による高調波過電圧

b. 2回線同相1LG遮断時の欠相に伴う零相と正相回路におけるインダクタンスとキャパシタンスの共振による基本波及び高調波過電圧

c. フェランチ効果による基本波成分の過電圧

上記の過電圧は一般的に下記の式で表される。

$$V = V_1 + V_h \quad (1)$$

$$V_h = \sum Z_i \cdot I_i \quad (i = 2, 3 \dots) \quad (2)$$

ここで、 V_1 は基本波電圧、 V_h は高調波電圧を表す。また、 Z_i は第*i*次の系統インピーダンスを示す。 I_i は第*i*次成分の高調波電流を示し、特に、2、3および4次成分が多く含まれる。

直流設備ではスタコンや交流フィルタの存在により、変換所交流母線から系統を見た系統の反共振インピーダンスの周波数特性が低次に移行する性質がある。また、周波数とインピーダンスの大きさはスタコン容量、交流フィルタ次数と容量、交流送電線のL、C、背後の系統（短絡容量）などから決まる。また、高調波電流源の顕著な例は事故除去後の電圧回復時に変換用変圧器に流入する励磁突入電流であり、2次、3次、4次の低次成分が多く含まれる。

これらの高調波電流 I_i と変換所から見たインピーダンス Z_i により高調波電圧が発生し基本波電圧に重畳する。例えば、2次成分については、励磁突入電流による電流源 I_2 と変換所から見た2次のインピーダンス Z_2 との積 $I_2 \cdot Z_2$ の電圧 V_2 が発生する。ここで、反共振周波数が整数次（2次、3次、4次）に近いと、整数次でのインピーダンスが大きくなるため、同じ大きさの励磁突入電流に対して、高調波過電圧は大きくなる。

本章ではA系統の過電圧について述べる。

A系統の特徴は変換所近傍に大容量火力発電所があり、この運転台数によって変換所から見た短絡インピーダンスが変わることである。また、この発電機は交流フィルタと調相用設備と併せて変換器に無効電力を供給する働きもしていることから調相設備容量が比較的小さい。これによって平常系統での低次インピーダンスは比較的小さくなっている。

発電機運転台数と低次反共振の関係について述べる。図3に示すように、基幹送電系から変圧器を介し発電機が接続される。この発電機は他の電源に対して低次高調波領域では次過渡インダクタンスと見なされる。

$$L_{tg} = 1 / (1/L_1 + 1/L_2 + 1/L_3) \quad (3)$$

ここで、

$$L_1 = L_{t1} + 1 / (1/L_{p1} + 1/L_{s1})$$

$$L_2 = L_{t2} + 1 / (1/L_{p2} + 1/L_{s2})$$

$$L_3 = L_{t3} + L_{G3}$$

添字の1、2、3は発電機番号を示す。1、2号機はクロスコンパウンド機でp、sはそれぞれプライマリー機、セカンダリー機を示す。3号機はタンデム機である。また、添字のtは発電機に対応した変圧器を示す。

図3 発電所構成

Fig. 3 Power stations configuration

発電機台数が少ない場合（3）式で示した L_{tg} が大きくなることから図4に示すように、反共振周波数は低次側へ推移することになる。したがって、A系統ではこれらの発電機が変換所近傍にあることから過電圧へ与える影響が大きい。

図4 発電機台数と反共振、共振

Fig.4 Generators and anti-resonance & resonance

また、スタコン台数によっても低次反共振点は変わる。図5に示すように、スタコンは交直変換所母線から調相用変圧器を介して複数台設置される。スタコン*n*台の場合の交流母線から見た共振角周波数 ω_{res} は次式で与えられる。ここで、スタコン1台当たりのコンデンサ分を C_s 、インダクタンスを L_s とし、調相用変圧器インダクタンスを L_t とする。

$$\omega_{res} = 1 / \sqrt{LC} \quad (4)$$

ここで、 $L = L_t + L_s / n$ {*n*:スタコン台数}

$$C = n C_s$$

$$LC = L_s C_s (1 + n L_t / L_s)$$

また、系統の短絡インダクタンスを L_{sy} とすると基本波から低次（2～4次）の周波数帯では、変換所交流母線から見ると図5の調相設備回路との並列回路と見なせることから、反共振角周波数 ω_{anti} は次式で与えられる。

$$\omega_{anti} = 1 / \sqrt{C(L + L_{sy})} \quad (5)$$

これより、図6に示すようにスタコン台数が増えると LC が大きくなり、共振角周波数 ω_{res} は低次側へ推移することがわかる。これにより反共振角周波数 ω_{anti} も低次側へ移動する。

図5 調相設備回路

Fig.5 Equivalent circuit for shunt capacitors & transformer

図6 スタコンと反共振、共振
Fig.6 Shunt capacitors and anti-resonance & resonance

b項の欠相時過電圧については、a項に更に欠相時の共振が重畳するので、より高い過電圧が発生する。欠相時の正相回路では交流フィルタやスタコンのキャパシタンス成分が支配的となり、零相回路では変換用及び調相用変圧器のY/Δ結線、中性点接地方式によりインダクタンス成分が支配的となることから、3LG時のような平衡故障に比べ、反共振点が低次側に推移する。後述のように系統条件によっては2次インピーダンスが高くなる場合がある。

また、c項については特に6LG-O時のように基本波電圧そのものが高くなる現象である。

過電圧成分のうち、高調波分は時間が経つにつれ減衰するので、数秒後には基本波分（フェランチ分）だけが継続する。その大きさの概略値は次式で表される。

$$V = E / (1 - XY) \quad (6)$$

ここで、

V：変換所での基本波電圧、E：背後電源電圧

X：変換所での短絡インピーダンス

Y：変換所でのアドミッタンス値合計

上式で変換所での短絡インピーダンスには変換所近傍の発電機台数が大きく関与している。

＜3. 2＞検討モデル

図7に検討に用いた対象システム構成を示す。

直流送電システムの定格は、1400MW、双極±250kVである。

交直変換所N1の交流フィルタ(ACF)については5次x1台、11次x2台、13次x2台、HPFx2台で双極分270MVAとした。スタコンについては3x80MVA/極で双極分480MVAとし、調相用変圧器2台を介してAC基幹系統の500kV母線に設置している。低次高調波インピーダンス低減の面から、スタコンのLについては4%を採用し、調相用変圧器の%IXは10%とした。検討に用いた基本的な系統及び運転条件として、変換所から見た短絡容量比(SCR=交流系統の短絡容量/直流送電電力)は7.3である。

変換所近傍の送電線については分布定数線路で模擬し、遠方については系統の特徴を保存した縮約系統で模擬した。

この背後の系統を含め潮流断面に応じた回路を構成し事故除去後の交流過電圧について検討する。

図7 対象システム

Fig. 7 Model system

＜3. 3＞周波数インピーダンス特性と対応策

ピーク、オフピーク等の潮流断面や近傍発電機等の広範囲の運転条件を考慮した系統の周波数インピーダンス特性を検討し、低次高調波インピーダンス値が大きな条件を抽出した。次に、変圧器飽和特性や避雷器などの非線形性を考慮し、EMTPシミュレーションにより過電圧を定量的に検討した。過電圧評価については塩汚損碍子の短時間交流耐電圧特性に基づいて過電圧値を評価し、目標値を超えるものについては対策を講じることとした。

事故種類別の検討結果を示す。(1)を多頻度事故の例、(2)および(3)を稀頻度の例として選定した。

(1) 1LG-1LO、3LG-3LO；

近傍に発電機がありインピーダンスが小さいため目標値以上の過電圧は発生しない。

(2) 2回線同相1LG-1LO；

欠相回路に起因するインピーダンス大のため過電圧が発生する。

(3) 6LG-6LO；

フェランチ効果による過電圧が発生する。

過電圧値が大きい上記(2)を例に抑制策とその効果について述べる。

図7の系統において、N3に於ける発電機運転台数が0又は1台の時、N1-N2間の欠相事故時に過電圧抑制が必要となる。過電圧の発生様相に応じて、次の対策を使い分ける。

抑制策1：欠相後に発生した過電圧を変換所N1で検出したのちスタコンを1台遮断。(欠相による継続性過電圧の抑制)

抑制策2：欠相判定と同時にスタコンを1台又は2台遮断。(欠相による瞬時過電圧の抑制)

図8に欠相時での変換所から見た周波数特性を示す。スタコン全台の場合に反共振周波数が121Hzのため2次インピーダンスが約1800Ωと大きい。スタコン1台遮断時は反共振周波数が128Hzと高次側へ推移し2次インピーダンスは約600Ωと1/3に

図8 欠相時の周波数特性

Fig. 8 F-Z characteristics under same-phase-open condition on double circuit

小さくなっている。これより、励磁突入電流に含まれる2次成分による2次過電圧が抑制される。

図9に欠相時の抑制策1による過電圧抑制効果例を示す。過電圧抑制無しの場合では、図中に示した交流耐電圧特性を超えている過電圧は例えば事故除去後8サイクルで発生している1.54pu等の継続性過電圧である。このケースでは、抑制策無しの場合に発生した過電圧は、スタコン遮断（事故除去後5サイクル）後は1.40puと目標値以下に抑制されている。

図9 2回線同相1LG-1LO時の過電圧抑制

Fig. 9 Effects of overvoltage control method under same-phase-ground fault condition on double circuit

< 3. 4 > 交流過電圧のまとめ

交流系統事故時に発生する過電圧の抑制策として、系統の周波数インピーダンス特性を改善する方が有効である。変換所におけるスタコンが変換所からみた系統の周波数インピーダンス特性に大きく影響することから、事故種別により適正なスタコン量を適正なタイミングで遮断を行うことが有効な過電圧抑制策であることを明らかにした。

4. 高調波不安定現象

< 4. 1 > 高調波不安定現象発生メカニズム

交流側に流出する高調波電流は重なり角によって大きく左右される。これは重なり角の期間だけ電流が変化しその他の期間は電流0か一定電流であるからである。非理論高調波は、重なり角の変動によって発生する。転流インピーダンスが定数であるから、重なり角は交流電圧変動と直流電流変動によって変化することになる。これより交直変換器と交流系統との間で発生する高調波不安定現象の発生メカニズムは図10のように表される。交流系統の微小変動等により高調波電流が発生したとすると、図で示した(a)、(b)および(c)の三つのループにより帰還される。[7]

このうち(b)(c)は交流側の微小変動等による非理論高調波が直流電圧や直流電流の変動分を介して帰還する過程で直流回路側での大きな平滑リアクトルによ

り影響が小さくなる。したがって、影響の大きい(a)のループを中心に検討すれば良い。

すなわち、交流系の高調波電流発生→高調波電圧発生→重なり角の変動→高調波電流発生

図10 高調波不安定現象発生メカニズム

Fig. 10 Mechanism of harmonic instability

< 4. 2 > 交流系統の周波数インピーダンス特性との関係

変換器から発生する理論高調波は交流フィルタによって大部分吸収される。一方、非理論高調波は、交流フィルタや調相設備により低次インピーダンスが大きくなった場合に拡大する。ここで、短絡容量や調相設備との関係を説明すると、低次周波数のインピーダンスは、図11に示すような傾向になる。これに着目して、次節で詳細に検討するケースを絞るために、周波数特性を検討した。なお、前の章での検討結果を利用した。

図11 短絡容量、調相容量のf-Z特性への影響

Fig. 11 Influence of short circuit capacity and shunt capacitor to f-Z characteristics

< 4. 3 > 高調波安定性の解析手法

高調波安定性の解析は、変換器の高調波アドミタンス行列[Ydc]と交流系の高調波インピーダンス行列[Zac]を掛け合わせてできた行列[S]の固定値λを計算し、この値から安定、不安定を評価する手法を採用した。概要を説明すると、図10において(a)のループをm回回った後の交流電流の変化ΔIac(m)をm-1回目との関係で表すと次式が成立する。

$$\Delta I_{ac}(m) = [S] \Delta I_{ac}(m-1) \quad (7)$$

$$\text{ここで、} [S] = -[Y_{dc}][Z_{ac}] \quad (8)$$

行列[S]の固有値を λ_i 、その固有ベクトルを X_i とすると、(7)式は次式のように表される。

$$\Delta I_{ac}(m)=[S]\Delta I_{ac}(0)$$

$$=C_1X_1\lambda_1+C_2X_2\lambda_2+\cdots$$

(9)

固有値 λ の絶対値が1より小さければ、非理論高調波は減衰するため系は安定となる。しかし、これが1より大きいときは非理論高調波が増加していくため系は不安定になる。(詳細は文献[7]参照)

< 4. 4 > 高調波安定性解析結果

(1) 解析条件

図4. 3は第3章で示したA系統を対象に解析モデルの概要を示したものである。調相設備量やHVDCの運転状態等の組み合わせを考え、交流系統の短絡容量(L、R)の大きさをパラメータに固有値 λ を求めた。なお、交流系統のL/Rの比は、各次数ごとに系統の周波数特性より算出した。2次、3次、4次インピーダンス角度は、それぞれ86.1度、85.2度、51.6度である。

この解析では、特に低次高調波の影響が大きいことから、第2調波、第3調波及び第4調波に注目して検討した。

図 1 2 高調波安定度 (固有値解析) モデル
Fig. 12 Study model of harmonic instability (eigenvalue analysis)

(2) 解析結果

解析結果の一例を図1 3に示す。横軸に系統の短絡容量、縦軸に固有値の大きさを示す。また、図中の固有値は調相設備量をパラメータに検討したもののうち、最大のものを各次数について示したものである。

図 1 3 高調波安定度解析結果
Fig. 13 Results of harmonic instability analysis

A系統では近傍に発電機があることから、最小短絡容量は約8. 7 GVAである。図で示した検討範囲では第2、第3、第4調波で短絡容量の小さい側が、単調増加的に固有値が大きくなっている。いずれの高調波についても、固有値が1を上回ることなく、高調波不安定現象の発生の可能性はほとんどないと考えられる。

< 4. 5 > 高調波安定性のまとめ

高調波安定性について検討した結果、検討対象系統では近傍に発電機があることから短絡容量が大きく、高調波不安定現象の発生の可能性がほとんどないことを示した。

5. 直流電力脈動現象

< 5. 1 > 直流系脈動現象の発生メカニズム

図1 4の系統で、順変換器側交流系事故除去時に変換器運転継続を行うと、変圧器の励磁突入電流が発生し交流電圧が2次成分で歪む。これが変換器で整流されると変換器出力電圧は基本波脈動となって現れる。[10, 11] 順変換器側の定電流制御系(ACR)は基本波脈動に対する脈動抑制効果は小さいことから直流電流も脈動し直流系脈動現象が発生する。これを図1 5に示す。

大容量交直変換所では交流フィルタや多量の調相用コンデンサが設置されることより、変換所から見た交流系の2次インピーダンスが高くなること、また事故除去時の励磁突入電流には2次成分が多く含まれることから、交流電圧2次歪みによる直流系の基本波脈動現象が問題になることがある。

図 1 4 直流送電系統と直流系脈動現象
Fig. 14 AC/DC system and DC power oscillation

図 1 5 脈動現象の発生メカニズム
Fig. 15 Mechanism of DC power oscillation

<5. 2> 直流系脈動抑制制御

(1) 直流系脈動抑制制御の考え方

脈動現象を抑制するには、図15で示した発生メカニズムのループを断つことが有効である。

- ①交流回路での対策：交流側2次高調波歪みの抑制
→SC遮断などにより、変換所から見た2次インピーダンスの低減
- ②変換器制御での対策：直流電圧の基本波脈動抑制

以下に②の変換器制御による抑制制御方式について述べる。

(2) 脈動抑制制御ブロックの考え方

図16に脈動抑制制御ブロックを示す。

基本制御であるACR、AVR、AγRの最小値選択回路(LVG)の出力αに対し、脈動が現れたときのみ動作するようにΔαを付加するものである。脈動現象を抽出する入力信号として高速検出が容易な直流電流Idを用い、発生する直流電圧脈動と逆位相の変換器出力電圧となるように変換器制御角を変調することにより脈動抑制を図る。

図16 脈動抑制制御ブロック
Fig. 16 Damping control block diagram for DC power oscillation

<5. 3> 順逆変換器側での直流系脈動抑制制御の効果

順逆変換器側変換所至近端 3LG-3L0 事故を対象に直流系脈動抑制制御効果をEMTPシミュレーションにより検討した。脈動抑制制御は事故発生側(順変換器側)で実施し、脈動抑制効果を評価した。

脈動抑制制御有り無しの場合について、順変換器側の交流電圧、直流電力の応動を図17に示す。直流電力の脈動について比較すると、抑制制御がない場合に事故除去後0.1秒で22%及び0.4秒で16%であったが、抑制制御によりそれぞれ15%、10%に抑制されている。

<5. 4> 脈動現象のまとめ

交流系統事故除去時の直流系脈動抑制制御方式として、

- (1) 変換器制御で脈動成分と逆位相に制御角を変調させることにより脈動抑制に大きな効果がある。
- (2) 順変換器側での事故を対象に脈動抑制制御の効果を検証し脈動抑制効果(例えば16%→10%)が得られることが分かった。

図17 順変換器側での脈動抑制制御の効果
Fig. 17 Effect of damping control at rectifier side

6. 直流系統と発電機との軸ねじれ共振問題

<6. 1> 軸ねじれ相互作用のメカニズムと評価方法

図18に検討モデルを示す。図19にねじれモードに着目したモデルを示す。

図18 軸ねじれ相互作用検討モデル
Fig. 18 SSTI study model

直流送電システムと発電機との軸ねじれ共振現象は発電機回転子の運動方程式において、角速度ωに対する回転子への作用トルクTeに着目して考える。[15, 16]

発電機出力PG、交流電力PACと直流電力PDCは次の関係がある。

$$P_G = P_{AC} + P_{DC} \quad (10)$$

PG = ω Te を考慮して変化分を求める。

$$\Delta P_G = \omega_0 \Delta T_e + T_{e0} \Delta \omega \quad (11)$$

ω0とTe0のはそれぞれ運転点での角速度と作用トルクを示す。

以上から、電気ダンピングトルク係数Deは次式で与えられる。

$$D_e = \Delta T_e / \Delta \omega \\ = -T_{e0} / \omega_0 + \Delta P_{AC} / (\omega_0 \Delta \omega) + \Delta P_{DC} / (\omega_0 \Delta \omega) \quad (12)$$

(12)式において、直流送電がない場合は、 $\Delta P_{DC} = 0$ となり、 $\Delta P_{AC} / (\omega_0 \Delta \omega)$ は十分大きな正の値となり、軸ねじれ共振が発生することはない。直流送電がある場合は、 $\Delta P_{DC} / (\omega_0 \Delta \omega)$ が直流系の制御特性に依存して決まり、必ずしも正とはならない。軸ねじれ相互作用による安定性の評価手法として、このダンピングトルク係数による安定性評価方法を採用した。[12-16]

ダンピングトルク係数による評価方法は軸ねじれ周波数に対し、発電機回転子に作用するトルクのダンピングトルク成分を求め、安定性を評価するものである。

図19 軸系とAC/DCシステム
Fig. 19 Torsional system and AC/DC system

(12)式に回転角の影響を加味すると、電気ダンピングトルク係数は、次式で与えられる。

$$D_e = \text{Real}(\Delta T_e / \Delta \omega) \quad (13)$$

(13)式により、電気ダンピングトルク D_e の周波数特性を算出(単位は pu/kV/pu 速度)する。

一方、発電機には機械損による機械ダンピング D_m があるのでこれらの総合ダンピング D_T により安定性が判定される。

$$D_T = D_e + D_m$$

$$D_T > 0 : \text{安定}$$

$$D_T \leq 0 : \text{不安定(振動発散)}$$

この D_m は発電機の負荷状態によって異なり、無負荷時(NL)、全負荷時(FL)で D_m は最小、及び最大となる。安定判別は図20のように縦軸の+方向に D_e を、-方向に D_m を軸の共振周波数においてプロットする。 D_m が D_e の曲線の上側にいれば不安定の可能性があり、出なければ安定と判断する。

軸ねじれ振動の安定性は直流系と並列される交流系の強さ(短絡容量等に相当)に大きく影響を受ける。

図20 電気ダンピング曲線
Fig. 20 Electrical damping coefficients

<6.2>解析モデル系統と結果

図21に解析系統の系統概要を示し、解析条件を表2に示す。表2の各ケースについて D_e を算出する。解析結果を図22に示す。実線はタンデム機700MW 1台運転時の D_e を示す。系統条件が健全な場合に比較してA送電線ルート停止の場合は D_e が大きく負側に移るため、軸ねじれ第1モード(14.8Hz)について $D_T < 0$ となり軸ねじれ共振の可能性を示している。なお第2モード(24.6Hz)については $D_T > 0$ となり安定である。また波線はクロスコンパウンド機1050MW 1台運転時のプライマリ機の D_e を示す。第1モード(24.3Hz)について、 $D_T > 0$ となり安定である。

図21 SSTI検討用系統構成
Fig. 21 SSTI study model

表2 解析条件

Table 2 Analysis condition

発電機	系統条件	直流出力
タンデム機	平常系統	1400MW
700MW(1台)	A送電線ルート停止	700MW
クロス機	平常系統	1400MW
1050MW(1台)	A送電線ルート停止	1050MW

図22 ダンピングトルク係数の解析結果
Fig. 22 Analysis results of damping torque coefficients

クロスコンパウンド機の場合は図21の解析条件下では、 $D_T < 0$ とならず、軸ねじれ共振は発生しない結果が得られた。これはクロスコンパウンド機では軸ねじれ振動周波数が大きく異なるプライマリ機とセカンダリ機が常に並列運転されるため、相互にダンピング効果を生じているからである。

<6. 3>軸ねじれ抑制制御方式

軸ねじれ振動が発生する系統条件では抑制制御 (SSDC : Subsynchronous Damping Control) が必要である。

制御方法として、発電所からの伝送系が不要であり、かつ、ACR特性に与える影響が少ない方式を検討した。

図23に示すように直流ACR制御系出力に付加信号を与える方式である。制御ブロックの伝達関数を(14)式に示す。

図23 SSDCブロック
Fig. 23 SSDC block diagram

$$F(s) = \frac{500}{s^2 + 464s + 21025} \frac{s}{1 + 0.003s} \times \frac{s^2 + 94.2s + 222029}{s^2 + 942.4s + 222029} \quad (14)$$

図24 抑制制御無し時の回転数偏差
Fig. 24 Speed deviation (without SSDC)

図25 抑制制御有り時の回転数偏差
Fig. 25 Speed deviation (with SSDC)

センサ部では変換所交流母線電圧の3相瞬時電圧を入力信号として軸ねじれ振動成分を抽出する。また、制御ブロックおよび制御定数の選定に際し、海底ケーブルや直流送電線、平滑リアクトル、DCフィルタ、直流変換器、ACRから成る直流送電システムの応答性を考慮した。

図18において交流系が事故によりルート断となった直後のタンデム機の振動状況をEMTPを用いて解析した。軸ねじれ第1モード(14.8Hz)成分について比較すると、抑制制御無しでは図24に示すように第1モードが振動発散しているが、提案した抑制制御有りでは図25に示すように減衰している。

検討対象とした系統は、発電所と変換所が比較的近い系統であり、変換所で検出可能な母線電圧から得る Δf 信号を入力とするSSDC方式により十分な軸ねじれ共振抑制効果が得られ、且つ異常振動の発生も見られなかった。系統条件によって Δf 信号では効果等が不十分な場合は、計測した母線電圧と電流により発電機内部までのインピーダンスから発電機の内部電圧をベクトル的に作成してその内部電圧の Δf eq($\Delta \omega$ 信号に近い信号)を求める方法も考えられる。

<6. 4>軸ねじれ共振問題のまとめ

軸ねじれ安定性の評価と軸ねじれ抑制方式についての検討を行い、タンデム機は直流と単独送電状態となった場合に第1モード(14.8Hz)軸ねじれ共振発生の可能性があり、クロスコンパウンド機は問題ないことを明らかにした。また、変換所近傍の Δf 信号による軸ねじれ抑制制御方式の採用によりタンデム機に対しても軸ねじれを有効に抑制できることを明らかにした。

7. まとめ

2000年に運用予定の大容量(1400MW)直流送電システムと交流系との相互作用について、特に大容量(2800MW)火力発電所に接続する四国側交流系に発生する過電圧、高調波不安定現象、直流電力脈動現象およびタービン・発電機の軸ねじれ現象の4つを取り上げそのメカニズム、解析による定量的検討および対策について述べた。

(1) 交流系の過電圧は系統インピーダンスの周波数特性が大きく影響することを明らかにした。対策は1LGや3LGなどの多頻度事故については不要であるが、稀頻度事故については2回線同相1LGを例にとり直流系調相設備(スタコン)の高速遮断が有効であることを示した。

(2) 高調波不安定現象については、近傍に大容量発電機があるため短絡容量が大きいことから、発生する可能性がほとんどないことを明らかにした。

(3) 直流脈動現象については、順変換器側の事故を例に、脈動を抑制する制御を直流系に導入する事で抑制できる事を示した。

(4) タービン発電機の軸ねじれ現象についてはクロスコンパウンド機は発生しにくく、タンデム機が直流と単独送電状態となった場合のみ発生の可能性が有ることを明らかにした。またこの場合でも変換所近傍の Δf 信号による軸ねじれ抑制制御を直流系に設ける事により軸ねじれ振動が発生しないように出来る事を明らかにした。

以上より大容量HVDCと交流系との間で発生の可能性のある4つの相互作用現象を検討し、全て対策出来る見通しを得た。

(平成8年10月25日受付、同9年2月25日再受付)

文献

- [1] 電気学会技術報告、(Ⅱ部)第346号、直流送電の現況と適用技術、直流送電適用技術調査専門(委)、1990年8月
- [2] 電気学会技術報告、(Ⅱ部)第478号、直流送電のシステム設計ガイド、直流送電仕様調査専門(委)、1993年12月
- [3] 電気学会技術報告、(Ⅱ部)第258号、交直連系システムの動特性、直流系統技術調査専門委員会、電気学会、昭和62年10月
- [4] 松野、竹越、山地、川地、鈴木、関田、真鳥、高浜：「HVDC送電における交流系事故時の過渡過電圧様相」、平6電学B、No. 236
- [5] 松下、川地、加藤、真鳥、小宮：「交直変換所近傍の交流系統過電圧抑制策(その1)」、平8電学B、No. 406
- [6] 松下、川地、加藤、小宮、真鳥：「交直変換所近傍の交流系統過電圧抑制策(その2)」、平8電学B、No. 407
- [7] 大浦、前田、福山、小西、河合：「高調波不安定現象の検討」、電気学会電力技術研究会、PE-90-91、(1990年)
- [8] 福山、勾坂、瀬里、関根：「直流単独送電系統の高調波安定度解析」、電学論B、107巻、6号(昭和62年)
- [9] 武内、真鍋、山地、村上、関田、牧野、小西、川村：「HVDC送電系統の高調波安定性について」、平6電学B、No. 228
- [10] 野林、宮本、北野、西村、小西：「直流電流の振動抑制制御方法」、平7全、No. 1421
- [11] 野林、塚本、本庄、西村、川村：「交流系統事故時に発生する直流系脈動現象の抑制制御方式」、平8電学B、No. 409
- [12] M. Bahrman, E.V.Larsen, R.J.Piwko, H.S.Patel : "Experience with HVDC-Turbine-Generator Torsional Interaction at Square Butte", IEEE Vol. PAS-99, No.3 May/June, pp966-975, 1980
- [13] R.J.Piwko, E.V.Larsen : "HVDC System Control for Damping of Subsynchronous Oscillations", EPRI EL-2708, RP1245-1, Final Report (2982-10)

- [14] 原、栗田、小西、天野、真鳥：「発電機と直流系の干渉による低周波軸ねじれ現象の検討」、電気学会電力技術検討会、PE-85-82(1985)
- [15] 東、松原、牧野、真鳥、後藤：「直流送電と火力発電機との軸ねじれ共振抑制制御方式の検討」、平7電学B、No. 296
- [16] M. Sato, K. Yamaji, K. Kato, M. Sekoguchi, I. Matori, M. Goto : "Damping control for Generator Torsional Oscillation due to the Interaction with HVDC", IEE of JPE '96, No. 114
- [17] Electromagnetic Transients Program (EMTP), EPRI-DCG

山地 幸司

(正員) 1950年2月11日生。1973年3月京都大学工学部電気工学第Ⅱ学科卒業。同年4月四国電力(株)入社。以来、系統運用部、送変電部、企画部にて、主として系統運用、系統計画、変電関係の業務に従事。現在、同社電力部橘湾系統プロジェクトチーム主査。

田中 誠

(非会員) 1962年1月18日生。1980年3月大分県立中津工業高校卒業。同年4月関西電力(株)入社。1992年より直流機器・制御の開発・研究に従事。現在、電力システム室大電力送電チーム副長。

関田 昌弘

(正員) 1956年6月23日生。1981年3月東京大学工学部電気工学科卒業。同年4月、電源開発(株)入社。主に電力システムの計画、解析業務に従事。現在、同社工務部主査。

真鳥 岩男

(正員) 1950年8月30日生。1975年3月九州大学大学院工学研究科電子工学専攻修士過程終了。同年4月(株)日立製作所入社。同社日立研究所勤務。1991年同社電力事業部勤務。主として電力システムの解析業務と制御システムの開発、評価業務に従事。現在、同社電力事業部主任技師。昭和62年度電気学会論文賞受賞。電子情報通信学会会員。IEEE 会員。