多変数制御を適用した励磁制御系による系統安定度向上

正員 平山 開一郎 (東 芝)

正員 上村 洋市 (東 芝)

Improvement of power system stability for excitation control using multi variable control

Kaiichirou Hirayama, Member (Toshiba Corporation), Youichi Uemura, Member (Toshiba Corporation)

Improvement of power system stability is the most important issue of generator excitation control. The combination of thyristor excitation with ΔP -PSS is usually applied to recently installed very large turbogenerators. This PSS is not always effective for wide-range operation of generators or for various changes of power system line impedance. The application of the optimal control theory, especially the multi-feedback signal resulting from the Riccati equation has been studied and reported by many papers. These papers, however, do not clearly describe how to set performance index values, and the studies reported in them also use inadequate signals. This paper presents a method to set the performance index values to make adequate feedback signals for selecting actual control on the application of Riccati equation. Also, the developed PSS using multi-feedback signals is applied to actual very large turbo-generators after confirming the performance of effective damping for power oscillation.

キーワード：系統安定化, 励磁制御, 系統安定化装置 (PSS), 自動電圧調整装置 (AVR), 多変数制御, リカッチ方程式

1. まえがき

電力系統の規模の拡大と共に発電機の安定度向上対策が実用化されてきている。運転中の大型発電機の大部分に有効電力を入力とする系統安定化装置(以下、 ΔP -PSSと略す)が適用され、効果をあげている。この系統安定化装置はゲイン、進み/遅れ補償関数から構成されており、それらのゲイン、進み/遅れ定数を解析的に設計する手法は既に確立されている。⁽¹⁾ この ΔP -PSSに比較して動態安定度領域が広く、電力動揺の制動効果を向上させるために最適制御を適用したPSSについての研究が行われ、既に多くの論文が発表されている。⁽²⁾⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾ これらの論文は最適制御としてリカッチ方程式を解いたときに得られる状態フィードバックを適用する制御方式の検討結果を示している。この最適制御は全ての状態変数に対応した信号が使用可能で有れば、与えられた評価関数を最適にする制御系が得られる。最適制御を実際の制御装置に適用できるような手法を示した論文⁽⁶⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾が発表されているが、これらの論文にはPSSを構成するフィードバック信号の一つに相差角を使用しているためPSSとして実用化する事は困難である。また、リカッチ方程式の評価関数をどの様に設定すれば所望のPSS効果が得られるかが問題であり、上記の論文には評価関数の設定についての記述はない。

実機に適用されるPSSの制御定数は制動トルクが目標値を満足するように設定される。⁽¹⁾ そのため、リカッチ方

式の評価関数の設定は相差角フィードバック信号を無視できる程度に小さくすることにより実績のある信号で構成され、現在使用されているPSS(従来型PSS)の設計と同様に、制動トルクと関連させることができれば与えられた発電機、系統等の条件から所望の制動トルクを持つ状態フィードバックを計算する事が可能になる。

本論文は実機の励磁制御装置に適用するために

- (1) 実機に適用できる信頼性の高い信号の選択
- (2) 設定された制動トルクを満足

する評価関数を設定し、リカッチ方程式を解いたときに得られる多変数フィードバック信号を使用する多変数制御PSS(以下、多変数制御PSSと省略)の設計手法を示す。

この手法で設計された多変数制御PSSが所期の安定度向上効果を持つ事の確認のために、周波数領域における制動トルクと動態安定度の計算を行い、十分なロバスト性を持つことを確認した。その結果をもとに一機対無限大母線系統における多変数制御PSSの電力動揺抑制効果を評価するための過渡応答計算を行い、良好な計算結果を得た。

次に、実機構成と同じ3台の発電機に多変数制御PSSを使用した場合と多変数制御PSSの電力動揺抑制効果と比較するために ΔP -PSSを3台の発電機に使用した場合の過渡安定度計算を実施した。これらの計算において多変数制御PSSが ΔP -PSSと同等の電力動揺抑制効果を持つ事を確認後、実際に多変数制御PSSを大型発電機に適用してフィールド試験を実施し良好な結果が得られた。

2. 制御理論の適用

<2.1> 発電機, 励磁系モデル 多変数制御PSSの制御定数は複数の発電機から構成されるシステムのモデルを使用して決定することが望ましい。しかし, 通常の隣接発電機の励磁制御系の構成はサイリスタ励磁方式, 交流励磁機方式等の励磁方式, 励磁制御応答速度, PSS特性が異なる事が多いので, 一機対無限大母線系統に縮約した検討が実際的である。従って図1に示した系統構成の場合に発電機の励磁制御に適用される多変数制御PSSの設計を行った。

図1 一機対無限大母線系統

Fig. 1. Single machine power system connected to infinite bus

この一機対無限大母線は, 発電機のある運転点から微小変動させて線形近似を行うと図2のように表現できる。(1)

図2 解析対象モデルのブロック図表現

Fig. 2. Block diagram of the system under study

図2に示された $K_1 \sim K_6$ は, 発電機の特長, 運転条件, 系統のインピーダンス X_e 及び無限大母線電圧 e_2 により決まる定数である。(9) 発電機の電圧を制御するAVRは図2のモデルでは $G(s)$ として表現されている。対象系統の系統インピーダンス X_e は発電機用変圧器のインピーダンスを含んで $0.4P.U$ である。発電機は定格出力, 無効電力 $0.1P.U$ が通常の運転点であるので, この運転点で多変数制御PSSを設計する。表1に示した定数を使用し端子電圧 $1P.U$ とすれば, 定数 $K_1 \sim K_6$ は

$$\begin{aligned} K_1 &= 1.22P.U, & K_2 &= 1.42P.U, & K_3 &= 0.32P.U \\ K_4 &= 0.65P.U, & K_5 &= -0.28P.U, & K_6 &= 0.55P.U \end{aligned}$$

表1 発電機及びAVR定数

Table 1. Machine and AVR Constants

発電機定数

$$\begin{aligned} X_d &= 1.7P.U & X_d' &= 0.28P.U \\ X_q &= 1.7P.U & T_{d0}' &= 5.6秒 \\ M \text{ (慣性定数)} &= 7秒 \\ D \text{ (固有制動トルク)} &= 3P.U \\ f &= 50HZ \text{ } (\omega_0 = 314rad/sec) \\ &\text{(800MVA ベース値)} \end{aligned}$$

AVR定数

$$\begin{aligned} T_1 &= 0.032秒, & T_2 &= 1.11秒 \\ T_3 &= 0.33秒, & K_a &= 200 \end{aligned}$$

<2.2> 数式モデルへの展開 図2に示したブロック図において励磁制御に注目し, 機械系の動作を無視して ΔT_m を0とすれば(1)~(7)式が得られる。

$$\Delta\omega = \frac{-(\Delta T_e + D\Delta\omega)}{MS} \quad (1)$$

$$\Delta\delta = \frac{\omega_0 \Delta\omega}{S} \quad (2)$$

$$\Delta e_q' = \frac{K_3 \Delta E_{fd}}{(1 + K_3 T_{d0}' S)} - \frac{K_3 K_4 \Delta\delta}{(1 + K_3 T_{d0}' S)} \quad (3)$$

$$\Delta T_e = K_1 \Delta\delta + K_2 \Delta e_q' \quad (4)$$

$$\Delta e_t = K_5 \Delta\delta + K_6 \Delta e_q' \quad (5)$$

$$\Delta E_{fd} = \frac{(1 + T_3 S)}{(1 + T_1 S)} \Delta E_c \quad (6)$$

$$\Delta E_c = \frac{K_a (\Delta e_{tref} - \Delta e_t)}{(1 + T_2 S)} \quad (7)$$

Δ は各変数が変化分であることを示し, S はラプラス演算子である。

(1)~(7)式の数式から $\Delta e_q'$, Δe_t を消去して下記の状態方程式を作成する。

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{b} \cdot \mathbf{u} \quad (8)$$

ここで, $\mathbf{x}$, $\mathbf{A}$, $\mathbf{b}$, $\mathbf{u}$ は下記のように表現される。

$$\mathbf{x}^t = (\Delta\omega, \Delta\delta, \Delta E_c, \Delta E_{fd}, \Delta T_e) \quad (9)$$

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -\frac{D}{M} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{M} \\ \omega_0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_1 & a_4 & 0 & a_8 \\ 0 & a_2 & a_5 & a_6 & a_9 \\ K_1 \omega_0 & a_3 & 0 & a_7 & a_{10} \end{bmatrix}$$

$$a_1 = \frac{K_a \left(\frac{K_1 K_6}{K_2} - K_5 \right)}{T_2}$$

$$\begin{aligned}
 a_2 &= \frac{K_a T_3 \left(\frac{K_1 K_6}{K_3} - K_5 \right)}{T_1 T_2}, & a_3 &= \frac{\frac{K_1}{K_3} - K_2 K_4}{T_{do'}} \\
 a_4 &= -\frac{1}{T_2}, & a_5 &= \frac{T_2 - T_3}{T_1 T_2} \\
 a_6 &= -\frac{1}{T_1}, & a_7 &= \frac{K_2}{T_{do'}} \\
 a_8 &= \frac{-K_a K_6}{T_2 K_2}, & a_9 &= -\frac{K_a T_3 K_6}{T_1 T_2 K_2} \\
 a_{10} &= -\frac{1}{T_{do'} K_3} \\
 b^t &= (0, 0, b_3, b_4, 0) \\
 b_3 &= \frac{K_a}{T_2}, & b_4 &= \frac{K_a T_3}{T_1 T_2} \\
 u &= \Delta e_{ref}
 \end{aligned}$$

リカッチ方程式⁽⁹⁾ を下記に示す。

$$A^t P + P A - P b R^{-1} b^t P + Q = 0 \quad (11)$$

評価関数 J は(12)式で与えられる。

$$J = 0.5 \int_0^\infty (x^t Q x + u^t R u) dt \quad (12)$$

ここで、(8)式で構成される状態方程式の x に対する重み関数 Q とし、

$$Q = \text{diag}(q_w, q_e, q_c, q_f, q_p) \quad (13)$$

の対角行列とする。

状態フィードバック信号の式は(14)式になる。

$$u = -R^{-1} b^t P x \quad (14)$$

Q を与えて(11)式～(14)式を解くことによりフィードバックゲイン u が求まる。

3. 安定度を考慮した評価関数の設定

<3.1> 減衰係数 ζ の設定 図2に示したブロック図は ΔT_m , ΔT_e , $\Delta \omega$, $\Delta \delta$ のみ残して図3のように集約する。⁽¹⁾

図3. 集約した動態安定度ブロック図

Fig. 3. Concentrated block diagram for dynamic stability

図3に対応した2次振動方程式を

$$S^2 + 2\zeta\omega'_n S + \omega'^2_n = 0 \quad (15)$$

と表現する。図3のブロック図の特性方程式は、

$$S^2 + \frac{K_d}{M} S + \frac{\omega_0 K_s}{M} = 0 \quad (16)$$

となる。 K_d を制動トルク係数、 K_s を同期化トルク係数と呼ぶ。この K_d , K_s はPSSを含むAVRによる制動トルク係数、同期化トルク係数の影響が考慮されている。(16)式と(15)式を比較して ζ と ω'_n を(16)式の係数で表現すると(17), (18)式が得られる。

$$\zeta = \frac{K_d}{2M\omega'_n} \quad (17)$$

$$\omega'_n = \sqrt{\frac{\omega_0 K_s}{M}} \quad (18)$$

図2においてd軸鎖交磁束一定としたときの(15)式と同様に表現した固有振動周波数 ω_n は

$$\omega_n = \sqrt{\frac{\omega_0 K_1}{M}} \quad (19)$$

となる。⁽¹⁰⁾ この ω_n は(18)式の ω'_n とほぼ等しい⁽¹⁾ので ω'_n は K_1 が計算されると決定される。従来型の ΔP -PSSと同等以上の制動効果を得るように(16)式の K_d を $K_d \geq 30$ とする。(17)式を変形すると(20)式となる

$$K_d = 2\zeta M \omega'_n \approx 2\zeta M \omega_n \geq 30 \quad (20)$$

K_1 として前記の1.22を、 M , ω_0 を表7に示した数値を(19)式に代入すると

$$\omega_n = 7.4 \text{ rad/sec}$$

を得る。 $\zeta \geq 0.29$ となるので、 $\zeta = 0.3$ 以上に設定する。

<3.2> 評価関数の設定 図3に示したように制動トルク係数 K_d は軸系の回転速度変化に比例するので(11)式の q_e , q_c , q_r , q_p を0と置き、評価関数 J の(12)式の $\Delta \omega$ のみ重みを加えると

$$J = 0.5 \int_0^\infty (q_\omega \Delta \omega^2 + u^2) dt \quad (21)$$

が得られる。 q_ω をどのように設定するかがポイントである。 q_ω をパラメータにしてリカッチ方程式を計算したときの根軌跡を図4に示す。根軌跡で示された複素数を $-\alpha \pm j\beta$ として S の2次式で表現すると

$$S^2 + 2\alpha S + \alpha^2 + \beta^2 = 0 \quad (22)$$

となる。(15)式を(22)式の係数を比較すると

$$\zeta = \frac{\alpha}{\omega'_n}, \quad \omega'_n = \sqrt{\alpha^2 + \beta^2} \quad (23)$$

が得られる。図4から q_ω をパラメータとしたときの発電機の電力動揺に対応する固有値を(23)式に代入して ζ を計算する。計算結果を表2に示す。表2から $\zeta \geq 0.3$ を満足し、この値に近い q_ω として500を選定する。従って(21)式の評価関数は次式となる。

図4 q_{ω} パラメータ根軌跡
Fig.4. Root locus with q_{ω} parameter

表2 q_{ω} パラメータ時の ζ 計算

Table2. Calculation of ζ based on the q_{ω} parameter

q_{ω}	$\alpha \pm j\beta$	ζ
100	$-1.5 \pm j8.2$	0.18
500	$-3.2 \pm j8.7$	0.35
10^4	$-8.7 \pm j12.9$	0.56
10^5	$-14.3 \pm j21.2$	0.56
10^6	$-20.1 \pm j33.4$	0.52

$$J = 0.5 \int_0^{\infty} (500\Delta\omega^2 + u^2) dt \quad \dots\dots\dots(24)$$

この評価関数Jのフィードバック解は次式で表現される。

$$u = 8.3\Delta\omega - 0.0033\Delta\delta - 0.0030\Delta E_c - 0.0027\Delta E_{fd} - 0.34\Delta T_e \quad \dots\dots\dots(25)$$

(25)式においてゲインが小さい $\Delta\delta$, ΔE_c , ΔE_{fd} 信号を無視し, $\Delta T_e \approx \Delta P_e$ より多変数フィードバック信号は

$$u = 8.3\Delta\omega - 0.34\Delta P_e \quad \dots\dots\dots(26)$$

となる。励磁システムは図2に示したサイリスタ励磁であるので系統事故時等が発生すれば, サイリスタ出力電圧はシーリングに到達する。しかし, (26)式で構成される多変数制御PSSが効果のある動態領域では, サイリスタ出力電圧は線形となるので(24)式で示した評価関数を使用して問題はない。もし系統インピーダンスや発電機, AVRにより q_{ω} が500とした場合に ζ が0.3よりも小さくなる場合は同様な手法により重み係数 q_{ω} を調整すればよい。

4. 計算機解析

<4.1> 制動トルク改善効果の確認 多変数制御PSSがどの程度制動トルク改善に効果があるかの確認を行うために, 周波数領域における制動トルク係数の計算を

行った。多変数フィードバック信号として(25)式と(26)式を適用した時の制動トルク係数を図5に示す。多変数制御PSSの制動トルク特性と比較するために, PSS不使用(AVRのみ)と従来型PSSとして下記に示す ΔP -PSSの制動トルク特性も示している。

$$W(S) = \frac{0.4(5S)^2(1+0.1S)(1+2S)}{(1+5S)^2(1+0.03S)(1+0.05S)(1+3.5S)} \quad \dots\dots\dots(27)$$

図5 制動トルク係数Kdの周波数特
Fig.5. Frequency characteristic of the damping torque coefficient

図5の結果から固有振動周波数 ω_n における制動トルク係数は(25), (26)式を適用した多変数制御PSSと ΔP -PSSは30以上であるので, (24)式の評価関数は(20)式的设计条件を満足している事が確認された。

尚AVRのみは正の制動トルク係数が僅かしかないので, 非常に安定度が悪い事がわかる。

<4.2> 動態安定度 動態安定度⁽¹¹⁾はある系統に接続される発電機が安定に運転できる範囲を示している。そのため, 多変数制御PSSが発電機的能力曲線以上

$$\left(\frac{P}{e_t^2} = 0.9 \text{にて, } \frac{Q}{e_t^2} \geq 0.43, \frac{Q}{e_t^2} \leq -0.43 \right)$$

の安定運転範囲があれば, 発電機が運転されるどの運転点においても安定となる。(24)式の評価関数Jにより計算した多変数フィードバックPSSは設計通りの制動トルク係数を持つ事が確認できたので, 外部インピーダンス X_e をパラメータに動態安定度を検討した。表1の発電機, AVR定数を使用し, (25)式に示した多変数制御PSSと(27)式に示した ΔP -PSSを使用した場合の動態安定度計算結果を示す。

図6は外部インピーダンス X_e が0.4P.Uであり, 図7は外部インピーダンスが0.75P.Uの動態安定度である。通常の系統は, 外部インピーダンスが0.75P.U以下である。外部インピーダンスが0.4P.U及び0.75P.Uの場合においても多変数制御PSSは ΔP -PSSより動態安定度領域が拡大しているので, 通常の発電機運転における安定度は確保されている。リカッチ方程式のフィードバック解からゲインの小さな信号を無視した(26)式の構成である多変数制御PSSは, 動態安定度領域が発電機の必要な運転範囲以上まで拡大しているので, (25)式から(26)式へ変更したことによるロバスト

性は問題ないと評価できる。

図6 $X_e=0.4P.U$ 時の動態安定度計算結果
Fig.6. Dynamic stability calculation result at $0.4P.U$ external impedance

図7 $X_e=0.75P.U$ 時の動態安定度計算結果
Fig.7. Dynamic stability calculation result at $0.75P.U$ external impedance

<4.3> 過渡安定度 過渡安定度として多変数制御PSSの設計条件である一機対無限大母線系統と実使用条件に適合させて集約した4機系でシミュレーションを行い、多変数制御PSSの制動効果を評価した。

<4.3.1> 一機対無限大系 多変数制御PSSを使用した場合と ΔP -PSSを使用した場合の電力動揺抑制効果をシミュレーションにより比較した。外乱として図1に示した系統の2回線送電の1回線を無事故開放し、系統インピーダンス X_e を $0.3P.U$ から $0.4P.U$ へ増加させた場合のシミュレーション結果を図8, 9に示す。多変数制御PSSを適用した図8のシミュレーションは、図5に示した制動トルクに応じた良好な電力動揺の抑制効果を示している。 ΔP -PSSを適用した図9では発生した電力動揺の減衰は良好であるが、多変数制御PSSの図8よりもやや電力動揺の減衰が悪い。このシミュレーションでは、多変数制御PSSは従来型の ΔP -PSSより以上の電力動揺抑制効果を持っていることがわかる。

図8 一機対無限大母線系無事故1回線開放-多変数制御PSS使用
Fig.8. One circuit open without fault on a single machine power system with multi variable PSS

図9 一機対無限大母線系無事故1回線開放- ΔP -PSS使用
Fig.9. One circuit open without fault on a single machine power system with conventional ΔP -PSS

<4.3.2> 多機系 多変数制御PSSが適用される3台の発電機と系統に接続された他の発電機を等価一機にまとめた図10に示す4機系統構成で

- (1) 実機のフィールド試験で実施される発電機電圧基準設定のステップ応答
- (2) 過渡安定度の検討として3相地絡故障(3LG; 図9F点)

について電力動揺の抑制効果を評価するためのシミュレーションを行った。

図10の#1～#3号機は同一定格であり、多変数制御PSSを適用する同一構成の励磁制御システムある。実機試験では多変数制御PSSの効果を評価するために、3機共AVRのみを使用する場合と3機共に多変数制御PSSを使用した場合に発電機電圧基準(図2の e_{ref})をステップ上に変化させて電力動揺を誘起し、その減衰率が(20)式を満足している事を検証する。

図10 実機の系統構成
Fig.10. Multimachine system configuration for precheck of the field test

図11, 図12に示す。

図11 #3発電機AVR基準設定ステップ変化-AVRのみ

Fig.11. Step response on step change of AVR voltage set without PSS

図12 #3発電機AVR基準設定ステップ変化-多変数制御PSS使用

Fig.12. Step response on step change of AVR voltage set with PSS

AVR基準設定の下げ方向ステップ変化を#3発電機のみを与えた。図11に示したAVRのみ使用時の電力動揺は減衰しており、発電機3機共AVRのみ使用した試験を行ったとしても発電機の運転が不安定になる事はないことがわかる。図12に示した多変数制御PSSのシミュレーション結果は良好な電力動揺抑制効果を示している。

多変数制御PSSが3相地絡故障のような過渡安定度に対しても有効である事を確認するために、図9のF点に3相地絡故障を発生させたときのシミュレーションを行った。図13は発電機3機共にAVRのみを使用した場合の3相地絡故障シミュレーションである。発電機が脱調する結果となった。図14は発電機3機に多変数制御PSSを適用した場合のシミュレーション結果である。地絡故障が除去されてから2波で電力動揺は抑制されている。

図13 AVRのみ使用時の3相地絡故障

Fig.13. Three-phase ground fault at point F of Fig.9. with PSS out of service to generators 1, 2 and 3

図14 多変数制御PSS適用時の3相地絡故障

Fig.14. Three-phase ground fault at point F of Fig.9. with PSS in service to generators 1, 2 and 3

5. 実機適用

実機に適用された多変数制御PSSの効果을把握するためにフィールド試験が行なわれた。実機の励磁制御システム構成図を図15に示す。対象の発電機及びAVR定数は表1に示した定数であり、フィールド試験の行われた対象発電機近くの系統は図10の構成である。

図15 実機の励磁システム構成図

Fig.15. Excitation system configuration of actual generator

AVRの基準設定をステップ的に減少させて電力動揺を発生させ、その動揺の減衰時間により多変数制御PSSの電力動揺の抑制効果を検証した。図16はAVRのみ使用時の記録であり、図17は多変数制御PSSを使用した時の記録である。

図16 #3発電機AVR基準設定ステップ変化-AVRのみ
Fig.16. Step response on step change of AVR voltage set without PSS

図17 #3発電機AVR基準設定ステップ変化-多変数制御PSS使用

Fig.17. Step response on step change of AVR voltage set with PSS

フィールド試験の結果である図16, 図17とそれらに対応するシミュレーション結果の図11, 12は良く一致しているので, 多変数制御PSSは設計通りの良好な電力動揺抑制効果をもっていることが検証された。系統に発生する負荷変動等の小外乱から地絡故障等の大外乱に対してフィールド試験の確認は行われなかったが, これらの外乱に対してもシミュレーションで確認した様に良好な制動特性を持つと期待できる。

6. むすび

従来発表されている励磁制御にリカッチ方程式を適用して安定度向上を図る論文は, 相差角フィードバック等実機に適用しにくい信号を使用していた。本論文に示した如く評価関数を電力動揺に最も関係する $\Delta\omega$ に注目して, 現在使用されているPSSの評価方法である制動トルク係数と対応した設定にする事で, 実機に適用可能な信号の組み合わせのPSSを構成する事ができた。この多変数制御PSSは動態安定度, 過渡安定度計算により従来PSS以上の電力動揺抑制効果をもつことが確認された。これらの検討結果から, 多変数制御PSSは火力機として最大容量クラスの800MVAタンデム機へ適用され, フィールド試験で良好な結果が得られた。この多変数制御PSSを適用した励磁システムは現在順調に運転されている。

(平成6年8月12日受付, 平成7年2月20日再受付)

文 献

- (1) 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」, 昭56電学論56-B33, p271
- (2) L. Wedman, Y. Yu: "Computation Techniques for the Stabilization and Optimization of High Order Power System" IEEE PICA, p324 (1969)
- (3) Y. Yu: "Application of an Optimal Control Theory to a Power System" IEEE Trans., PAS- 89, p55 (Jan., 1970)
- (4) Y. Yu, C. Sigger: "Stabilization and Optimal Control Signals for a Power System" IEEE Trans., p1469 (Jul., 1970)
- (5) J. Bartlett: "Performance of a 5kVA synchronous generator with an optimal excitation regulator" PROC. IEE, Vol. 120, No. 10, p1250 (Oct. 1973)
- (6) 佐伯, 原, 荒木: 「準最適制御理論に基づく励磁制御系の設計法」, 昭60電学論60-B5, p31
- (7) A. Feliachi, X. Zhang, C. Sims: "Power System Stabilizers Design Using Optimal Reduced Order Models Part 1" IEEE Trans., Vol 4, NO. 4, P1670 (Nov., 1988)
- (8) A. Feliachi, X. Zhang, C. Sims: "Power System Stabilizers Design Using Optimal Reduced Order Models Part 2" IEEE Trans., Vol 4, NO. 4, P1675, (Nov., 1988)
- (9) 大塚, 他: 「発電/ガバナ多変数最適制御」, 昭59電学論59-B86, p31
- (10) F. Demello, C. Concordia: "Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control" IEEE Trans., PAS- 88, p316 (Apr., 1969)
- (11) 関根: 「電力系統解析理論」, 電気書院

平山 開一郎 1947年3月14日生。1970年3月北海道大学電気工学科卒業。同年4月(株)東芝入社。府中工場にて発電制御システムの開発, 設計に従事。
平成6年計測自動制御学会技術賞受賞。
博士(工学)(北海道大学)

上村 洋市 1952年12月16日生。1977年3月北海道大学電気工学科修士課程修了。同年4月(株)東芝入社。重電技術研究所にて電力系統の解析に従事。