

6. 動揺安定度と RE の設計

第4章、第5章では電圧安定度、同期安定度が電力系統モデル（負荷模擬方法と縮約方法）に大きく影響され、また大量に導入された再生可能エネルギー（Renewable Energy, RE）の設計（停止型, FRT 型, DVS 型）に大きく影響されることを明らかにしました。本章では2秒ほどの周期で系統に現れる電力動揺の安定度が、それら系統モデル, RE 設計にどう影響されるかを明らかにします。

動揺安定度の歴史

電力動揺は電圧崩壊や同期外れよりも頻繁に発生しているようで、著者の電気技術者人生では2回遭遇しています。第1回は1981年で、2秒周期の電力動揺が生じ、繁華街で信号が点滅したとの報告があります。当時は記録装置が粗末で、紹介できるほどのものがないのが残念です。その現象解明のために、それまで配電というやや泥臭い分野に従事していた著者が一転、電力系統という学問的な分野にコンバートされました。導入したばかりのシミュレーションで実現現象が再現できないというのです。調べてみるとデータが忠実でない。発電機、励磁装置、调速機のデータを集め、足りないものはメーカーから取り寄せ、再現に成功しましたが、今度は現実よりも動揺が発散傾向になってしまいました。そこで発電機軸に1単位の制動力を付与して応急的に現実との一致をとりました。後日、同僚から負荷の周波数感度が電力動揺の制動効果を持つと聞き、制動を負荷の周波数感度2単位に変更しました。電力動揺は無限大母線（と思しきもの）との間に起こるもので、負荷は発電機軸と無限大母線の電氣的な中間点に位置しています。従って負荷の周波数変化は発電機軸の回転数変化の半分になります。だから2単位なのです。

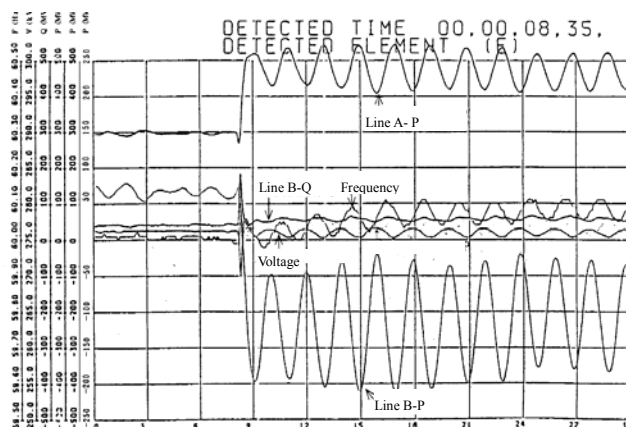


図 6.1 1985 年に観測した電力動揺

第2回は1985年で、これも2秒周期の動揺が生じました。このときは良い記録装置が導入されており、奉職する会社の研究年報に記載したので、図6.1が残っております。実は著者はこの動揺を予測していました。火力発電機は、負荷遮断試験における電圧推移観測結果から、横軸過渡成分(X_q' と T_q')を考慮すべきです。無視するより電圧推移の再現性がずっと良くなるからです。ところが横軸過渡成分を考慮すると発電機の制動力が小さく評価され、動揺が起こりやすくなります。試算してみると連系線安定送電限度潮流の実力が20万kWとなり、当時の運用限度40万kWを大きく割り込み、マイナスのマーゲンになっていました。著者はもちろん警告したの

ですが上司は無視しました。ほどなく安定限界よりずっと小さい 18 万 kW の潮流で電力動揺が発生し、警告の正しさが立証されました。上司の上司、そのまた上司が怒ったことは当然で、速やかに火力発電機に PSS (Power System Stabilizer, 系統安定化装置) を設置しました。それ以来、著者が奉職する会社では火力発電機の横軸過渡成分 (Xq' と Tq') を考慮しておりますが、多くの電力会社では今なおそれを無視し、火力発電機の制動力を楽観的に評価しているのではないかと心配しています。

ところでコンバートされた 1982 年当時、著者が電力動揺の再現に励磁装置の模擬を重視した理由は、もちろんこれまでの動揺安定度研究の歴史があるからです。最も古くは 1952 年の Heffron と Phillips の文献(1)があり、その内容が文献(2)に紹介されており、著者はこれを読んでいたわけです。但しどちらかといえば発電機の進相運転限界拡大を目指したものです。電力動揺と励磁装置仕様の関係に特化したのは 1969 年の Demello と Concordia の文献(3)です。しかしここまでは用いている系統モデルが 1 機無限大母線系統です。遠方の大規模電源が長距離送電線を介して大規模需要のあるパワープールに送電する場合はこのモデルは現実味がありますが、大規模連系系統が 2 群に分かれて電力動揺する通常の動揺を扱うには不向きです。また、負荷模擬、縮約、RE の影響などは扱えません。1987 年の駒見と小向の文献(4)(5)では Demello-Concordia 理論を拡張し、電圧感度を有する中間負荷を追加して解析しています。2006 年の山岸と駒見の文献(6)では大量の再生可能エネルギー (RE) が普及した場合の動揺安定度を解析しています。本章で扱う内容は駒見-小向理論が基本なので、これを説明しておきます。動揺安定度をエレガントに手計算で解くために必要な同期機の基本式は Kimbark の文献(7)に記載されており、復刻もされているのですが、わが国でこれを読んだ技術者は非常に少数と思います。最終的にブロック図が導かれるのですが、そこへ至る過程を詳細に記述するには普通の学術論文はページ数の制約があり、引用で済ませることになります。そうするうちに誰も理論を知らなくなる世の中 (滅法) になるよりは、本書にだけでも記録しておく (末法) 方が良いと思います。

駒見-小向理論

1 発電機対無限大母線系統の中間に負荷を考慮した系統モデルは動揺安定度解析の最小モデルであり、その構造を図 6.2 に示します。基幹母線から負荷内部に至る流通経路を全て考慮しています。

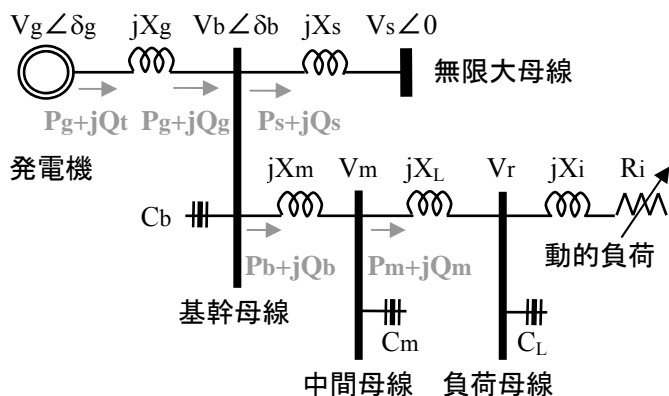


図 6.2 動揺安定度解析の最小モデル

動揺安定度は動作点の周りの微小変化分の関係を扱います。負荷は基幹母線から見た電圧感度が系統全体の特性に影響します。この電圧感度はモーターの動的特性により、定常時と過渡時では値が異なってきます。本理論ではこの電圧感度をパラメータとして扱います。

同期機の基本式は、古典的なところでは文献(7)に詳しいので、それらを参照してください。ここでは同期機の基本式を列挙しておきます。

$$\begin{aligned}
 \mathbf{V}_t &= V_d + j V_q & \mathbf{I} &= I_d + j I_q & \Psi &= \Psi_d + j \Psi_q \\
 V_d &= s \Psi_d - \Psi_q s \theta & V_q &= s \Psi_q + \Psi_d s \theta \\
 \Psi_d &= I_f - X_d I_d & \Psi_q &= -X_q I_q & (6.1) \\
 \Psi_{fd} &= I_f - (X_d - X_d') I_d & E_{fd} &= I_f + T_{do}' s \Psi_{fd} \\
 \frac{M s \delta}{\omega_0} &= T_m - T_e & T_e &= \Psi_d I_q - \Psi_q I_d + \frac{D s \delta}{\omega_0}
 \end{aligned}$$

ここで使われている記号の説明を一応しておきます。しかし (6.1) 式同様に、初学者には何のこともやらからないと思います。この種の研究を長く続けているうちにわかってくるものです。当面は理解できるところを理解すれば十分というのが著者の感想です。

V_t : 端子電圧, V_d : その直軸成分, V_q : その横軸成分,
 I : 発電機電流, I_d : その直軸成分, I_q : その横軸成分,
 Ψ : 電機子巻線磁束鎖交, Ψ_d : その直軸成分, Ψ_q : その横軸成分,
 s : ラプラス演算子, θ : 回転子位置,
 I_f : 界磁電流, Ψ_{fd} : 界磁巻線磁束鎖交,
 X_d : 直軸同期リアクタンス, X_q : 横軸同期リアクタンス,
 X_d' : 直軸過渡リアクタンス, E_{fd} : 界磁電圧, T_{do}' : 直軸開路過渡時定数 (秒),
 M : 単位慣性定数 (秒), δ : 回転子位相差, ω_0 : 系統角周波数,
 T_m : 機械的入力トルク, T_e : 電氣的出力トルク, D : 制動係数

図 6.2 の潮流条件は次のように表現されます。

$$\begin{aligned}
 P_g &= \frac{V_t V_b \sin(\delta_t - \delta_b)}{X_t} & Q_g &= \frac{V_t V_b \cos(\delta_t - \delta_b) - V_b^2}{X_t} \\
 P_s &= \frac{V_b V_s \sin \delta_b}{X_s} & Q_s &= \frac{V_b^2 - V_b V_s \cos \delta_b}{X_s}
 \end{aligned} \tag{6.2}$$

負荷の微小変化分は、電圧感度 α , β , γ を用いて次のように表現します。ここに Q_c は基幹母線のコンデンサ C_b が供給する無効電力で、 $Q_c = C_b V_b^2$ です。

$$\Delta P_b = \alpha P_b \frac{\Delta V_b}{V_b} \quad \Delta Q_b = \beta Q_b \frac{\Delta V_b}{V_b} \quad \Delta Q_c = \gamma Q_c \frac{\Delta V_b}{V_b} \tag{6.3}$$

有効・無効電力の微小変化分について次の 2 個の関係式が成り立ちます。

$$\Delta P_g = \Delta P_b + \Delta P_s \quad \Delta Q_g = \Delta Q_b + \Delta Q_s - \Delta Q_c \quad (6.4)$$

(6.2)式の潮流条件から、4個の微小変化分： ΔP_g 、 ΔQ_g 、 ΔP_s 、 ΔQ_s は、別の4個の微小変化分 ΔV_t 、 ΔV_b 、 $\Delta \delta_t$ 、 $\Delta \delta_b$ によって表現でき、それらの関係式と(6.3)式を(6.4)式に代入すれば、4個の微小変化分： ΔV_t 、 ΔV_b 、 $\Delta \delta_t$ 、 $\Delta \delta_b$ だけからなる関係式が2個できます。以上求めた関係式群を同期機の基本式に適用し、途中過程は省略しますが、最終的に次の関係を得ます。

$$\begin{aligned} \Delta P_g &= K_1 \Delta \delta + K_2 \Delta V_t \\ T_{do}' s \Delta \Psi_{fd} &= \Delta E_{fd} - K_3 \Delta \Psi_{fd} - K_4 \Delta \delta \\ \Delta V_t &= K_5 \Delta \delta + K_6 \Delta \Psi_{fd} \end{aligned} \quad (6.5)$$

これら3個の関係式は図6.3に示すブロック図の形に表現できます。ここでは中間負荷を考慮したのですが、中間負荷を考慮しない文献(3)の結果と全く同じ形をしています。負荷の電圧感度が係数 $K_1 \sim K_6$ に反映されるだけのことです。これら6個の係数は運転状態だけにより定まる実数の定数であり、動揺周期などの条件で変化しません。なおこのブロック図は、発案者の名を關して Demello のブロック図と呼ばれることがあります。また係数 $K_1 \sim K_6$ は Demello の係数と呼ばれることがあります。1969年発表のこの論文は高感度に過ぎる励磁装置が動揺安定度を損ねることを示したもので、系統運用を最も強く制約する動揺安定度のエレガントな解析を初めて可能にした記念碑的業績と著者らは高く評価しているのですが、いかんせん、物理と数学が難しくて一般の電力技術者に敬遠されてしまい、その真価が評価されていないように思います。

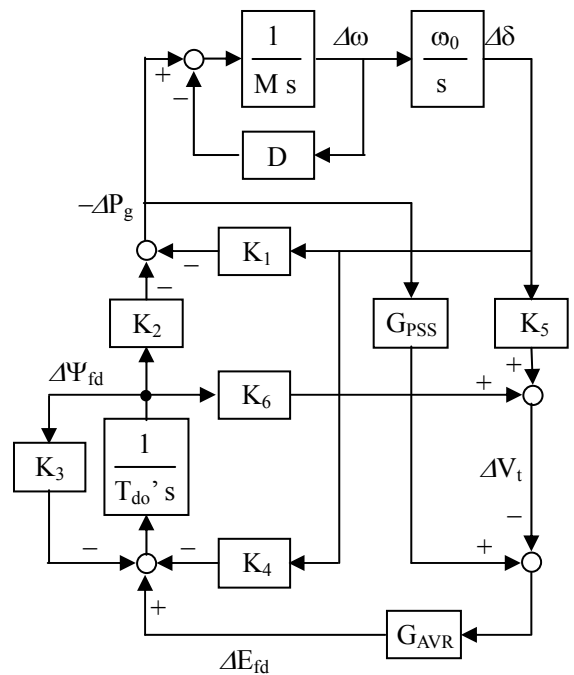


図 6.3 Demello のブロック図

Demello のブロック図の $\Delta \delta$ から ΔP_g に至る経路を統合すると次式のように表現できます。

$$\Delta P_g = \frac{K_1 (K_3 + T_{do}' s + K_6 G_{AVR}) - K_2 K_4 - K_2 K_5 G_{AVR}}{(K_3 + T_{do}' s + K_6 G_{AVR}) + K_2 G_{AVR} G_{PSS}} \Delta \delta = (K_s + j K_d) \Delta \delta \quad (6.6)$$

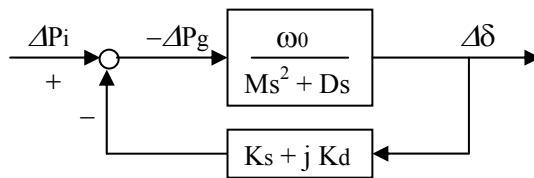


図 6.4 簡略化したブロック図

この式を用いて Demello のブロック図は図 6.4 の簡略形に等価変換できます。ここで K_s 、 K_d

は動揺周期により変化する量で、 K_s を「同期化トルク係数」、 K_d を「制動トルク係数」と呼びます。

モーターのような動的負荷では、定常時と過渡時では電圧感度が違います。何か変化があっても、モーターには慣性があるので、回転数はしばらく変わりません。従って内部抵抗も変わりません。この過渡時は、モーターは定インピーダンスと見ることができます。時間がたてば、系統側の変化に関係なく一定値を要求する機械的パワーを満たすように、回転数と内部抵抗が変化します。つまり定常時にはモーターは定電力特性になります。

この過渡時と定常時を統合する方法として、モーターを定インピーダンスと見て計算した Demello 係数 K_i' ($i=1\sim 6$) とモーターを定電力と見て計算した Demello 係数 K_{i0} ($i=1\sim 6$) を用いて、 K_i ($i=1\sim 6$) を次のように表現します。

$$K_i(s) = \frac{K_{i0} + K_i' T s}{1 + T s} \quad \text{for } i=1,6 \quad (6.7)$$

K_i はもはや実数の定数ではなく動揺周期によって変化する複素数になりますが、Demello のブロック図が有効であることは変わりません。時定数 T は観測結果から 0.05 秒程度です。

負荷の電圧感度

以下の解析結果では負荷無効電力の電圧感度 β が負になることがあります。多くの電気技術者はこれに異議を唱えます。そこで最初にモーター負荷で負の β が珍しくないことを示しておきます。図 6.5 に実在のモーターが消費する有効・無効を、電圧を変えて計測した結果を示します。手近にあったポンプを使いました。縦軸、横軸とも対数目盛になっています。負荷時の有効電力は電圧 V にかかわらずなくほぼ一定であり、これがモーター負荷の大きな特徴、定電力特性です。

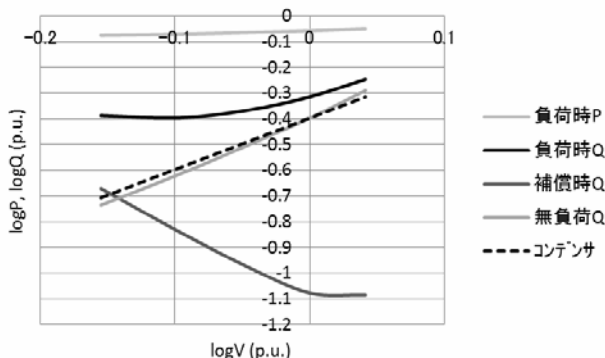


図 6.5 コンデンサで補償したモーターの電圧感度

負荷時の無効電力 Q は傾向が一定しません。ですが、空転させたときの無負荷無効電力は電圧のほぼ 2 乗に比例しています。つまり定インピーダンスです。モーターには力率改善用コンデンサが組み合わされることが多く、その量は無負荷無効電力をキャンセルする程度に選ばれます。コンデンサもまた定インピーダンスですから、電圧の如何にかかわらずこのキャンセルが成立します。このコンデンサを併用したときのモーターの負荷时无効電力（補償時 Q ）を計算で求めると、電圧の-2 から-3 乗に比例する特性になります。理論的にはほぼ-2 乗になるはずなので、以下、-2 乗であるとしめます。

基幹母線、中間母線から見た負荷の電圧感度は、負荷母線での電圧感度とは異なります。これ

は流通経路のリアクタンスと補償コンデンサの存在によります。まず、直列リアクタンスを介して見たときに負荷の電圧感度がどう変わるかを計算してみます。最小モデルの構造を図 6.6 に示します。

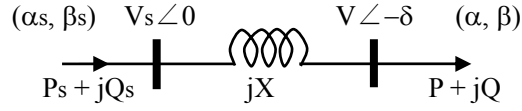


図 6.6 リアクタンスを介して供給する負荷

負荷そのものの電圧感度を、有効電力 P は電圧 V の α 乗、無効電力 Q は電圧 V の β 乗であるとし、リアクタンス X を介して見た負荷の電圧感度を、有効電力 P_s は電圧 V_s の α_s 乗、無効電力 Q_s は電圧 V_s の β_s 乗であるとし、式で表現すると次のようになります。

$$\alpha_s = \frac{\Delta P_s / P_s}{\Delta V_s / V_s} \quad \beta_s = \frac{\Delta Q_s / Q_s}{\Delta V_s / V_s} \quad \alpha = \frac{\Delta P / P}{\Delta V / V} \quad \beta = \frac{\Delta Q / Q}{\Delta V / V} \quad (6.8)$$

潮流条件は次のように表現されます。

$$P = \frac{V_s V \sin \delta}{X} \quad Q = \frac{V_s V \cos \delta - V^2}{X}$$

位相差 δ を消去して次のようになります。

$$V_s^2 = V^2 + 2XQ + \frac{X^2}{V^2} (P^2 + Q^2) \quad (6.9)$$

(6.9)式の微小変化分をとり、そこへ(6.8)式を適用すると、次のようになります。

$$V_s^2 \frac{\Delta V_s / V_s}{\Delta V / V} = V^2 + XQ\beta + \frac{X^2 P^2}{V^2} (\alpha - 1) + \frac{X^2 Q^2}{V^2} (\beta - 1) \quad (6.10)$$

ここで両側の電圧変動率の比： κ は次のようになります。

$$\kappa = \frac{\Delta V_s / V_s}{\Delta V / V} = \frac{V^2 + XQ\beta}{V_s^2} + \frac{X^2}{V_s^2 V^2} \{ P^2 (\alpha - 1) + Q^2 (\beta - 1) \} \quad (6.11)$$

リアクタンスを介しても有効電力に変化はなく、 $P_s = P$ 、 $\Delta P_s = \Delta P$ ですから、

$$\alpha_s = \frac{\Delta P_s / P_s}{\Delta V_s / V_s} = \frac{\Delta P / P}{\Delta V / V} \frac{\Delta V / V}{\Delta V_s / V_s} = \frac{\alpha}{\kappa} \quad (6.12)$$

リアクタンス X を介した無効電力はロスの方だけ大きくなるので、

$$Q_s = Q + \frac{X(P^2 + Q^2)}{V^2}$$

であり，その微小変化分をとれば，

$$\begin{aligned}
 Q_s \frac{\Delta Q_s}{Q_s} &= Q \frac{\Delta Q}{Q} + \frac{2XP^2}{V^2} \left(\frac{\Delta P}{P} - \frac{\Delta V}{V} \right) + \frac{2XQ^2}{V^2} \left(\frac{\Delta Q}{Q} - \frac{\Delta V}{V} \right) \\
 \kappa Q_s \beta_s &= Q \beta + \frac{2XP^2}{V^2} (\alpha - 1) + \frac{2XQ^2}{V^2} (\beta - 1) \\
 \beta_s &= \frac{Q \beta}{\kappa Q_s} + \frac{2X}{\kappa Q_s V^2} \{ P^2 (\alpha - 1) + Q^2 (\beta - 1) \} \quad (6.13)
 \end{aligned}$$

となります。以上でリアクタンス X を介して見た負荷の電圧感度 α_s, β_s が求まりました。

実際の負荷はモーターと定インピーダンスの混合です。負荷全体の電圧感度はモーター比率によって変化します。そこに図 6.2 の構造が影響して系統から見た負荷の電圧感度は負荷自体の電圧感度とは異なります。以下で例題としてとりあげる送電系統，受電系統について計算した結果を紹介します。表 6.1 に送電系統の諸元を示します。

表 6.1 送電系統の負荷（負荷消費電力ベース）

X_m	X_r	X_i	V_b	V_m	V_r
0.246459	0.184815	0.1	1.0	1.0	0.960171
$P_b + jQ_b$		$P_m + jQ_m$		jQ_{mc}	$P_r + jQ_r$
1.0+j0.125160		1.0+j0.312656		j0.437816	1.0+j0.109775

図 6.7 に計算で求めた負荷母線，中間母線，基幹母線から見た負荷の電圧感度を示します。注目すべきは基幹母線から見た負荷無効電力の電圧感度が非常に大きな負の値をとることです。これは中間母線に大量（負荷有効電力の約 40%）に存在するコンデンサが大きく影響しています。

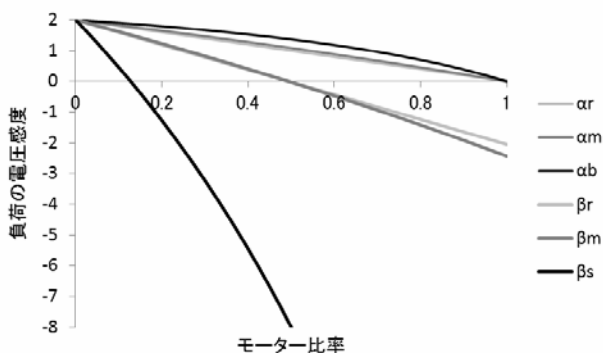


図 6.7 場所による負荷の電圧感度(送電)

表 6.2 受電系統の負荷（負荷消費電力ベース）

X_m	X_r	X_i	V_b	V_m	V_r
0.290402	0.155867	0.1	1.0	1.0	0.952890
$P_b + jQ_b$		$P_m + jQ_m$		jQ_{mc}	$P_r + jQ_r$
1.0+j0.184401		1.0+j0.281792		j0.397668	1.0+j0.110132

同様に受電系統についても計算してみます。諸元を表 6.2 に示します。計算結果を図 6.8 に示し

ます。送電系統同様、基幹母線から見た負荷無効電力の電圧感度が非常に大きな負の値をとっています。

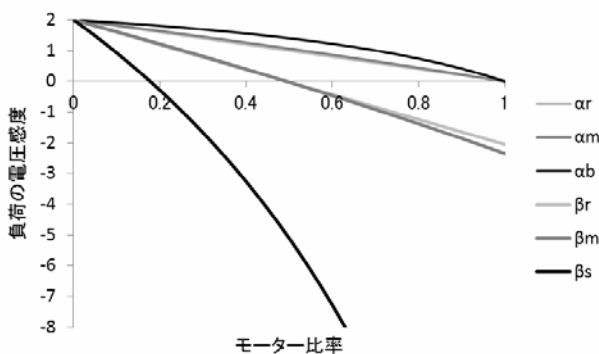


図 6.8 場所による負荷の電圧感度(受電)

送電系統も受電系統も同様な傾向を示すのは自然なことです。なぜなら送電・受電の違いは発電量の違いだけで、基幹母線より負荷側の構造に大差あるはずがありません。これは送電・受電系統の負荷の諸元に大きな差がないことから頷けます。

多量の RE は系統からみた負荷の電圧感度に影響します。いま負荷の 20%にあたる RE を導入したとします。需給バランスから一部の火力を停止します。動揺安定度では軽度の擾乱を与えます。従って、瞬時電圧低下(瞬低)で RE や一部の負荷が停止することはありません。結果的に停止型の RE も FRT 型の RE も同じ結果を与えます。RE はマイナスの負荷として扱います。その電圧感度は次のように仮定します。 W_{RE} は RE の定格容量です。

$$P_{RE} = P_{RE0} (V_{RE}/V_{RE0})^A \quad Q_{RE} = W_{RE} \{ (V_{RE}/V_{RE0})^2 - (V_{RE}/V_{RE0})^B \} \quad (6.14)$$

RE の有効電力の電圧感度は A, 無効電力はゼロなので電圧感度という概念が成り立たなくなりますが、有効電力を基準にとれば $2-B$ となります。B は FRT 型では 2, DVS 型では 12 とします。RE と負荷を総合した電圧感度は次のようになります。

$$\alpha_L' = \frac{\alpha_L P_L - A P_{RE}}{P_L - P_{RE}} \quad \beta_L' = \frac{\beta_L Q_L - (2-B) W_{RE}}{Q_L} \quad (6.15)$$

ここに α_L, β_L は負荷自体の有効・無効電力の電圧感度, α_L', β_L' は RE と負荷を総合した有効・無効電力の電圧感度, P_L, Q_L は負荷の有効・無効電力, P_{RE} は RE の有効電力です。

励磁装置と系統のモデル

動揺安定度は励磁装置の設計に大きく影響されます。励磁装置の影響を明確にするため、ここでは図 6.9 に示すものに統一します。パラメータが 2 個あります。

励磁機時定数 T_e : 遅い励磁装置では 2 秒, 速い励磁装置では 0.5 秒とします。

PSS ゲイン G_p : PSS 使用時は 0.5 とします。不使用時はもちろんゼロです。

これで都合 4 通りの励磁装置を検討することとなります。この遅い励磁装置と速い励磁装置の違いを図 6.10 の Bode 線図に示します。典型的な電力動揺の周波数 0.5Hz 付近ではゲインに大差はありませんが、位相は遅い励磁装置の方が 30° ほど遅れています。位相遅れはいかなるフィードバック系においても安定性を損ねます。遅い励磁装置を用いた場合に動揺安定度が悪くなること

が予想されます。

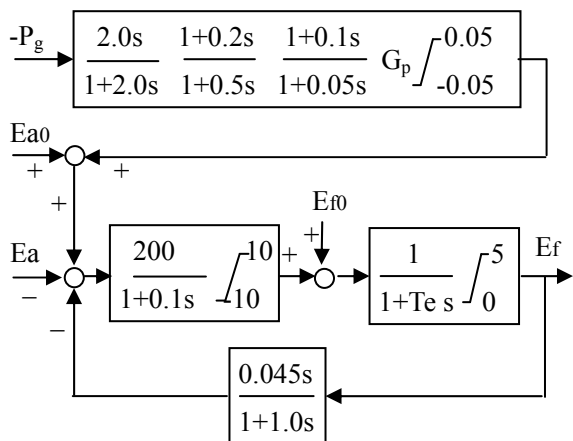


図 6.9 想定する励磁装置

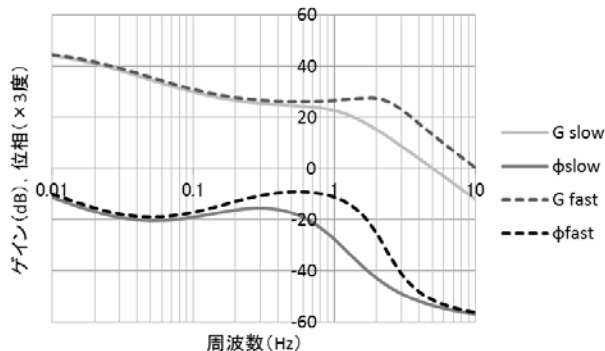


図 6.10 励磁装置の速さによる周波数特性の差

系統モデルとしては、負荷模擬は次の 3 種類を想定します。

- IM : モーター50%と定インピーダンス 50%の混合。
- CI : 有効電力は定電流，無効電力は定インピーダンス特性。わが国で一般的。
- CZ : 有効・無効電力とも定インピーダンス特性。

縮約法は次の 2 種類を想定します。

- Y : Y 結線縮約法。
- T : 伝統的縮約法。

3 種類の負荷模擬×2 種類の縮約法=都合 6 通りの系統モデルになりますが、CZ 負荷の場合は Y 結線法も伝統法も同じ結果を与えることがわかっていますから、都合 5 通りの系統モデルとなります。

送電系統の例

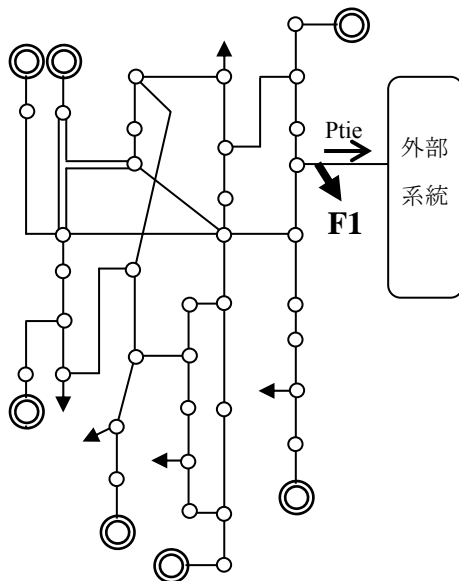


図 6.11 送電系統の構造

例題として紹介する送電系統の構造を図 6.11 に示します。故障は F1 地点で 2 回線連系線の 1 回線開放（地絡なし）を想定します。故障後の潮流条件は表 6.3 となります。

表 6.3 送電系統の潮流条件

X_t	X_s	V_t	V_b	V_s	P_g	P_b	P_s
0.2061	4.7804	1.025	1.0	1.0	0.7601	0.6971	0.0629

【モーター比率】 モーター比率を変えたとき、定常時の Demello の係数は図 6.12 のように変化します。Demello の係数は正であれば安定方向、負であれば不安定方向を示します。他の要素の影響もあるので符号で即ち安定判別というわけにはいきませんが、大いに参考になります。

一見して分かるようにモーター比率 70% 強のところに特異点があります。モーター比率がそれ以上になると K_2 が負になります。これは回転子磁束を強めると発電機出力が減少することを意味しており、こうなるといかなる励磁装置を以てしても安定化できません。

モーターなしの状態から K_5 が負になっています。これが送電系統の特徴です。発電機本体に制動力がありますから軽度の負の K_5 が動揺不安定に直結するわけではありませんが、送電系統で電力動揺が発生しやすいことが分かります。

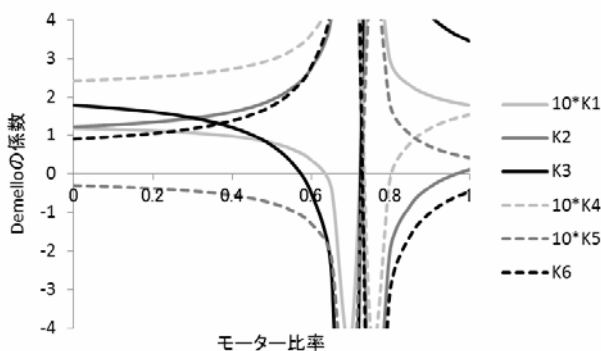


図 6.12 モーター比率と Demello 係数(送電)

モーターが増えていくと K_5 の負値も大きくなり、特異点に到達する前に電力動揺を起こすようになります。続いて K_3 , K_1 が負に転じます。つまりモーター負荷は動揺安定度を劣化させる方向に作用し、送電系統の動揺安定限界は負の K_5 に起因する電力動揺が支配的になります。但し K_3 , K_5 が負になる不安定は励磁装置の設計で緩和が可能です。

【励磁装置】 先に述べた 4 種類の励磁装置の比較をします。系統モデルは最も現実的な IM50% 負荷、Y 結線縮約法とします。まず制動トルク係数を図 6.13 に示します。PSS 不使用の場合、1Hz より遅い領域で制動トルク係数が負になっています。PSS を使用しても遅い励磁装置では解消しません。速い励磁装置でようやく制動トルク係数がゼロ付近にまで改善します。

制動トルク係数では絶対的な安定・不安定の判別ができません。この判別のための最も簡単な手法が Nyquist 軌跡です。これを図 6.14 に示します。これはループ一巡伝達関数を、周波数を上げながら複素平面にプロットした軌跡です。周波数が上昇していくと軌跡はゼロ点に収束しますが、その過程で点(-1, 0)を常に左側に見ていれば安定です。図では速い励磁装置+PSS だけが辛うじて安定と判別できます。

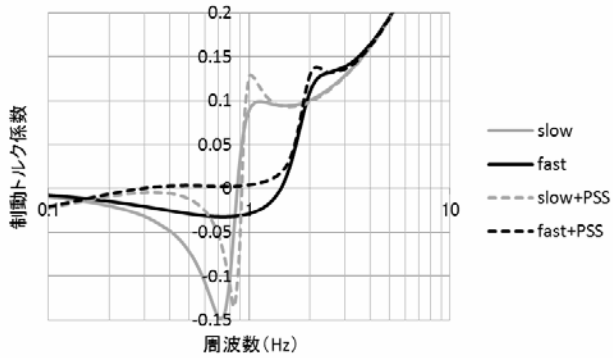


図 6.13 励磁装置設計と制動トルク係数(送電)

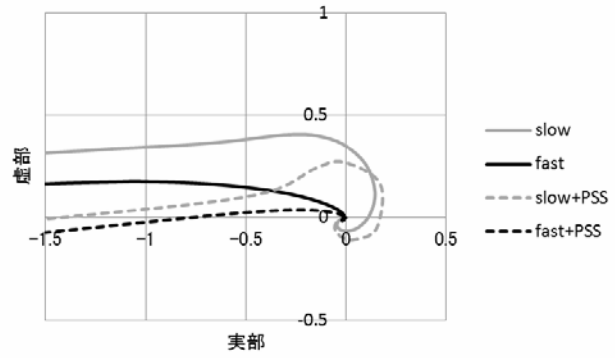


図 6.14 励磁装置設計と Nyquist 軌跡(送電)

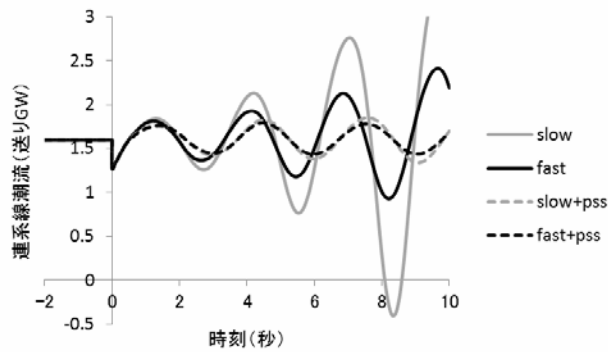


図 6.15 励磁装置設計と動揺安定度(送電)

最終的にはシミュレーションで確認します。結果を図 6.15 に示します。速い励磁装置+PSS だけが動揺が収束傾向にありますが、他は動揺が拡大していく傾向を示しています。シミュレーション結果は Nyquist 軌跡による解析結果と良く一致しています。このように送電系統においては、第一に PSS の採用、第二に励磁装置の高速化（位相遅れを減らす）が、動揺安定度改善の決め手になります。

【系統モデル】 先に述べた 5 種類の系統モデルにより、基幹母線から見た負荷の電圧感度と定常時の Demello の係数を計算した結果を表 6.4 に示します。遅い励磁装置+PSS を採用しています。無効電力の電圧感度は電圧感度そのもの β_b と無効電力 Q_b の積で表現しています。過渡時の Demello の係数は CZ 負荷の場合と同じになります。

表 6.4 負荷の電圧感度と Demello の係数(送電系統)

縮約	負荷	α_b	$\beta_b Q_b$	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5	K_6
Y	IM	1.3527	-0.9678	0.0855	1.8442	0.7529	0.2970	-0.0725	1.7134
T	IM	1.0534	-0.3645	0.1360	0.9270	0.9232	0.2871	-0.0384	1.0851
Y	CI	1.2248	-0.6979	0.1116	1.3613	0.8189	0.2934	-0.0555	1.3924
T	CI	1.0217	-0.1494	0.1415	0.8238	0.9959	0.2833	-0.0336	0.9923
*	CZ	2	0.2503	0.1190	1.2266	1.7877	0.2424	-0.0299	0.9085

制動トルク係数は図 6.16 のようになりました。伝統的縮約法、定インピーダンスの 3 ケースは安定を示しています。しかし現実を忠実に模擬した Y 結線縮約法では不安定な傾向が現れ、IM50%負荷で不安定傾向が著しくなっています。

Nyquist 軌跡は図 6.17 のようになりました。制動トルク係数と同様に Y 結線縮約法の場合に動

揺安定度が悪くなっており、IM50%負荷を模擬すると不安定になっています。

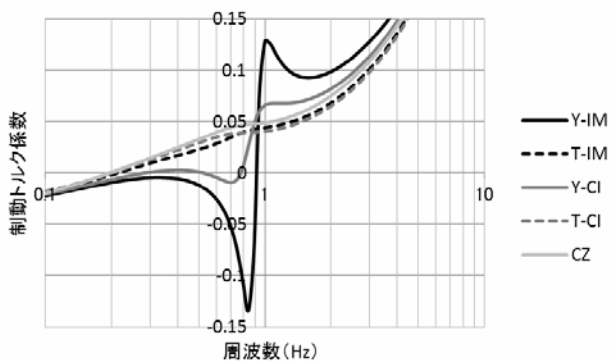


図 6.16 システムモデルと制動トルク係数(送電)

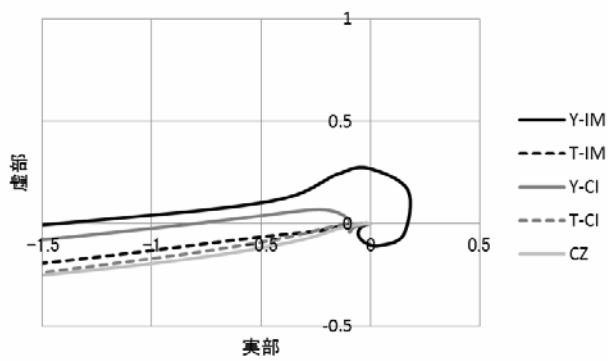


図 6.17 システムモデルと Nyquist 軌跡(送電)

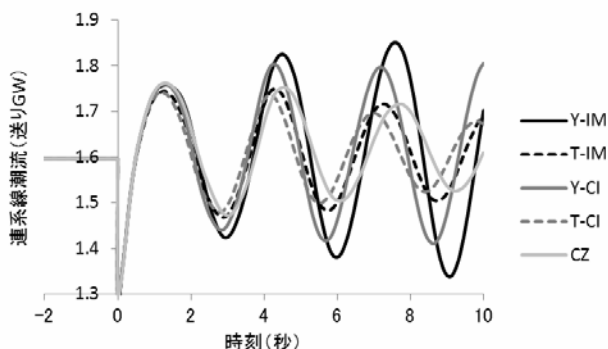


図 6.18 システムモデルと動揺安定度(送電)

詳細モデルによるシミュレーション結果は図 6.18 のようになりました。Y 結線縮約法で動揺安定度が悪くなっていることは同じですが、定電流負荷の場合に Nyquist 軌跡による解析より悲観的な結果を与えています。これは 1 発電機 1 負荷に縮約した Nyquist 軌跡による解析の誤差でしょう。

以上のように、現実を忠実に模擬した IM50%負荷+Y 結線縮約法のシステムモデルに比較して、他のシステムモデルは楽観的な評価を与えています。現実を反映しないシステムモデルは、起こりうる動揺不安定現象を見逃すリスクがあると言わざるを得ません。

【RE 設計】 遅い励磁装置+PSS を仮定しました。システムモデルは現実には忠実な IM50%負荷+Y 結線縮約法を用いました。

制動トルク係数は図 6.19 のようになりました。RE なしの場合に比べて FRT 型 (停止型も同じ) は安定になります。DVS 型では極めて安定になります。

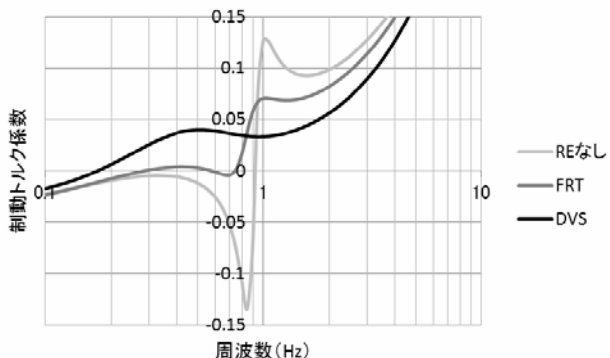


図 6.19 RE 設計と制動トルク係数(送電)

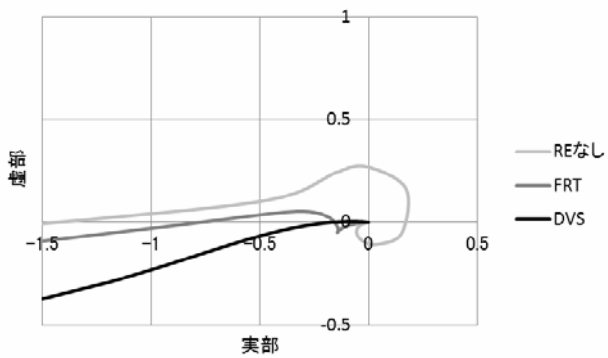


図 6.20 RE 設計と Nyquist 軌跡(送電)

Nyquist 軌跡は図 6.20 のようになりました。RE なしの場合に比べて FRT 型 (停止型も同じ) は

安定化します。DVS 型では非常に安定化します。

シミュレーション結果は図 6.21 のようになりました。RE なしの場合に比べて FRT 型（停止型も同じ）は安定化しますが、Nyquist 軌跡と異なり動揺は発散していきます。これは 1 発電機 1 負荷に縮約した Nyquist 軌跡による解析の誤差と思われます。DVS 型では非常に安定となります。

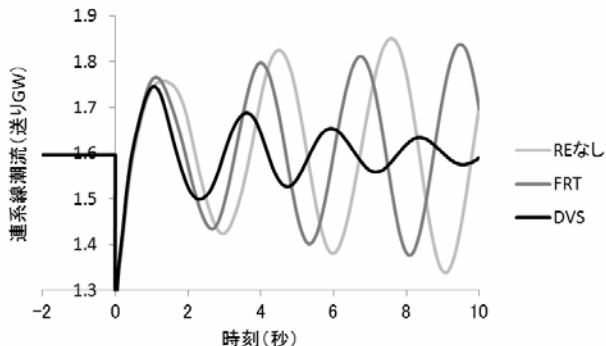


図 6.21 RE 設計と動揺安定度(送電)

以上のように送電系統の動揺安定度に関して、FRT 型（停止型）の RE は若干の安定化効果を持ち、DVS 型の RE は非常に強い安定化効果を持つことが分かります。

受電系統の例

ここで紹介する受電系統の構造を図 6.22 に示します。この系統は 3 ルートの送電線で外部系統から多量の電力を受電しています。F1 地点で 2 回線の連系線 3 が 2 回線とも地絡なしに停止したとします。この系統は連系線 1, 2 で外部から多量の電力を受電する細長い系統になります。故障後の潮流条件は表 6.5 となります。

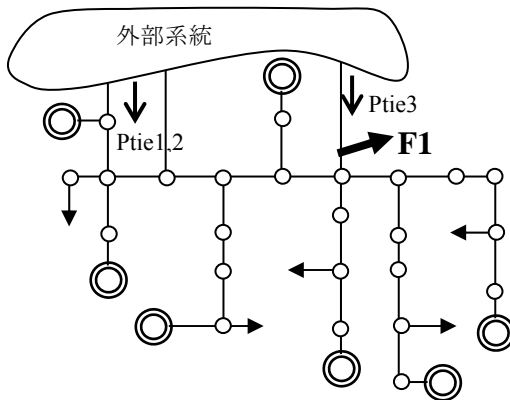


図 6.22 受電系統の構造

表 6.5 受電系統の潮流条件

X_t	X_s	V_t	V_b	V_s	P_g	P_b	P_s
0.1259	1.5990	1.02	1.0	1.0	0.8175	1.1021	-0.2846

【モーター比率】 モーター比率を変えたとき、定常時の Demello の係数は図 6.23 のように変化します。一見して分かるようにモーター比率 70%弱のところに特異点があります。モーター比率がそれ以上になると K_2 が負になります。これは回転子磁束を強めると発電機出力が減少することを意味しており、こうなるといかなる励磁装置をもってしても安定化できません。

モーターなしの状態では全ての Demello 係数が正です。これが受電系統の特徴で、動揺不安定現象は起こりにくくなっています。

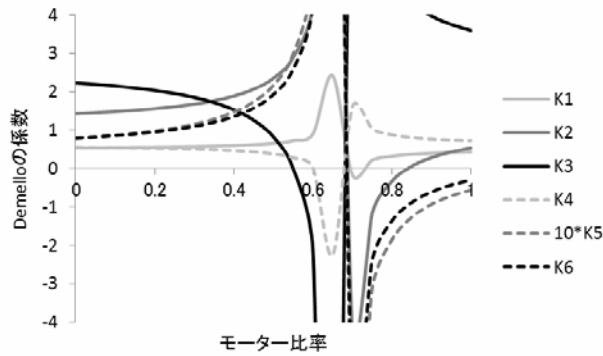


図 6.23 モーター比率と Demello 係数(受電)

しかしモーターが増えていくと最初に K_3 が負に転じます。続いて K_4 が負に転じます。つまりモーター負荷は K_3 が負となる動揺安定度を劣化させる方向に作用し、この不安定現象は送電系統で見られた K_5 が負になる動揺不安定現象（電力動揺）とは別の現象であると見当がつきます。但し K_3 , K_4 が負になる不安定は励磁装置の設計で緩和が可能です。

【励磁装置】 先に述べた 4 種類の励磁装置の比較をします。システムモデルは最も現実的な IM50% 負荷、Y 結線縮約法とします。制動トルク係数を図 6.24 に示します。遅い励磁装置の場合、1Hz より速い領域で制動トルク係数が負になっています。PSS を使用しても制動トルク係数が負になる領域は高周波数側に移動しますが、無くなることはありません。遅い励磁装置では不安定が解消しません。

Nyquist 軌跡を図 6.25 に示します。遅い励磁装置で動揺安定度が悪くなっており、電力動揺には特効薬と思われている PSS が逆効果になっています。速い励磁装置では安定になっています。

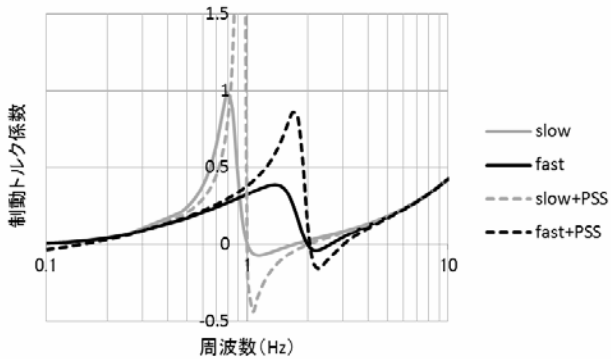


図 6.24 励磁装置設計と制動トルク係数(受電)

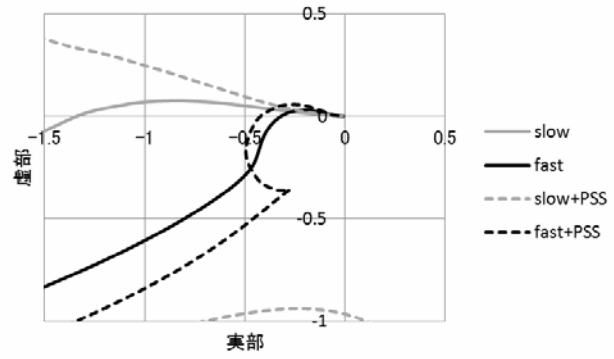


図 6.25 励磁装置設計と Nyquist 軌跡(受電)

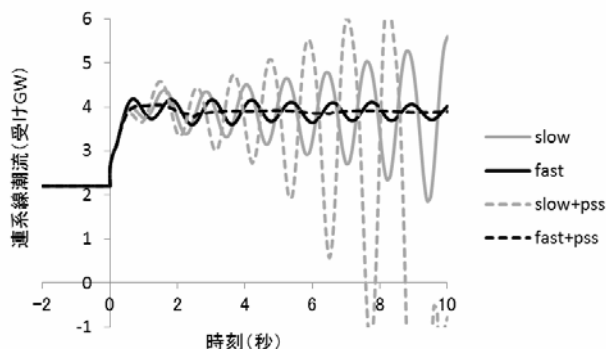


図 6.26 励磁装置設計と動揺安定度(受電)

シミュレーション結果を図 6.26 に示します。遅い励磁装置では約 1 秒周期の速い動揺が拡大していき、PSS は確かに逆効果になっています。速い励磁装置では安定化しますが、PSS なしの場合 Nyquist 軌跡の結果より不安定になっています。これは 1 発電機 1 負荷に縮約した Nyquist 軌跡による解析の誤差と思われます。受電系統では送電系統と異なり、第一に励磁装置の高速化、第二にその上で PSS の採用が動揺安定度改善の決め手になります。

【系統モデル】 先に述べた 5 種類の系統モデルにより、基幹母線から見た負荷の電圧感度と定常時の Demello の係数を表 6.6 に示します。遅い励磁装置+PSS を採用しています。

表 6.6 負荷の電圧感度と Demello の係数(受電系統)

縮約	負荷	α_b	$\beta_b Q_b$	K_1	K_2	K_3	K_4	K_5	K_6
Y	IM	1.4051	-0.9421	0.6561	2.3532	0.8239	0.3809	0.2168	1.9266
T	IM	1.0718	-0.2893	0.5602	1.0935	1.2792	0.5329	0.0979	0.9975
Y	CI	1.2488	-0.6288	0.5642	1.6159	0.9709	0.3990	0.1564	1.4330
T	CI	1.0319	-0.0768	0.5485	0.9938	1.3756	0.5440	0.0866	0.8986
*	CZ	2	0.2967	0.5495	1.4984	2.2261	0.5744	0.0834	0.8229

制動トルク係数は図 6.27 のようになりました。伝統定縮約法、定インピーダンスの 3 ケースは安定を示しています。しかし現実を忠実に模擬した Y 結線縮約法では不安定な傾向が現れ、IM50%負荷で不安定傾向が著しくなっています。

Nyquist 軌跡は図 6.28 のようになりました。制動トルク係数と同様に、Y 結線縮約法の場合に動揺安定度が悪くなっており、IM50%負荷を模擬すると不安定になっています。

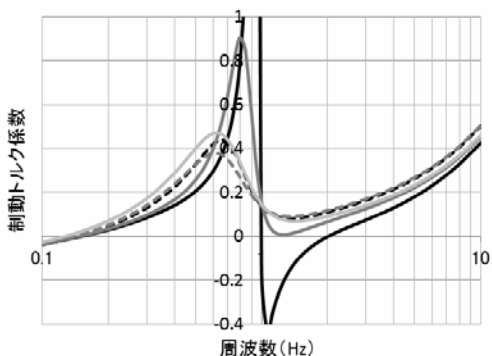


図 6.27 系統モデルと制動トルク係数(受電)

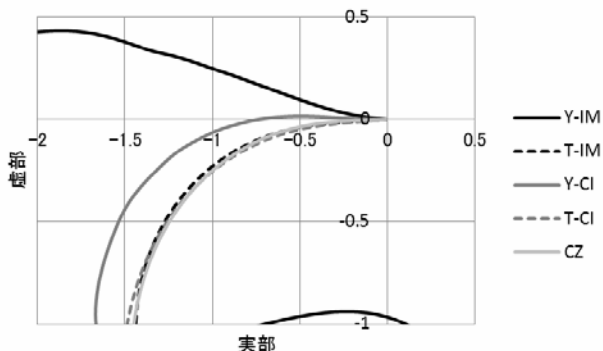


図 6.28 系統モデルと Nyquist 軌跡(受電)

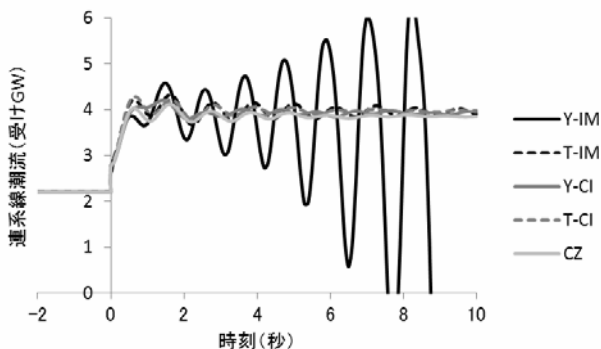


図 6.29 系統モデルと動揺安定度(受電)

詳細モデルによるシミュレーション結果は図 6.29 のようになりました。Y 結線縮約法で動揺安定度が悪くなっており、IM50%負荷では極端な不安定になっています。シミュレーション結果は Nyquist 軌跡による解析結果とよく一致しています。

以上のように、現実を忠実に模擬した IM50%負荷+Y 結線縮約法の系統モデルに比較して、他の系統モデルは楽観的な評価を与えています。現実を反映しない現行の系統モデルは起こりうる動揺不安定現象を見逃すリスクがあると言わざるを得ません。

【RE 設計】 遅い励磁装置+PSS を仮定しました。系統モデルは現実に忠実な IM50%負荷+Y 結線縮約法を用いました。制動トルク係数は図 6.30 のようになりました。RE なしの場合に比べて FRT 型（停止型も同じ）は安定になりません。DVS 型では極めて安定になります。

Nyquist 軌跡は図 6.31 のようになりました。RE なしの場合に比べて FRT 型（停止型も同じ）は安定化しません。DVS 型では非常に安定化します。

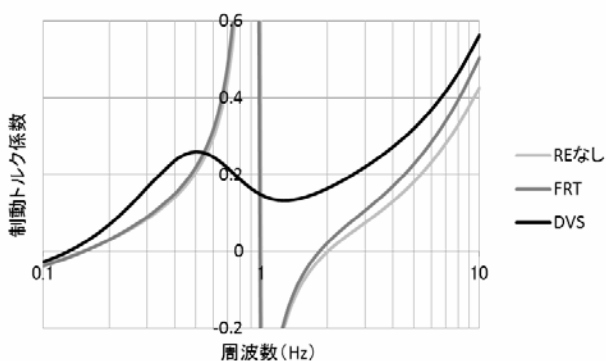


図 6.30 RE 設計と制動トルク係数(受電)

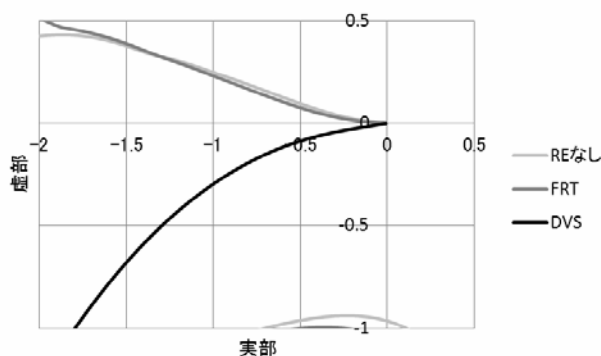


図 6.31 RE 設計と Nyquist 軌跡(受電)

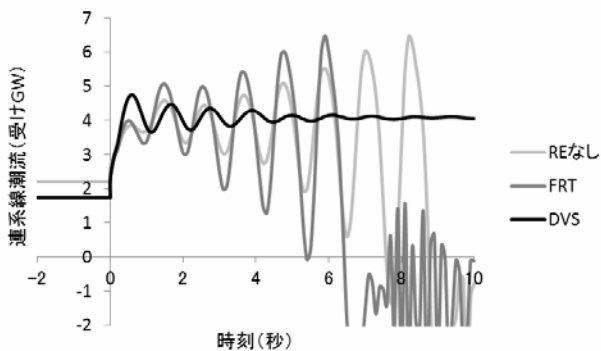


図 6.32 RE 設計と動揺安定度(受電)

シミュレーション結果は図 6.32 のようになりました。RE なしの場合に比べて FRT 型（停止型も同じ）はかえって悪化します。Nyquist 軌跡による解析より悲観的結果となります。これは 1 発電機 1 負荷に縮約した Nyquist 軌跡による解析の誤差と思われます。DVS 型では非常に安定となります。

以上のように受電系統の動揺安定度に関して、FRT 型（停止型）の RE は全く安定化効果を持っておらず、DVS 型の RE は非常に強い安定化効果を持つことが分かります。

誤解の根深さ

受電系統の動揺不安定現象が広く示された最初は中央電力協議会「分散型電源基幹系統影響調査 WG」のことでした。モーター負荷と負荷に至るまでの流通経路を考慮して、電気学会 EAST30、

WEST30 系統モデルを改造しました。すると系統全体が非常に不安定になり、送電系統のみならず受電系統でも電力動揺が目立つようになりました。WG メンバーは、現実にはこんな電力動揺は生じていないから、モーター負荷と負荷に至るまでの流通経路を考慮した著者の電力系統モデルが誤っているのだと言います。ところが EAST30, WEST30 モデルの励磁装置は本章で用いた遅い励磁装置よりも一段と遅い励磁装置になっているのです。それで受電系統で電力動揺が生じやすくなるわけです。現実の励磁装置はずっと速いので、現実の受電系統では電力動揺が生じないのです。こういう誤解もあったので励磁装置が動揺安定度に及ぼす影響を、送電・受電双方の系統において詳細に考察してみたわけです。

動揺安定度は各種安定度の中で物理的にも数学的にも解析が最も難しい現象です。このためシミュレーション以外の手法で解析する技術者はほんの数えるくらいしかおらず、その大多数は既に引退しているか、近々引退します。難しい技法ゆえ後継者が育っておりません。シミュレーションでしか解けないということは、不安定現象のメカニズムが分からず、従って対策も分からないということです。何とかすべきとは思っているのですが、養老孟司氏のいうバカの壁は厳然としてそびえております。

文献

- (1) W. G. Heffron, R. A. Phillips: “Effect of a modern amplidyne voltage regulator on underexcited operation of large turbine generators”, Trans. AIEE Vol. 71, Pt. β, Aug. 1952, pp.692-697
- (2) 関根：「電力系統解析理論」，電気書院，1971
- (3) F. P. de Mello, C. Concordia: “Concepts of Synchronous Machines Stability as Affected by Excitation Control”, IEEE Trans. PAS-88, Vol. 4, 316, 1969.
- (4) 駒見，小向，木村，小柳：「動態安定度に及ぼす負荷特性の影響」，電気学会論文誌 B，107 卷 7 号，1987，pp. 341-348
- (5) 駒見：「無限大母線から受電する系統の動態安定度」，平成 2 年電気学会電力・エネルギー部門全国大会，No. 30，1990
- (6) 山岸，駒見：「動的負荷と分散型電源を考慮した電力系統の動態安定度解析」，電気学会論文誌 B，126 卷 10 号，2006，pp. 977-984
- (7) E. W. Kimbark, “Power System Stability III Synchronous Machines”, Wiley, 1956