状態方程式のトルク係数行列に基づくクロスコンパウンド 発電機のPSS定数設定手法

正員 興 水 源太郎 (電源開発)
正員 加 藤 和 男 (電源開発)
正員 萩 平 勝 宣 (開発計算センター)
正員 的 場 誠 一 (開発計算センター)

A Method for Adjusting PSS Constants of Cross Compound Generator Based on Torque Coefficient Matrix

Gentarou Koshimizu, Member (Electric Power Development Co. Ltd.)

Kazuo Kato, Member (Electric Power Development Co. Ltd.)

Masanori Hagihira, Member (Kaihatsu Computing Service Center Ltd.)

Seiichi Matoba, Member (Kaihatsu Computing Service Center Ltd.)

The Concordia-Demello model is well known method for adjusting PSS constants of tandem type of generators and widely used. However, this method is not able to analyze a cross compound generator correctly which consists of primary and secondary generators and has a local and an interarea modes. Therefore, in order to adjust PSS constants of cross compound generator, a more detail model is required. Such researches are few and an efficient methodology that grasps characteristic of cross compound PSS with sufficient accuracy is strongly desired.

In this paper, the authors propose a method using the Park's model considering the damper effects, which can be obtained by linearizing a 2 generator to infinite bus system. The proposed method uses a torque coefficient matrix obtained from the linear state equation and calculates an electric torque by using it.

Firstly, this paper reveals the difference of electric torque characteristics between a tandem and a cross compound generator. Next, it points out that conventional methods that adjust PSS constant by evaluating a primary and a secondary generator separately may give wrong results. Finally, the effectiveness of the proposed method is confirmed by using a test model.

キーワード：複素トルク係数行列、モード分解、基本動揺モード、タブサーチ

1. まえがき

タンデムコンパウンド型発電機（以下タンデム機）のPSSの定数設計手法では、Concordia-Demello[1]モデルによる電気トルク計算に基づく手法がよく知られており、広く一般的に用いられている。しかし、このモデルでは、系統間モードと発電機間モードの2つの動揺モードを持つ、クロスコンパウンド型発電機（以下クロス機）の設計には不十分であることが指摘されており[6]、このためにはクロス機の特性を考慮したモデルを構築する事が必要となるが、このような研究はあまりなされていない。

文献[6]では、クロス機を模擬する2機対無限大系統モデルを等価な2つの1機対無限大系統モデルで表わすという1つの計算手法を提案している。本論文では、詳細Parkモデルを用いた2機対無限大系統モデルの線形状態方程式を作成し、これより得られるトルク係数行列を用いて、電気トルクに相当する物理量を求め、この量に依った定数設

計手法を提案する。

本論文では、まず第2章において、クロス機を表わす2機対無限大系統の特性方程式と特性行列について示す。次に第3章でタンデム機とクロス機のトルク係数の性質の違いを明らかにし、クロス機についての制動トルクと同期化トルクの指標を与える。第4章では、最適解を求めるための手法としてタブサーチについて述べ、更に第5章では、クロス機のPSS定数を、プライマリ及びセカンダリ機でそれぞれ単独に設計を行なったのでは不十分な場合において、提案する手法により、トルク係数を評価関数として、評価が最適となるようにパラメータを設定した例を示す。

2. クロス機の特性方程式と特性行列

タンデム機では、1つの母線に対し1つの発電機が対応しているが、クロス機では、1つの母線に対し2つの発電機が対応しているものと考えられる事ができる。

タンデム機の特性を解析する場合、他の発電機などをすべて縮約した1機対無限大系統を考え、この系統の性質を知る事により解析を行なう事が多い。クロス機では、クロス機を構成する2機以外をすべて縮約すると、2機対無限大系統として同様の解析を行なう事ができる。

クロス機を構成する2つの発電機に、特にタンデム機と異なる部分はないものと考え、それぞれの発電機について状態方程式を考える事ができる。発電機が Park 詳細モデルに従うものと考え、線形化すると、

(プライマリ機)

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_p = A_{pp} \Delta \mathbf{x}_p + B_p \Delta v_p \quad \dots(1)$$

$$\Delta i_p = C_p \Delta \mathbf{x}_p + D_p \Delta v_p \quad \dots(2)$$

(セカンダリ機)

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_s = A_{ss} \Delta \mathbf{x}_s + B_s \Delta v_s \quad \dots(3)$$

$$\Delta i_s = C_s \Delta \mathbf{x}_s + D_s \Delta v_s \quad \dots(4)$$

$\mathbf{x}_p, \mathbf{x}_s$: プライマリ機、セカンダリ機の状態変数

v_p, v_s : プライマリ機、セカンダリ機の端子電圧

i_p, i_s : プライマリ機、セカンダリ機の注入電流

($\mathbf{x}_p, \mathbf{x}_s, v_p, v_s, i_p, i_s$ はすべてベクトル)

A_{pp}, B_p, C_p, D_p : プライマリ機の係数行列

A_{ss}, B_s, C_s, D_s : セカンダリ機の係数行列

となる。しかし、ガバナがある場合などは、各発電機は相手側の状態変数の値を制御に利用する事があるので、

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_p = A_{pp} \Delta \mathbf{x}_p + A_{ps} \Delta \mathbf{x}_s + B_p \Delta v_p \quad \dots(5)$$

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_s = A_{sp} \Delta \mathbf{x}_p + A_{ss} \Delta \mathbf{x}_s + B_s \Delta v_s \quad \dots(6)$$

となる。また、クロス機では2機が同一母線上にあるため端子電圧は等しくなる。注入電流は2機の和に相当すると考えると $v_p = v_s = v_g, i_g = i_p + i_s$ となる。

プライマリ機とセカンダリ機の式をまとめると、

$$\begin{pmatrix} \Delta \dot{\mathbf{x}}_p \\ \Delta \dot{\mathbf{x}}_s \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_{pp} & A_{ps} \\ A_{sp} & A_{ss} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{x}_p \\ \Delta \mathbf{x}_s \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} B_p \\ B_s \end{pmatrix} \Delta v_g \quad \dots(7)$$

$$\Delta i_g = \begin{pmatrix} C_p & C_s \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{x}_p \\ \Delta \mathbf{x}_s \end{pmatrix} + (D_p + D_s) \Delta v_g \quad \dots(8)$$

となる。

$$\Delta \mathbf{x}_g = \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{x}_p \\ \Delta \mathbf{x}_s \end{pmatrix}, A_g = \begin{pmatrix} A_{pp} & A_{ps} \\ A_{sp} & A_{ss} \end{pmatrix}, B_g = \begin{pmatrix} B_p \\ B_s \end{pmatrix} \\ C_g = \begin{pmatrix} C_p & C_s \end{pmatrix}, D_g = D_p + D_s$$

と書くと、タンデム機の特性方程式と同じ形に

$$\Delta \dot{\mathbf{x}}_g = A_g \Delta \mathbf{x}_g + B_g \Delta v_g \quad \dots(9)$$

$$\Delta i_g = C_g \Delta \mathbf{x}_g + D_g \Delta v_g \quad \dots(10)$$

と書ける。

3. クロス機のトルク係数

タンデム機が発電機回転子の運動方程式を線形化すると

$$M \Delta \dot{\omega} + D \Delta \omega = \Delta T_m - \Delta T_e \quad \dots(11)$$

ω : 発電機回転子角速度

M : 慣性定数

D : 自己ダンピング定数

T_m : 機械トルク

T_e : 電気トルク

(ω, M, D, T_m, T_e はすべてスカラー量)

であり、ガバナの効果を無視すると $\Delta T_m = 0$ であるから

$$\Delta T_e + D \Delta \omega = -M \Delta \dot{\omega} \quad \dots(12)$$

となる。入力を $\Delta u = \Delta \omega$ 、出力を $\Delta y = \Delta T_e + D \Delta \omega$ とすると、(12)より $\Delta y = -M \Delta \dot{\omega}$ である。タンデム機でトルク係数を考えるときには、入力を $\Delta \omega$ 、出力を ΔT_e と考えると、両者ともタンデム機の分1個だけ存在するのでトルク係数はスカラー値になる。

一方クロス機では、プライマリ機、セカンダリ機のそれぞれに入力 $\Delta \omega$ が存在する。また、それぞれに出力 ΔT_e に相当する量が存在するので、入力、出力とも2個ずつある事になる。 $\Delta \omega, \Delta T_e$ を2次のベクトル、 M, D を 2×2 次の行列として考えると、クロス機においても運動方程式は(11)の形で表わされ、トルク係数は 2×2 次の行列で表わされるものと考えることができる。

電力系統全体の運動方程式は、最終的には

$$\Delta \dot{\mathbf{x}} = A \Delta \mathbf{x} \quad \dots(13)$$

となるが[9]、ここで $\Delta \omega$ に関する行と列を分離し、並べ替えると、

$$\begin{pmatrix} \Delta \dot{\mathbf{x}}_n \\ \Delta \dot{\omega} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_n & b_n \\ c_n & d_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{x}_n \\ \Delta \omega \end{pmatrix} \quad \dots(14)$$

となる。 $\Delta u = \Delta \omega, \Delta y = -M \Delta \dot{\omega}$ を代入して(15)を得る。

$$\begin{pmatrix} \Delta \dot{\mathbf{x}}_n \\ \Delta y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A_n & b_n \\ -M c_n & -M d_n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \Delta \mathbf{x}_n \\ \Delta u \end{pmatrix} \quad \dots(15)$$

$s \Delta \mathbf{x}_n = \Delta \dot{\mathbf{x}}_n$ と考えて Δu と Δy の伝達関数を求めると、

$$G(s) = -M c_n (sI - A_n)^{-1} b_n - M d_n \quad \dots(16)$$

となる。また、 ω と δ には

$$\Delta \dot{\delta} = s \Delta \delta = \omega_0 \Delta \omega \quad \dots(17)$$

ω_0 : 基準周波数 (定数値、rad/sec)

の関係がある。トルク係数を求めるために(16)(17)の s を $j\omega$ で置き換えると(17)から

$$j \Delta \omega = -\frac{\omega}{\omega_0} \Delta \delta \quad \dots(18)$$

j : 虚数単位 ($j = \sqrt{-1}$)

となる。また、これにより(16)は

$$\begin{aligned} G(j\omega)\Delta\omega &= \operatorname{Re}(G(j\omega))\Delta\omega - (\omega/\omega_0)\operatorname{Im}(G(j\omega))\Delta\delta \\ &= D_e(\omega)\Delta\omega + K_e(\omega)\Delta\delta \end{aligned} \quad \cdots(19)$$

となるので、 $-M\Delta\dot{\omega} = \Delta y = G(j\omega)\Delta\omega$ から

$$\Delta T_e + D\Delta\omega = D_e(\omega)\Delta\omega + K_e(\omega)\Delta\delta \quad \cdots(20)$$

を得る。

タンデム機の場合、トルク係数 $D_e(\omega), K_e(\omega)$ を(19)の定義により $G(j\omega)$ から計算することができ、これらの係数は(20)の性質を持つ。 D_e, K_e はスカラー値になり、

$$\alpha = -\frac{D_e}{2M} \quad \cdots(21)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{\omega_0 K_e}{M}} \quad \cdots(22) \quad (\text{※ } \alpha \text{ が } 0 \text{ に近い場合})$$

α : 基本動揺モードの対数減衰率 (pu)

β : 基本動揺モードの周波数 (rad/sec)

となる性質を持つので、トルク係数 D_e, K_e はそれぞれ、減衰率と周波数に対応する値として取り扱う事ができる。

$D_e < 0$ であれば $\alpha > 0$ となるので系は発散する。系の基本動揺モードが早く減衰するようにするためには、 D_e ができる限り大きくなるようにすれば良い。

一方、クロス機の場合、(11)が2機の回転子についてそれぞれ成り立ち、

$$M_p \Delta\dot{\omega}_p + D_p \Delta\omega_p = \Delta T_m^{(p)} - \Delta T_e^{(p)} \quad \cdots(23)$$

$$M_s \Delta\dot{\omega}_s + D_s \Delta\omega_s = \Delta T_m^{(s)} - \Delta T_e^{(s)} \quad \cdots(24)$$

となるので、

$$M = \begin{pmatrix} M_p & 0 \\ 0 & M_s \end{pmatrix}, D = \begin{pmatrix} D_p & 0 \\ 0 & D_s \end{pmatrix},$$

$$\Delta\omega = \begin{pmatrix} \Delta\omega_p \\ \Delta\omega_s \end{pmatrix}, \Delta T_m = \begin{pmatrix} \Delta T_m^{(p)} \\ \Delta T_m^{(s)} \end{pmatrix}, \Delta T_e = \begin{pmatrix} \Delta T_e^{(p)} \\ \Delta T_e^{(s)} \end{pmatrix}$$

と書くと、

$$M\Delta\dot{\omega} + D\Delta\omega = \Delta T_m - \Delta T_e \quad \cdots(25)$$

となって、タンデム機の運動方程式(11)と同一の形の式が得られる。タンデム機と異なる点は、(25)では M, D が行列であり、 $\Delta\omega, \Delta T_m, \Delta T_e$ がベクトルになっている事である。ここでタンデム機の場合と同様に、(13)~(16)で伝達関数 $G(s)$ を求めることができる。タンデム機と異なる点は、伝達関数が 2×2 次行列として得られる事である。また、トルク係数も同様に(19)で計算できて(20)の性質を持ち、

$$\Delta T_e + D\Delta\omega = D_e(\omega)\Delta\omega + K_e(\omega)\Delta\delta \quad \cdots(26)$$

が得られる。

(25)でガバナーの効果を無視すると $\Delta T_m = 0$ となる。さらに(26)を代入し、 $\Delta\dot{\delta} = \omega_0 \Delta\omega$ を考慮して $\Delta\delta$ に関する2階線形微分方程式に書き換えると、

$$M\Delta\ddot{\delta} + D_e\Delta\dot{\delta} + \omega_0 K_e\Delta\delta = 0 \quad \cdots(27)$$

となる。

(27)の解は2つの動揺モードで表わされると推測できる。しかし M, D_e, K_e が行列であるため、この式からすぐにこれらの値と動揺モードの関係を導く事はできない。そこでモード分解を行なって変数変換することにより、個々のモードについてのトルク係数に相当する量を計算する事が考えられる。

モード分解ではトルク係数行列の固有値と固有ベクトルを計算し、固有ベクトルにより変数変換するのが常套手段である。しかし、 K_e の固有値と固有ベクトルを求め、変数変換を行なうと、確かに K_e は対角な行列に変換されるが、 D_e は対角に変換されるとは限らず、さらにもともと対角であった M は対角ではなくなってしまう。したがって K_e だけでなく M, D_e にも注意した手法が必要である。

トルク係数行列を求める前の複素数の状態で考えると、

$$M\Delta\dot{\omega} + G(j\omega)\Delta\omega = 0 \quad \cdots(28)$$

となる。ここで複素トルク係数行列 C_e を

$$C_e = M^{-1}G(j\omega) \quad \cdots(29)$$

と定義し、その固有値が対角項に並ぶ行列を Λ_e 、対応する固有ベクトルが並ぶ行列を P_e と書くと、

$$C_e P_e = P_e \Lambda_e \quad \cdots(30)$$

が成り立つ。

(28)に(29)を代入すると

$$\Delta\dot{\omega} + C_e\Delta\omega = 0 \quad \cdots(31)$$

となるが、 $\Delta\omega = P_e\Delta\omega_e$ で変数変換すると、

$$P_e\Delta\dot{\omega}_e + C_e P_e\Delta\omega_e = 0$$

$$P_e\Delta\dot{\omega}_e + P_e\Lambda_e\Delta\omega_e = 0 \quad (\because (30) \text{ による})$$

$$\therefore \Delta\dot{\omega}_e + \Lambda_e\Delta\omega_e = 0 \quad \cdots(32)$$

を得る。 Λ_e は対角項にのみ要素があるので、これは独立な2式

$$\begin{cases} \Delta\dot{\omega}_e^{(1)} + \lambda_1\Delta\omega_e^{(1)} = 0 \\ \Delta\dot{\omega}_e^{(2)} + \lambda_2\Delta\omega_e^{(2)} = 0 \end{cases} \quad \cdots(33)$$

を表わしている。 $\lambda_i = a_i + jb_i$ とし、さらに $j\Delta\omega_e^{(i)}$ を $-\omega_e^{(i)}/\omega_0 \Delta\delta_e^{(i)}$ に置き換えると、

$$\begin{cases} \omega_0\Delta\dot{\omega}_e^{(1)} + \omega_0 a_1\Delta\omega_e^{(1)} - \omega_e^{(1)} b_1\Delta\delta_e^{(1)} = 0 \\ \omega_0\Delta\dot{\omega}_e^{(2)} + \omega_0 a_2\Delta\omega_e^{(2)} - \omega_e^{(2)} b_2\Delta\delta_e^{(2)} = 0 \end{cases} \quad \cdots(34)$$

となる。ここで、 $m_i a_i = d_e^{(i)}, m_i \omega_e^{(i)} b_i = -\omega_0 k_e^{(i)}$ と書き $\omega_0\Delta\omega_e^{(i)} = \Delta\dot{\delta}_e^{(i)}$ を使って式を書き換えると、

$$\begin{cases} m_1\Delta\ddot{\delta}_e^{(1)} + d_e^{(1)}\Delta\dot{\delta}_e^{(1)} + \omega_0 k_e^{(1)}\Delta\delta_e^{(1)} = 0 \\ m_2\Delta\ddot{\delta}_e^{(2)} + d_e^{(2)}\Delta\dot{\delta}_e^{(2)} + \omega_0 k_e^{(2)}\Delta\delta_e^{(2)} = 0 \end{cases} \quad \cdots(35)$$

と書けるが、これは(27)と同じ形の2つの独立した式であ

る。ここでトルク係数に相当する量 $d_e^{(i)}, k_e^{(i)}$ は一意的に定める事ができない (m_i は任意に選べるため) が、 $d_e^{(i)}/m_i, k_e^{(i)}/m_i$ は、複素トルク係数行列 C_e の固有値から計算する事ができるスカラー量であるから一意的に定まる。また、行列の次数が大きい時には固有値計算は容易でないが、この場合は C_e の次数が2次であるため、 $\det(\lambda I - C_e) = 0$ は2次方程式となり、その2根 λ を求める事で計算できる。

以上のように、クロス機では複素トルク係数行列を計算し、その固有値を使ってトルク係数に相当する量を得る事ができる。また、トルク係数に相当する量は2個得られるが、これはクロス機の基本動揺モードが2つあることと対応している。

4. 最適解の探索手法

タンデム機の1機対無限大系統において、制御系 (PSS など) の定数を最適化しようとするとき、「最適化」を、「基本動揺モードのダンピングが良くなるようにする事」と考えた場合には、基本動揺モードにおいてトルク係数 $D_e(\omega_1)$ ができる限り大きくなるようにすればよい事になる。一方、クロス機では基本動揺モードが一般に2つ存在するので、各モードに対応したトルク係数に相当する量も2つ現われる。「どちらの動揺モードについてもダンピングが良くなるようにする事」を「最適化」とすれば、 $d_e^{(1)}/m_1, d_e^{(2)}/m_2$ が各動揺モード ω_1, ω_2 においてできる限り大きくなるようにする事が「最適化」になる。

どの定数設定が最適なものであるかを判断する場合には、全数探索ができれば、その結果から最適解を選べば良いが実際には、全数探索が可能な場合はまれである。初期パラメータについて評価した後、初期状態からわずかに異なる近傍パラメータについて探索を行ない、より良い評価値であればそれを現時点での最適解として、近傍パラメータの探索と評価を繰り返す手法がよく利用されている。この手法は初期状態の近くの局所最適解を求める事ができるが、もしも遠くにより最適な解があった場合に、その解を求める事ができない。

そこで、タブサーチ[8]の考え方を利用して、局所最適解に到達した場合でも探索を終えずに異なる領域に向かうようにすれば、遠くにより最適な解がある場合に、その解を求める可能性が高くなると考えられる。

今回は、タンデム機やクロス機の対無限大系統の解析を行なうシステムを想定する。発電機には制御系としてAVR、PSSがあるものとし、その中でPSSの定数パラメータを最適に設定することを目的とする。

発電機や制御系、負荷などの定式化を行ない、変数や係数を整理すると、最終的には次の形の線形微分方程式を得る[9]。

$$\Delta \dot{x}_g = A \Delta x_g \quad \dots(36)$$

PSSの定数パラメータが変化するとそれに対応して

図1 PSSの制御ブロック図

Fig.1 PSS Control Block

A の内容が変化する。なお、探索のために頻繁にパラメータを変化させるので、 A の内容の書き換えは容易にできるようにプログラムされていなければならない。

PSSは図1の制御ブロックで動作するものとする。このPSSの定数パラメータは、 $G, T_1, T_2, T_3, T_4, T_5$ の6個である。また、クロス機の場合には各発電機に対してPSSが1個ずつ設定できるので2個のPSSがあり、計12個のパラメータがあることになる。

これらのパラメータはゲインと時定数であるから、通常は運用条件等により設定上下限が存在する。今回の手法では、パラメータはその対数を等間隔で増加/減少させるものとした。例えば0.01だけ増加するものとする、実際のパラメータは前回値から2.33%増加する。実際には、最小刻み幅を0.01とし、対数の値を100倍して整数値としてとった。これにより、全パラメータの状態を、上記の整数値を順に並べた数列として表現することができる。

ある状態を p と書くと、そこでの評価関数値は $V(p)$ と書く事ができる。ここでは p はPSS定数パラメータの設定値を表わす。

最適解探索アルゴリズムは図2のフローチャートで表わされる。これは初期状態を p_0 とし、 p_i の数多くの近傍状態 $p_{i+1}^{(1)}, p_{i+1}^{(2)}, \dots, p_{i+1}^{(k)}, \dots$ から、より良い評価値のものを p_{i+1} として選ぶ事を繰り返すように動作する。ここで評価値を決める関数として、トルク係数が利用されている。

実際の運用において、タンデム機でのPSSの調整条件として

(a) 基本動揺モードにおいて D_e の値が d pu 以上

(b) 基本動揺モード以外で安定である事

と定められている事が多いので、これをクロス機に拡張し

(a)' 各基本動揺モードにおいて $d_e^{(1)}/m_1, d_e^{(2)}/m_2$ の値がそれぞれ d_1 pu, d_2 pu 以上

(b)' 係数行列 A の固有値の中で、実部が最大のものでも負の値であること

の条件を満たすように、評価関数を

$$V_1(p) = \min(d_1, d_e^{(1)}/m_1)$$

$$V_2(p) = \min(d_2, d_e^{(2)}/m_2)$$

$$V(p) = \begin{cases} V_1(p) \cdot V_2(p) & \begin{pmatrix} \text{not 'taboo'} \\ \max(\text{Re}(\lambda)) < 0 \\ V_1(p) > 0, V_2(p) > 0 \end{pmatrix} \\ -\infty & \text{(otherwise)} \end{cases}$$

…(37)

と定めた (ここで d_1, d_2 はユーザー指定のパラメータであり、通常1.0puに設定されている)。

図2 探索手法のフローチャート
Fig.2 Taboo-Search Method Flow Chart

$d_e^{(1)}/m_1, d_e^{(2)}/m_2$ の性質上、片方が負であれば不適切な結果となるので、一方が負や小さい値であれば低い評価を与えるようにするべきである。(37)の評価関数では両方が正の値のとき、2つの積をとり、負の値があれば $-\infty$ としている。

運動方程式の解には基本動揺モードと関係のない動揺モードも存在することがあり、そのモードで振動発散する場合には、それによる不安定性はトルク係数では判断できないことに注意しなければならない。また、実用的には、基本動揺モードの周波数があまり変動しないように定数設定を行なう必要がある事が多い。その場合には周波数に対応している $k_e^{(1)}/m_1, k_e^{(2)}/m_2$ の値をも参考にして評価を行なう。具体的には、

図3 クロス機対無限大システム
Fig.3 Cross-compound Generator to Infinite Bus Network

(c) 各動揺モードにおいての $k_e^{(1)}/m_1, k_e^{(2)}/m_2$ の初期状態との偏差 $\Delta k_1, \Delta k_2$ がそれぞれ k_1 pu, k_2 pu 以下のような条件と評価関数を追加する。

最適候補 p_{i+1} を選ぶ手順を繰り返すと、いずれ局所最適解に到達する。その時点では、近傍状態よりも現在の状態のほうが評価が高くなっている。したがって、そこで最適解の候補を選んだとしても、次のステップでは現在の状態のほうが評価が高いために状態が逆戻りしてしまい、その状態で無限ループに陥る。

しかし、タブサーチでは、逆戻りする近傍状態を選ぶ事は「禁忌」となるため、逆戻りすることなく異なる近傍状態を選ぶ事になり、その結果、部分的に極値をとる領域から抜け出し、局所最適解とは異なる解を探索する事ができる。今回の手法では次の状態 p_{i+1} が選ばれるとき、同時にその近傍状態と逆方向の近傍状態を、 n 回の試行回数だけ「禁忌」とし、評価関数値を $-\infty$ にすることで実現している(n はユーザー指定のパラメータで5回としている)。

なお、図2のアルゴリズムでは、探索の終了条件は試行回数を越えたときのみとなっているので、最適解と思われるものに到達していても必ず一定の試行回数探索を行なう。

5. テスト計算及び考察

図3に示すクロス機対無限大システムに対して、4章に示した手法によりPSSの定数設定を行なった。

<5.1> 複素トルク係数行列手法の有用性の検証 ここでは発電機定数はプライマリ機、セカンダリ機の両方とも表1に示した同一の値をもつものとした。また、初期状態のAVRとPSSも両機は同じであり、図4～図5に示す制御ブロック図と定数を持つものとした。

表1 発電機定数(1)

Table 1 Generator Constants(1)

定格容量 (MVA)		600	
M (秒)	7.5	T'_{d0} (秒)	6.0
X_d (%)	180	X_l (%)	18.1
X'_d (%)	32	T_a (秒)	0.567
X''_d (%)	22	T''_{d0} (秒)	1.0
X_q (%)	180	T''_{q0} (秒)	10.0

図4 AVRブロック図(1)

Fig.4 AVR Block(1)

図5 PSSブロック図(1)

Fig.5 PSS Block(1)

定格容量が2倍で他の定数は同じであるタンデム機の1機対無限大系統において、 D_e/M のカーブは図6のようになる。

タンデム機対無限大系統の基本動揺モードは約8.16rad/secであるが、 $\omega = 8.16$ のとき $D_e/M = 1.44$ であるから、基本動揺モードに対しては十分に安定である。なお、ここで $D_e/M > 1$ であることから、評価関数 $V(p)$ は定義上とり得る最大値(=1.0)になり、図5のPSSブロックは最適解となっている。

系統に微小外乱を与え時間領域解析計算を行なう事により、タンデム機では系統は安定であることが確かめられる。図7は微小外乱時の時間領域解析結果として、発電機の位相角と有効電力の時系列をグラフ出力したものである。この例では外乱として負荷に1%の無効電力を与え、20ms後に元の条件に戻した(なお、以降の検証においても時間領域解析では同じ外乱を与えている)。

図6 タンデム機の D_e/M のカーブ

Fig.6 Tandem Generator D_e/M Curve

図7 タンデム機の解析結果

Fig.7 Tandem Generator Dynamic Stability Result

一方、クロス機対無限大系統の基本動揺モードは2つ存在する。その片方はタンデム機と同じ8.16rad/secであるが、クロス機では発電機間の相互作用により15.5rad/secとなる動揺モードが現われる。

クロス機では D_e は行列の形になっているが、(29)式の複素トルク係数行列の固有値を使って $d_e^{(1)}/m_1, d_e^{(2)}/m_2$ を求め、 ω を横軸にとると図8、図9のように動揺モードに対応して2本のカーブが描ける。

タンデム機の D_e/M のカーブ(図6)は、クロス機の $d_e^{(1)}/m_1$ のカーブ(図8)と同じになる。また、クロス機

図8 クロス機の $d_e^{(1)}/m_1$ のカーブ(1)

Fig.8 Cross-compound Generator $d_e^{(1)}/m_1$ Curve(1)

図9 クロス機の $d_e^{(2)}/m_2$ のカーブ(1)

Fig.9 Cross-compound Generator $d_e^{(2)}/m_2$ Curve(1)

図10 クロス機の解析結果(1)

Fig.10 Cross-compound Generator Dynamic Stability Result(1)

の場合に現われる 15.5rad/sec の動揺モードに対しても $D_e/M = 0.21$ となり正の値になるので、この結果をクロス機の場合にも適用して、クロス機でもこの系統は安定であると判断しがちである。しかし、クロス機の場合にはタンデム機のものとは異なる軌跡を描く $d_e^{(2)}/m_2$ のカーブ (図 9) があり、15.5rad/sec で $d_e^{(2)}/m_2 = -0.24$ となるので、クロス機の場合は 15.5rad/sec の動揺モードについて不安定となることが予想できる。

タンデム機と同一の条件で時間領域解析を行なうと、プライマリ機とセカンダリ機の発電機定数が全く誤差無く、同一のものである場合には、発電機間の相互作用が発生しないため、結果は図 7 と同一になり不安定とはならない。しかし、極めてわずかの誤差を加えた場合や、ガバナーが設定されていた場合には結果が異なる。図 10 はセカンダリ機の慣性定数がごくわずかに異なる ($M = 7.4999$) 場合に、プライマリ機の位相角と有効電力の時系列をグラフ出力したものであるが、タンデム機での基本動揺モードであった 8.16rad/sec の動揺がいったん収束方向に向かった後 15.5rad/sec の動揺が発生し、今度は発散方向に向かう。

プライマリ機やセカンダリ機の個々の発電機のみを考えたトルク係数では、例えばこの動揺モードが発生することがわかっていた場合でも、その周波数でトルク係数が正の値である場合には、その振動モードを不安定であると判断するのは難しい。しかし、複素トルク係数の固有値を考えた場合には、2つの動揺モードに対して2つの係数が得られるため、それぞれのモードについて不安定である事の判断を容易に行なうことができる。

〈5.2〉複素トルク係数行列によるクロスコンバウンド機の PSS 設計手法の検証 ここではより一般的に、発電機定数は表 2 の通り、プライマリ機とセカンダリ機が異なる値を持つものとした。また、初期状態の AVR は両者とも図 4 に示すものと同じとするが、PSS はプライマリ機とセカンダリ機で異なる定数を持つものとした (図 11)。

プライマリ機単独の 1 機対無限大系統とセカンダリ機単独の 1 機対無限大系統 (但し定格容量は 2 機の和) におい

表 2 発電機定数 (2)

Table 2 Generator Constants(2)

	プライマリ	セカンダリ
定格容量(MVA)	7 2 0	4 8 0
M (秒)	3. 5	1 3. 5
X_d (%)	1 8 0	1 8 0
X'_d (%)	3 2	3 2
X''_d (%)	2 2	2 2
X_q (%)	1 8 0	1 8 0
T'_{d0} (秒)	6. 0	6. 0
X_l (%)	1 8. 1	1 8. 1
T_a (秒)	0. 5 6 7	0. 5 6 7
T''_{d0} (秒)	1. 0	1. 0
T''_{q0} (秒)	1 0. 0	1 0. 0

図 11 PSS ブロック図 (2)

Fig.11 PSS Block(2)

て、それぞれの D_e/M のグラフを図 12、図 13 に示す。

プライマリ機単独系統の基本動揺モードは 12.99rad/sec セカンダリ機単独系統の基本動揺モードは 6.10rad/sec であり、このときの D_e/M の値はそれぞれ 2.54 と 1.75 であるため、どちらの場合も評価関数 $V(p)$ はとり得る最大値 (=1.0) となり、PSS はそれぞれ単独系統としては最適のパラメータに設定されている。また、どちらの場合も $\omega > 3.0$ rad/sec では $D_e/M > 0$ であり、基本動揺モードが

図 12 プライマリ機単独系統の D_e/M のカーブFig.12 Primary Generator Network D_e/M Curve 図 13 セカンダリ機単独系統の D_e/M のカーブFig.13 Secondary Generator Network D_e/M Curve

変わったとしても、不安定性が生じるとは考え難い。

一方、クロス機対無限大系統の $d_e^{(1)}/m_1, d_e^{(2)}/m_2$ のカーブはそれぞれ図14、図15のようになる。

クロス機対無限大系統の基本動揺モードの周波数は 8.15rad/sec, 18.96rad/sec となり、各機単独のモードとは異なっている。また、 $d_e^{(1)}/m_1, d_e^{(2)}/m_2$ のカーブは各機単独の D_e/M のカーブ (図12~図13) とは異なるものとなる。図15より、18.96rad/sec で $d_e^{(2)}/m_2 = -0.17$ とな

図14 クロス機の $d_e^{(1)}/m_1$ のカーブ (2)

Fig.14 Cross-compound Generator $d_e^{(1)}/m_1$ Curve(2)

図15 クロス機の $d_e^{(2)}/m_2$ のカーブ (2)

Fig.15 Cross-compound Generator $d_e^{(2)}/m_2$ Curve(2)

図16 クロス機の解析結果 (2)

Fig.16 Cross-compound Generator Dynamic Stability Result(2)

図17 改善後のPSSブロック図

Fig.17 Optimized PSS Block

図18 クロス機の $d_e^{(1)}/m_1$ のカーブ (3)

Fig.18 Cross-compound Generator $d_e^{(1)}/m_1$ Curve(3)

図19 クロス機の $d_e^{(2)}/m_2$ のカーブ (3)

Fig.19 Cross-compound Generator $d_e^{(2)}/m_2$ Curve(3)

図20 クロス機の解析結果 (3)

Fig.20 Cross-compound Generator Dynamic Stability Result(3)

るため、このカーブに対応する動揺モードに対して不安定という結果が得られる。

微小外乱時の時間領域解析による検証を行なうことにより、図16に示すようにこの動揺モードで振動発散することがわかる。図16はプライマリ機の位相角と有効電力の時系列出力である。

この系統の安定性を改善するため4章で述べた探索手法を用い、100回の試行を行なった結果、新しいPSS定数が図17のように設定された。

PSSが図17のように設定された場合の基本動揺モードは 5.03rad/sec , 18.57rad/sec となる。この場合の $d_e^{(1)}/m_1$ と $d_e^{(2)}/m_2$ のカーブを図18、図19に示す。

$d_e^{(1)}/m_1$, $d_e^{(2)}/m_2$ はどちらも対応する周波数で正の値となるので、図16のような振動発散は起こらないと推測される。微小外乱による時間領域解析による検証を行なった結果は図20のようになり、安定となる。

〈5.1〉及び〈5.2〉の検証結果から、クロス機でPSSの設計を行なう場合には、個々のPSSを単独で設計するのは十分でなく、クロス機の2つの基本動揺モードを考慮した設計手法に依らなければならない事がわかった。

6. むすび

本論文では、クロス機でのトルク係数は行列で表現され、基本動揺モードとは、複素トルク係数行列の固有値により関連付けられることを示した。また、複素トルク係数の固有値は、クロス機がもつ2つの動揺モードに対して、あたかも2つのタンデム機のトルク係数のように取り扱う事ができるため、クロス機特有の発電機間モードに対しても安定度指標として有効である事を示した。

さらに、複素トルク係数行列の固有値を評価関数の中に加味する事により、これを最適化手法に利用する事ができることを示した。

(平成12年11月27日受付、平成13年8月6日再受付)

文 献

- [1] F.P.Demello, C.Concordia, "Concepts of Synchronous Machine Stability as Affected by Excitation Control," IEEE Trans., on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-88, pp. 316-329, No.4, April 1969.
- [2] E.V.Larsen, D.A.Swann, "Applying Power System Stabilizers (Part 1:General concepts, Part 2: Performance objectives and tuning concepts, Part 3:Practical considerations)," IEEE Trans., Vol. PAS-100, No.6, June 1981.
- [3] I.M.Canay, "A Novel Approach to The Torsional Interaction and Electrical Damping of The Synchronous Machine (Part 1:Theory, Part 2:Application to an arbitrary network)," IEEE Trans., on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-101, No. 10, October 1982.
- [4] P.Kundur, "Power System Stability and Control," McGraw-Hill, 1993
- [5] 小林, 船山, 湯浅, 平山, 野原, "簡単な系統安定化装置の設計手法と実機試験結果" 電気学会論文誌B-33, 昭和56年
- [6] 道上, 小柳, "クロスコンパウンド形火力発電機特有の動揺モードを考慮したPSS設計手法" 電気学会論文誌B, 114巻11号, 平成6年
- [7] 垣本, 菅野, "レイリー商による大規模電力系統の動態安定度評価" 電気学会論文誌B, 115巻2号, 平成7年
- [8] Colin R.Reeves 編 横山, 奈良, 佐藤, 鈴木, 荻本, 陳共訳 "モダンヒューリスティクスー組合せ最適化の先端手法ー" 日刊工業新聞社
- [9] 関根 "電力系統過渡現象解析理論" オーム社

奥水源太郎 (正員) 94年3月早稲田大学大学院理工学研究科電気工学専攻修士課程修了。同年4月電源開発(株)入社。現在工務部系統技術グループ所属
主として電力系統の運用、系統解析業務等に従事。

加藤和男 (正員) 1990年3月北海道大学大学院工学研究科電気工学修士課程修了。同年4月電源開発(株)入社。以来、電力系統の運用、系統解析業務等に従事。
現在、工務部系統技術グループに所属。

萩平勝宣 (正員) 1988年3月九州大学理学部数学科卒業。同年4月(株)開発計算センター入社。主に電力系統解析に関する業務に従事。

的場誠一 (正員) 1979年3月電気通信大学電気通信学部卒業。同年4月(株)開発計算センター入社。2000年3月東京都立大学大学院工学研究科電気工学専攻博士課程修了。
主に電力系統解析に関する業務に従事。