交直並行送電系統における 直流パワーモジュレーションによる電力動揺抑制制御

正員 富山 勝幸 (関西電力)
正員 佐藤 雅一 (関西電力)
正員 山地 幸司 (四国電力)
正員 関田 昌弘 (電源開発)
正員 後藤 益雄 (日立)

Power Swing Damping Control by HVDC Power Modulation in AC/DC Hybrid Transmission System

Katsuyuki TOMIYAMA, Member (The Kansai Electric Power Co., Inc.)
Masakazu SATO, Member (The Kansai Electric Power Co., Inc.)
Kouji YAMAJI, Member (Shikoku Electric Power Co., Inc.)
Masahiro SEKITA, Member (Electric Power Development Co., Ltd.)
Masuo GOTO, Member (Hitachi, Ltd.)

This paper describes a power swing damping control by HVDC power modulation. In a hybrid system (AC transmission system and HVDC system compose a loop transmission system.), a damping control of power swing by control of HVDC power is called power modulation control. The new inter-connection by HVDC link between Shikoku and Kansai power systems composes a loop transmission system by the existing ac transmission system and the new HVDC transmission system, therefore, a power modulation control can be applicable for stabilization of ac system. In this paper, a new developed power modulation control system to damp two power swing modes occurred in 60Hz inter-connected system and the neighbor power system to the HVDC converter station. Characteristics of power swing in ac system, the principle of power swing damping control by power modulation, design method of control system and results of verification tests by digital and analog simulator are described. It is shown that the developed power modulation system applied to the HVDC link is effective for damping two power swing modes.

キーワード：直流送電、パワーモジュレーション、連系系統、電力動揺

1. まえがき

直流送電システムでは直流電力を高速かつ任意のパターンで制御出来るので、この特長を活かして交流系の安定化に寄与することが出来る。直流送電系統が交流送電系統と並行する（ループを構成する）送電系統において、直流系の電力を制御して交流系統の電力動揺を抑制する制御をパワーモジュレーション（Power Modulation：PM）と呼んでいる。[1][2][3] 広域連系の一環として四国と関西を連系する直流送電システムが計画されているが[4][5]、この直流送電システムは現在の交流連系系統と並行送電形態（ループ構成）となるので前述したパワーモジュレーション制御が可能となる。本論文では前記直流送電システムにパワーモジュレーション制御を適用するにあたり、新規の課題として（１）複数モードに対する制御方式の検討（２）安定化制御に用いる最適な検出信号の検討と特性評価、（３）安定化信号検出センサの性能と実用化、をとりあげこれらを中心に検討した結果ならびに提案するパワ

ーモジュレーション制御の安定化効果をシミュレータにより評価した結果について述べる。

2. 連系系統の電力動揺特性

図1は60 Hz 連系系統の基本構成を示す。図1に示す連系系統に発生する系統間電力動揺特性を調べるため、固

図1 60 Hz 系連系系統と直流送電システム
Fig.1 60Hz Inter-connected Power System
and 1 HVDC Link

(a) 長周期動揺モード (b) C系統動揺モード
(周期 $T = 3.1 \text{ s}$) (周期 $T = 1.98 \text{ s}$)

図2 連系系統の動揺モードと代表発電機固有ベクトル
Fig.2 Eigen Vector of Generators
in Inter-Area Power Swing

有値解析を行なった。連系系統に発生する電力動揺に関する特性を図2に示す。図2は電力動揺モードにおける各連系系統の代表発電機の固有ベクトルを表わしたものである。図2(a)はいわゆる長距離串形を構成することにより生じる長周期で動揺するモードで長周期動揺モードと呼ばれており、連系系統AからEまでがほぼBD間を節として東西間で動揺するモードを示している。図2(b)はC系統と(B+D)系統の間に節がくる動揺モードを示しており、ここでは前者と区別するためC系統動揺モードと呼ぶ。

前記計画の直流送電システムのパワーモジュレーションではこの2つの動揺モードを抑制することを目的とする。

3. 直流パワーモジュレーションによる電力動揺抑制制御

3. 1 電力動揺抑制の原理

電力動揺抑制の原理を考察するため図3に示す交直並行送電システムを含む2機系を考える。図で X_1 、 X_2 、 X_3 は交流系の送電線リアクタンスで、そのうち X_1 、 X_2 はそれぞれ発電機のリアクタンスも含むものとする。

図3において直流が一定電力運転の場合、発電機 G_2 の電力動揺を表わす運動方程式は次式で示される。(原動機入力変化は無視する)

$$\frac{M}{\omega_0} \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} + \frac{D}{\omega_0} \frac{d \Delta \delta}{dt} + K \Delta \delta = 0 \quad \dots (1)$$

$$\omega_0 = 2 \pi f_0 \quad f_0: \text{基本周波数}$$

M: 慣性定数 (MW・S/MVA)

D: 制動トルク係数 (p. u. Power/p. u. Speed)

K: 同期化トルク係数 (p. u. Power/rad)

$\Delta \delta$: G_1 と G_2 との位相差 (rad)

次に図3において、直流系の電力を ΔP_{DC} 変化させると、その時の G_2 の出力変動に及ぼす影響は次のように考

図3 交直並行2機系モデル

Fig.3 Two Machines and AC/DC Hybrid System

えられる。即ち直流電力を ΔP_{DC} 変化させることは母線 B_2 において、有効電力 ΔP_{DC} を吸出し、同時に母線 B_1 にて有効電力 ΔP_{DC} を注入することと等価であるから、今、交流系の無効電力変動や電圧変動は小さいとしてこれを無視して有効電力のみに着目すれば、 ΔP_{DC} による G_2 の有効出力変動 ΔP_{DC2} は次式で示される。

$$\Delta P_{DC2} = \frac{X_3}{X_1 + X_2 + X_3} \cdot \Delta P_{DC} \quad \dots (2)$$
$$= K_{DC} \cdot \Delta P_{DC}$$

直流を制御した時の G_2 の電力動揺を表わす運動方程式は(1)、(2)式より

$$\frac{M}{\omega_0} \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} + \frac{D}{\omega_0} \frac{d \Delta \delta}{dt} + K \Delta \delta + K_{DC} \Delta P_{DC} = 0 \quad \dots (3)$$

(3)式をブロック線図で示すと図4のように表される。

図4からわかるように直流電力制御 ΔP_{DC} により G_2 の動揺抑制の効果を得るには ΔP_{DC} によるトルクがダンピングトルクとなるように ΔP_{DC} を制御すればよく、そのために $\Delta P_{DC2} = K_{DC} \Delta P_{DC}$ を $\Delta \omega$ ($\Delta \dot{\delta}$)と同相成分となるような位相で ΔP_{DC} を制御すればよい。

以上は2機系で単一モードに対する制御方法について述べたが、多機系で複数モードに対応するには各モード毎に制御系を組みそれぞれの出力を重畳する方式を採用すれば、各モード毎の制御系は2機系で設計出来る。

図4 電力動揺を表わすブロック線図

Fig.4 Block Diagram Representing Power Swing

図5 検出信号の位相関係とダンピングトルク

Fig.5 Phaser of Input Signals and Damping Torque

3. 2 検出信号

直流電力をパワーモジュレーション (PM) 制御するための検出信号としては安定化をはかる系統内の代表発電機の回転子速度変動信号 $\Delta\omega$ ($\Delta\dot{\delta}$)、母線電圧の周波数偏差信号 Δf 、線路潮流変動信号 (ΔP) が考えられる。これらの信号の電力動揺における位相関係は図5に示すように、 $\Delta\omega$ ($\Delta\dot{\delta}$) と Δf は同相関係にあり、 ΔP は $\Delta\dot{\delta}$ より 90° 位相遅れの関係にある。また、 $\Delta\omega$ と同相成分を有する上半円方向が正のダンピングトルクを生じ、下半円方向が負のダンピングトルクを生じる。従って図4における検出信号に対する位相補償回路 $G(s)$ の位相補償量は、 $\Delta\omega$ ($\Delta\dot{\delta}$)、 Δf の場合は 0° 、 ΔP の場合は 90° 位相進めが必要となる。

また、 $\Delta\omega$ や ΔP は一般には直流送電の場合には変換所近傍では得られないので、これらの信号の検出地点から、直流変換所まで信号伝送回路を必要とするうに、 $\Delta\omega$ の場合は発電機停止の事を考えると複数の発電機に検出器を設置する必要があり、また ΔP の場合は将来、系統構成が変更になった時の対応が必要とされるのに対し、 Δf の場合は変換所母線電圧より検出出来るため、信号の伝送を必要としない等の長所を有している。反面、図2からわかるように、電力動揺信号は、 $\Delta\omega$ に比し、 Δf の方が小さく、それだけ高感度で耐ノイズ特性の良いセンサを必要とする。これらの特徴をまとめると表1のようになり、総合的に判断して、 Δf を用いる事とした。

表1 検出信号の特徴比較

Table 1 Features of Input Signals

検出信号	位相補償	信号伝送	含まれる動揺信号	その他
$\Delta\omega$	0°	要	大	複数台設置
Δf	0°	不要	小	-
ΔP	90° 進み	要	大	系統変化対応要

3. 3 制御系の設計

入力信号として変換所母線電圧の周波数偏差 Δf を入力とする制御ブロックとして図6に示すブロックを考案した。図6に示す制御ブロックの考え方は以下の通りである。

- (1) 両変換所母線の周波数偏差 (C系統側の変換所母線電圧周波数偏差を Δf_s 、D系統側のそれを Δf_k) の差 ($\Delta f_s - \Delta f_k$) を制御ブロックの入力信号とすることにより、電源脱落や負荷脱落等により全系の周波数が偏移するような場合、この偏移量をキャンセル出来るため、電力動揺の抑制に無効である不要な直流電力制御を排除出来る。
- (2) 両変換所母線の周波数偏差は、図2に示す固有ベクトルからわかるように、長周期動揺モードとC系動揺モードともに両端で互いに逆位相の関係にあり、差をとる事により動揺成分を拡大して検出出来ることになる。なお、この場合、相手端の周波数偏差を伝送する必要があるが、両変換所間には監視制御用の伝送回線が付設されるので、これを利用できるため、新たな伝送回線を設置する必要はない。
- (3) 長周期動揺モードとC系動揺モードを含む周波数偏差の差を入力信号としこの入力信号より、長周期動揺モード成分とC系動揺モード成分を抽出するフィルタを設け適切なゲインを剰じた後、両モードの制御信号を合成 (加算) して、直流系の電力指令値を変調する。

図6 PM制御ブロック

Fig.6 Transfer Function of PM Control

図7 フィルタのボード線図
Fig. 7. Bode Diagram of Filters

(4) 動揺モード抽出用バンドパスフィルタの設計は下記の考え方による。

- ①長周期モード用: 検討したモデル系統において長周期モードの動揺周波数 0.33 ~ 0.42 Hz でゲインが最大となるバンドパスフィルタ特性を有し、0.33 Hz で位相進み遅れがほぼ零になるように設計する。フィルタのゲイン一位相特性を図7 (a) に示す。
- ②C系モード用: 検討したモデル系統においてC系モードの動揺周波数 0.51 ~ 0.63 Hz でゲインが最大となるようバンドパスフィルタ特性を有し、0.51 Hz で位相の進み遅れがほぼ零になるよう設計する。フィルタのゲイン一位相特性を図7 (b) に示す。なお、 Δf 検出遅れとして 200 ms を考慮している。

(5) 制御量とゲインの考え方

PMによる直流電力制御量は下記の点から制約を受ける。1つは電圧変動である。直流電力を変化させると通常運転時は調相設備を連動させ電圧変動を抑える制御を行うが、PMによる直流電力制御では基本的にほぼ正弦波状に変化させるため、ステップ状に制御する調相制御は適切でなく、調相制御は行わない。従って大きな電圧変動を招かない程度にPM制御量が抑えられる。もう1つの制約は許容過負荷量である。定格運転している状態でPM制御をかけると過負荷運転の領域に入るので設備の短時間過負荷容量から抑えられる。

次に、制御ブロックのゲインは系全体の安定性を保つ範囲で入力信号の大きさに依存して決められる。図4のブロック図からわかるようにダンピング効果はゲインに比例するが、2つの動揺モードを対象とした場合、同一のダンピング効果となるには対象とする動揺モードに対応するモード慣性定数に

比例したゲインとすればよい。この事はほぼその動揺モードで動揺する部分系統の系統容量に比例したゲインとなる。また、入力信号に対し、制御演算量が大幅にリミットにかからない程度に設定する事も必要である。

3. 4 起動・停止制御

PM制御は常時の安定な状態では動作する必要がなく、電力動揺発生時に動作するのが望ましい。従ってPM制御の起動・停止はその目的からして、電力動揺を検出して自動的に起動し、また電力動揺の十分な減衰を検出して自動的に停止する方法が適している。このような考えで立案した起動・停止制御方式を図8に示す。PM制御の起動条件はPM制御への入力信号(両端周波数偏差の差)が、設定値 Δf_0 以上で設定時間 T_{s1} 以上継続する条件である。また停止条件は検出信号レベルが設定値 $\Delta f_0'$ 以下の状態が設定時間 T_{s2} 以上継続する事で電力動揺が所定の値以下に減衰した判断して停止する。この他停止条件には起動時刻からの動作時間を計時して、設定時間 T_{s3} 以上継続すれば停止する条件も、予期しない異常現象防止のために付加している。

これらの整定値、例えば起動条件の Δf_0 については、1回線開放等の通常系統操作では動作しないレベルが考えられ、シミュレーション結果からは0.03 Hz程度が得られている。停止側の整定値は起動側と協調を取り Δf_0 より小さい $\Delta f_0'$ に設定する。

図8 PM制御自動起動・停止方式
Fig.8 Self Start and Stop Scheme of PM Control

4. 動作検証

4.1 デジタルシミュレーションによる効果評価

3章で述べた制御系に基づきPM制御を行なった時の動揺抑制効果をデジタルシミュレーションにより評価した。動揺抑制効果の評価として、PM制御の有無のケー

$$\text{PM効果指数 } \Lambda = \frac{\lambda \text{ (PM有り)}}{\lambda \text{ (PM無し)}}$$

$$\text{PM効果指数 } \Theta = \frac{\theta_{\max} \text{ (PM有り)}}{\theta_{\max} \text{ (PM無し)}}$$

図9 PM効果指数

Fig. 9 Coefficient of PM Effect

スにつき、各動揺モードで動揺する代表発電機の位相角変動を図9に示すように4周期分合計してその減少率を指数とする効果指数 Λ 、動揺第1波の減少率を指数とする効果指数 Θ を新たに導入して行なった。動揺抑制の効果評価として減衰振動の減衰比や減衰率を2つの振幅の比から求めて絶対評価を行う方法があるが、波形が数式で表して $\exp(-\lambda t)$ の形状となっている場合は正しく評価出来るが、過渡現象が重畳された場合はこの方法では正しい評価とならない。即ち、振動波形のどの振幅を用いるかにより結果が大きく異なって来るからである。そこで図9に示すような複数の振幅を用い、かつPMの有無による相対評価法を用いる事にした。安定化効果の評価は60 Hz系全体を95機で模擬したシステムで行った。解析に用いた95機系は図1に示す連系システムをA(2機)、B(8機)、C(29機)、D(52機)、E(3機)、F(1機)で表現したものである。直流系に接続するC、D系統は比較的詳細に表現した。また、発電機の制御系は比較的長時間のシミュレーションに対し忠実に応動するよう、AVR、PSS、スピードガバナを詳細に模擬した。

長周期動揺モードを発生しやすいF1地点での3LG-O事故、C系統動揺モードを発生しやすいF2地点での3LG-O事故について、シミュレーションを行なった。図10のA系統、C系統内の代表発電機の位相角変動、直流電力の変動状況を図10に示す。効果指数 Λ 、 Θ も併せて示す。

これらの結果からわかるように、両動揺モードに対し、極めて効果的に動揺を減衰させていることがわかる。なお、図10では電力動揺がいわゆる長周期及びC系統動揺モードしか見られないが、これは各連系系統内の代表発電機の挙動を示したためであり、図では省略しているが事故点近傍の発電機にはもっと周期の短いローカル動揺モードが含まれている。

また、上記は制御対象とした2つの動揺モードを発生しやすい事故について述べたものであるが、実システムでは、電源脱落に伴う周波数変動現象やルート断を伴う事故等に対してもPMが正常に動作することが必要で、詳細は省くが、これらの事故に対しても解析を実施し、正常動作することを確認している。

(a) F1点3LG-O事故

(b) F2点3LG-O事故

図10 PM基本制御特性シミュレーション結果
Fig. 10 Simulation Results of PM Fundamental Characteristics

4. 2 系統解析シミュレータによる動作検証

PM制御のアルゴリズム的な検証はデジタルシミュレーションで十分検証出来るが、制御システム全体を考えれば、電力動揺検出用の Δf 検出センサの特性等、ハードウェアの詳細特性を考慮した検証が必要である。このため Δf 検出用センサを含めてPMの制御装置を試作し、アナログタイプの大規模系統解析シミュレータ(APS A :

Advanced Power System Analyzer : 関西電力(株)総合技術研究所)[6]を用いて、動作検証を行なった。シミュレータ設備の制約から、デジタルシミュレーションで検証した解析系統(95機系)を28機系に縮約してシミュレーションを行なった(図11参照)。

試験結果を図12に示す。試験ケースと評価はデジタルシミュレーションと同様にF₁点、F₂点での3LG-O事故に対するA系統、C系統の代表発電機の電力動揺の減衰に及ぼす効果評価を行なった。図からわかるようにアナログ形のシミュレータ試験においてもPM制御が動揺抑制に有効であることが確認できる。

なお、試作したPM制御装置はマイクロコンピュータを用いたデジタル制御装置で構成した。装置構成のブロック図を図13に示す。 Δf を入力信号とし、直流電力指令値のモジュレーション信号 ΔP_{dp} を出力する。

PM制御の入力信号として、 Δf 信号を用いる方式はアルゴリズム的に優れているが、 Δf 検出器の検出精度と分解能に課題が予想されたが、シミュレータ試験結果から、

図11 シミュレータ試験系統図
Fig.11 Power System Model in Simulator Test

図12 シミュレータ試験結果
Fig. 12. Simulator Test Results

図13 PM制御装置の構成
Fig. 13 Power Modulation Controller

試験条件(入力信号への印加高調波成分)
ケース①: 零、
ケース②: 3.5次、5%重畳
図14 周波数検出器の特性

Fig.14 Characteristics of Frequency Detector

今回開発した Δf 検出器はこの課題を十分解決出来る事が確認出来た。シミュレータ試験に用いた Δf 検出器の特性は図14に示す通りである。なお、シミュレータ試験において、 Δf 検出器に取り込む変換所母線電圧の高調波ノイズは総合電圧歪率が0.8%程度で、ほぼ実システムのレベルであった。

5. まとめ

直流送電電力のパワーモジュレーションにより系統の電力動揺を抑制する制御方式について検討し、60 Hz系における複数の動揺モードに対する制御方式を開発した。制御方式、入力信号の特質と選択根拠、パワーモジュレーション制御の起動・停止方式について述べるとともに、開発したパワーモジュレーション制御方式についてデジタルシミュレーションにより、その動揺抑制効果を検証した。更に制御装置を試作しアナログ形の系統解析シミュレータと組合せて、 Δf 検出センサを含めたハードウェア特性も含む総合試験を行ない、実システムにおいても十分その動揺抑制効果を発揮することを検証した。

最後に本研究を進めるにあたり、有益な御討論を頂いた(株)電力計算センター竹中次長他に厚く御礼申し上げる。

(平成8年10月25日受付、同9年2月19日再受付)

文 献

- [1] R.L. Cresap, D. N. Scott, W.A. Mittelstadt, C.W. Taylor "Operating Experience with Modulation of the Pacific HVDC Intertie" IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-97, No. 4 July/August 1978
- [2] J. Chand "Auxiliary Power Controls on the Nelson River HVDC Scheme" IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 7, No. 1 February 1992
- [3] L.A.S. Pilotto, M. Szechtman, A. Wey, W.F. Long, S.L. Nilsson "Synchronizing and Damping Torque Modulation Controllers for Multi-Infeed HVDC Systems" IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 10, No. 3, July 1995
- [4] Y. Sekine, S. Kato, T. Motoki, S. Ito "Kii Channel HVDC Link Between Shikoku and Kansai Electric Power Companies by Submarine Cables" CIGRE Tokyo Symposium, Paper No. 220-04, May 1995

[5] T. Fujiwara, K. Matsuno, Y. Inoue and T. Hayashi "Study of Power Modulation and Fast Margin Angle Control in Kii Channel HVDC Link" CIGRE Tokyo Symposium, Paper No. 410-05, May 1995

[6] 土井、後藤、河合、鈴木、横川：「大規模電力系統シミュレータの開発」：電学論B、110巻9号、平成2年9月

富山 勝幸

(正員) '63年4月関西電力(株)入社。'71年3月姫路工業大学工学部電気工学科卒業。現在、関西電力(株)総合技術研究所流通設備研究室主席研究員。送変電設備の計画、解析、シミュレータの運用に従事。

佐藤 雅一

(正員) 1950年9月12日生。'71年3月岐阜高専電気工学科卒業。同年4月関西電力(株)入社。主として制御保護関係業務に従事。現在、同社電力システム室大電力送電チーム課長。

山地 幸司

(正員) 1950年2月11日生。'73年3月京都大学工学部電気工学科第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、電力部橋湾系統プロジェクトチーム主査。

関田 昌弘

(正員) 1956年6月23日生。'81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。主に電力系統の計画、解析業務に従事。現在、同社工務部主査。

後藤 益雄

(正員) 1942年5月9日生。'65年3月大阪府立大学工学部電気工学科卒業。同年4月(株)日立製作所入社。日立研究所、国分工場を経て、現在、同社電力事業部副技師長。工学博士。主として電力系統の解析業務と制御システムの開発、評価業務に従事。昭和45年オーム技術賞受賞、平成2年度電気学会進歩賞受賞、CIGRE WG 14-27 委員、IEEE Fellow。