

5. 再生可能エネルギーと過渡安定度

過渡安定度は系統故障のショックで一部の同期発電機が「同期外れ」を起こす現象を扱う。教科書に記載されているような古典的な同期安定度解析では 1 発電機対無限大母線系統モデルを用いている。発電機近傍の負荷は考慮されない。このモデルは遠方の大規模電源が長距離送電線を介して大規模需要を擁するパワープールに送電する場合には、かなりの現実味がある。しかし大規模連系系統の中の一部の系統の同期安定度を扱う場合には、近傍の負荷の動的特性を考慮する⁽¹⁾ことが不可欠であり、教科書のような 1 発電機対無限大母線系統モデルでは扱うことができない。理論の拡張が必要になる。

過渡安定度が破れるメカニズム

負荷の動的特性の大部分は負荷中に含まれる誘導電動機（誘導機, Induction Motor, IM）によりもたらされる。負荷中には相当量のモーターが含まれており、電力系統に多量に存在する同期発電機と誘導電動機という 2 種類の回転機が、系統電圧低下を共通項にして、図 5.1 に示すメカニズムにより互いに不安定化しあう⁽²⁾。

同期発電機の不安定現象は同期外れであり、これを扱うのは同期安定度解析である。誘導電動機の不安定現象は失速（ストール）で、これを扱うのは（速い）電圧安定度解析である。しかし本図のメカニズムに従えば、両者はもはや単独では扱えず、統合した「速い不安定現象」、「過渡電圧・同期不安定現象」として扱われねばならない。これが本章の主要な仮説である。その検証のため、図中(A), (B)のパスが存在することを示す。

解析に用いる系統モデルを図 5.2 に示す。1 機 1 負荷無限大母線系統であり、基幹母線 trunk bus には基幹送電線の容量と基幹変電所の調相設備の合計として B_b を模擬する。66kV 級の中間母線 medium bus には大量に配備されているコンデンサ B_m を模擬する。Y 結線縮約法⁽³⁾において考慮される負荷ブランチのインピーダンス Z_t を模擬する。負荷母線 load bus には定インピーダンス負荷 Z_{cz} と誘導機負荷のインピーダンス Z_{im} を 50% ずつ模擬する。力率は Q/P 値で 0.1 とする。これは誘導機の無負荷無効電力を進相コンデンサで補償している状況を模擬したものである。また再生可能エネルギーはアドミタンス Y_{re} として模擬し、その出力を負荷量の 30% に設定する。力率は Q/P 値で -0.2 とする。これは近年広く採用されるようになった常時進み定力率運転を模擬したものである。発電機は X_d' 背後電圧モデルで模擬する。発電機ブランチの Z_g は主変圧器のリアクタンス 15%（発電機容量ベース）および X_d' の 30%（同）を含んでいる。

例題として取り上げた送電系統（Sen.）、受電系統（Rec.）の初期潮流状態を表 5.1 に示す。値は RE なしの場合の発電機容量ベース p.u. 値である。電圧位相はラジアン値である。送電系統は X_s が大きく、疎

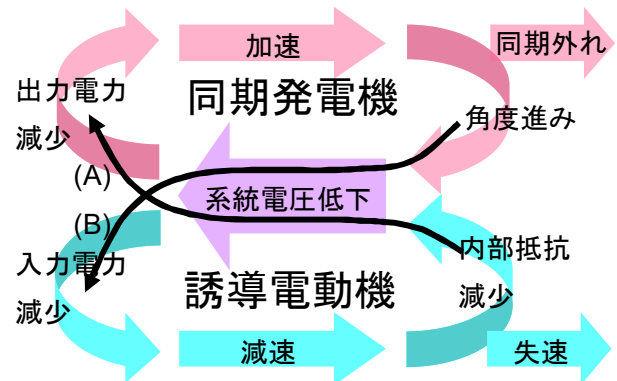


図 5.1 過渡安定度が破れるメカニズム

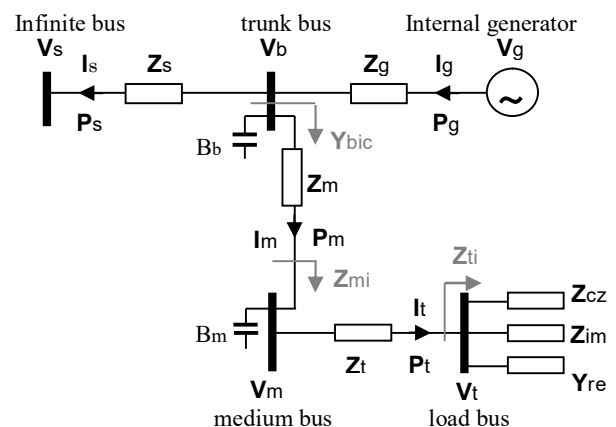


図 5.2 過渡電圧・同期不安定現象の解析モデル

連系になっていることがわかる。無効電力は過剰気味で、基幹母線で吸収している。受電系統は発電機位相が無限大母線に対して負になっている。無効電力は不足気味で、基幹母線、中間母線とも大量のコンデンサを置いている。負荷端子電圧の位相は大きな負値になっている。

系統モデルのネットワークは純リアクタンス近似ではなく抵抗分を模擬している。これは故障や誘導機の減速により大電流が流れたとき、この抵抗分で消費される電力が同期機の加速を抑制する作用をするため、省略すると過渡同期安定度を悲観的に評価してしまうからである。

しかしながら抵抗分を模擬すると初期状態を解析的に解くことは難しくなる。そこで Excel にて次式に則り

収束計算を行った。収束対象変数は \mathbf{V}_b の位相 A_b , \mathbf{V}_g の位相 A_g , 基幹母線調相設備量 B_b , 中間母線調相設備量 B_m である。連系線潮流 \mathbf{P}_s と発電機出力 \mathbf{P}_g を与え、負荷は Q/P 比を指定し、有効・無効電力値は計算の成行きに任せ、誤差を吸収した。収束計算式は以下のようにした。添字 ref は収束目標値を意味し、0.3 などの数値は加減速定数である。またいうまでもないが、 \mathbf{P}_s , \mathbf{P}_g は \mathbf{P}_s , \mathbf{P}_g の実部すなわち有効電力である。

表 5.1 題材基幹系統の初期潮流条件

	Z_s	Z_g	Z_m	Z_t		
Sen.	0.0896+j3.2302	0.0063+j0.2058	0.0040+j0.3591	0.0099+j0.2701		
Rec.	0.0283+j1.3167	0.0153+j0.5812	0.0015+j0.1125	0.0018+j0.1204		
	V_s	V_b	V_g	V_m	V_t	
Sen.	1∠0	1∠0.2054	1.1∠0.3448	1∠-0.0454	0.9547∠-0.2398	
Rec.	1∠0	1∠-0.6529	1.1∠-0.2058	1∠-0.7151	0.9694∠-0.9548	
	P_s	P_g	P_m	P_t	B_b	B_m
Sen.	0.0629	0.7601	0.6902	0.6851	-0.3271	0.3039
Rec.	-0.4645	0.8274	1.2726	1.2695	0.2769	0.4435

$$\left. \begin{aligned} \text{next } A_b &= A_b + 0.3 X_s (P_{s\text{ref}} - P_s) \\ \text{next } A_g &= A_g + 0.7 X_g (P_{g\text{ref}} - P_g) \\ \text{next } B_b &= B_b - 0.1 (V_{m\text{ref}} - V_m) / X_m \\ \text{next } B_m &= B_m + 0.5 (Q_{t\text{ref}} - Q_t) \end{aligned} \right\} (5.1)$$

P-δカーブ, T-ωカーブの計算では、誘導機の回転数ωから次式により内部抵抗 $R_{im} = \text{real}(\mathbf{Z}_{im})$ を算出する。ここに ω_0 , R_{im0} は初期状態の回転数, 内部抵抗である。

$$R_{im} = R_{im0} \frac{\omega_0}{\omega} \quad (5.2)$$

これにより基幹母線から負荷側を見たアドミタンス \mathbf{Y}_{bic} が算出される。

発電機内部電圧 \mathbf{V}_g は次式で表現される。ここに V_g はその大きさを一定, δ_g はその位相角である。

$$\mathbf{V}_g = \text{complex} (V_g \cos \delta_g + j V_g \sin \delta_g) \quad (5.3)$$

以上の因子を用いて次式により \mathbf{V}_b を求める。

$$\mathbf{V}_b = \frac{\frac{\mathbf{V}_s}{\mathbf{Z}_s} + \frac{\mathbf{V}_g}{\mathbf{Z}_g}}{\frac{1}{\mathbf{Z}_s} + \mathbf{Y}_{bic} + \frac{1}{\mathbf{Z}_g}} \quad (5.4)$$

こうして次々に他の変数値を求めることができる。

P-δカーブ 電力相差角曲線 (P-δカーブ) は、教科書などでは 1 機無限大母線系統について描かれるのみであるが、中間に負荷を有する場合も描くことができる。この解析法は既に文献(2)に紹介したが、これは負荷を定リアクタンス背後の可変内部抵抗と近似し、パラメータとしての内部抵抗が初期値の 100% から 40% まで低下していく場合の P-δカーブをいくつか描くものであった。本稿では内部抵抗でなく誘導機の速度の低下をパラメータとすることで、誘導機の減速の影響を直接的に表現する点が異なる。まず初期状態の誘導機の速度 ω を 0.977 (つまりすべりが 0.023) であるとして P-δカーブを描く。次に速度をこれより低い値に設定して何通りかの P-δカーブを描く。こうしていくつかの P-δカーブを同一平面上に描く。送電系統の場合を図 5.3 に、受電系統の場合を図 5.4 に示す。

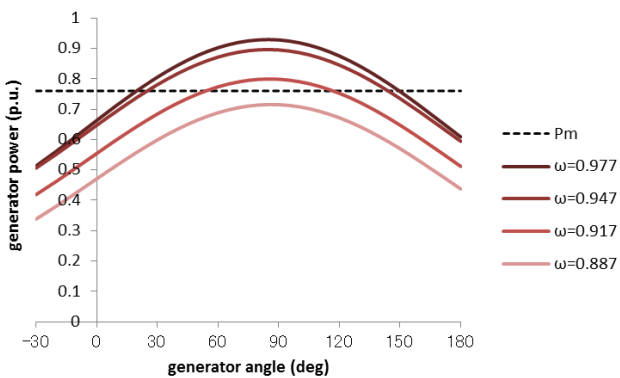


図 5.3 誘導機減速による P-δカーブの変化(送電)

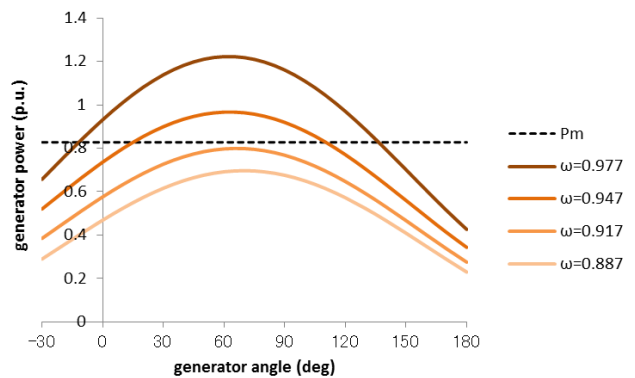


図 5.4 誘導機減速による P-δカーブの変化(受電)

両系統とも誘導機の速度が低下すると、誘導機の内部抵抗が低下し、同期機の P-δカーブの高さが低くなる。その傾向は受電系統で著しい。ここで重要なのは同期機の減速パワー $P_d = P_e - P_m$ である。ここに P_e は δ と ω によって変わる電氣的出力パワー、 P_m は一定に維持される機械的入力パワーである。

2 次曲線近似の内挿法で P_d の δ による最大値がゼロ (つまり P-δカーブが機械的入力 P_m を示す水平な線と接する) 回転数 ω_c を求めると、送電系統で 0.898、受電系統で 0.917 となり、受電系統の方が誘導機の減速に対する耐量が小さい。もし誘導機の速度が 1 秒程度以上にわたって ω_c 以下になると同期機は同期安定を維持できない。このように誘導機の減速は同期機の同期外れ現象を助長する。つまり図 5.1 の経路(A)が示された。

T- ω カーブ 誘導機負荷のストール (Stall, 減速) 現象の解析法としては既に文献(4)に紹介したが、これは 1 負荷無限大母線系統のもの、つまり純負荷系統のものであった。従って同期機の位相角による影響を評価できない。本稿ではこの解析法を 1 機 1 負荷無限大母線系統に拡張し、この同期機の位相角 δ により誘導機の T- ω カーブがどのように変化するかを評価できるようにした。

まず初期状態の同期機の位相角が表 5.1 の値であるとして T- ω カーブを描く。次に位相角をこれより大きい値に設定して何通りかの T- ω カーブを描く。こうしていくつかの T- ω カーブを同一平面上に描く。送電系統の場合を図 5.5 に、受電系統の場合を図 5.6 に示す。両系統とも同期機位相角 δ が進むほど T- ω カーブの高さが低くなる。このように同期機の加速は誘導機のストール現象を助長する。つまり図 5.1 の経路(B)が示された。

有用なのは誘導機の加速トルク $T_a = T_e - T_m$ である。ここに T_e は δ と ω によって変わる電氣的入力トルク、 T_m は ω によって変わる機械的出力トルクである。高速域での加速トルクのピーク値 $T_{a \max}$ と中速域での加速トルクのボトム値 $T_{a \min}$ を求めることができる。2 次曲線近似の内挿法により、 $T_{a \max}$ がゼロ

となる δ , $T_{a \min}$ がゼロとなる δ を求めることができる。

送電系統では $T_{a \max}$ が負にならない。また δ が 78.6° 以下では $T_{a \min}$ も負にならない。また基幹系統の故障で主保護成功の場合、誘導機の減速は高々5%程度で、速度は 0.927 程度であり、この速度であれば、 δ が 180° に至るまで T_a は正である。つまりこの送電系統では基幹系統の主保護成功故障で誘導機がストールに至ることはなく、誘導機のストールが引き金になって系統安定度が破れることはない。但し故障の衝撃が大きくて発電機が大きく加速し、誘導機の減速の影響も相俟って同期外れを起こすことはありうる。この場合、系統電圧が大きく乱れ、誘導機負荷がストールのような状態になることもありうる。

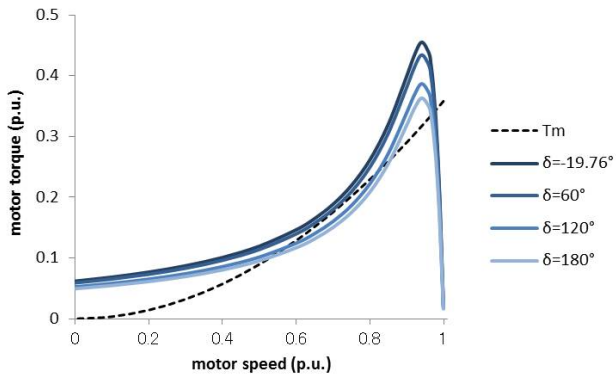


図 5.5 発電機位相による T- ω カーブの変化(送電)

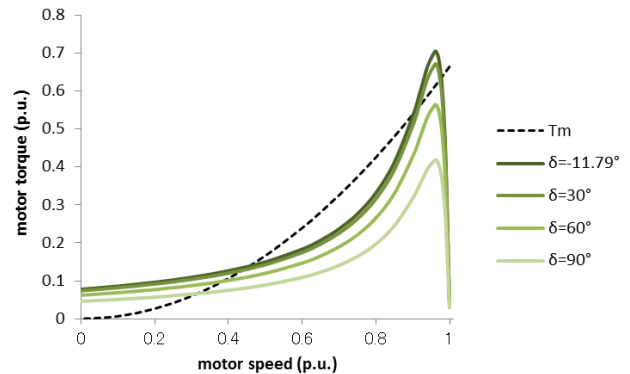


図 5.6 発電機位相による T- ω カーブの変化(受電)

受電系統では $T_{a \min}$ が正にならない。故障の衝撃が大きければ、誘導機は不安定平衡点をを超えて減速し、ストールに至る。また同期機内部位相角 δ が進むほど $T_{a \max}$ は小さくなり、 δ が 51.1° を超えると $T_{a \max}$ が負になる。 δ の初期値は -22.8° であり、 51.1° に達する位相角増加は 73.9° である。これは過渡同期安定度ではありうる量である。つまりこの受電系統では誘導機の減速による同期機の P- δ カーブの高さの減少と、同期機の δ の進みによる誘導機の T- ω カーブの高さの減少が同時進行し、誘導機の過渡電圧不安定現象が引き金となり同期機の過渡同期不安定現象が生じうる。

送電系統のシミュレーション

シミュレーションは縮約前の系統で行った。これは模擬すべき故障点が縮約対象の内部にある場合があるからである。そういう場合には図 5.2 の構造のどこに故障点を模擬しても模擬すべき故障ではない。縮約前の送電系統の構造を図 5.7 に示す。7 発電機 5 負荷がある。

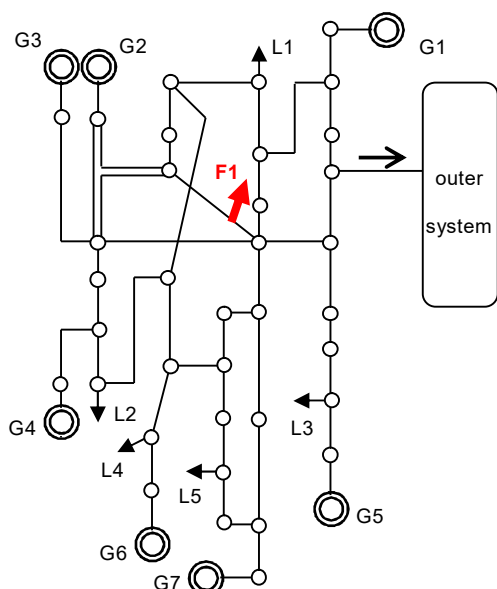


図 5.7 縮約前の送電系統の構造

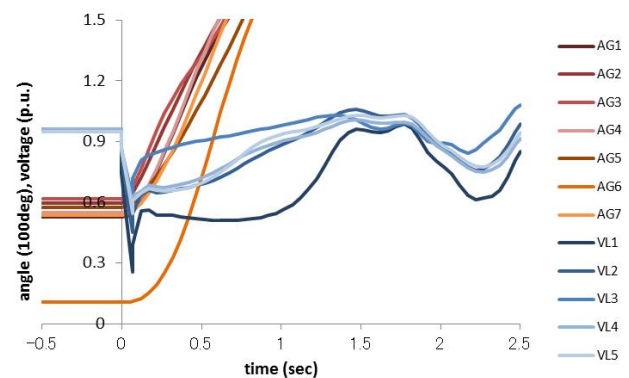


図 5.8 縮約前の送電系統のシミュレーション

故障点 F1 にて 2 回線送電線の 1 回線 3LG-O を模擬する。故障除去時間は 0.07 秒である。各発電機の位相角と各負荷の電圧の推移を図 5.8 に示す。各発電機は 1 秒以内に同期外れに至っているが、各負荷は 1.5 秒までに一旦は電圧回復している。この送電系統の過渡不安定現象は同期機の同期外れが主要因であり、誘導機の減速するもストールには至らず、同期外れを促進するにとどまっている。

なお、現実の系統では故障に伴う瞬時電圧低下により定インピーダンス負荷の 40% 程度 (全負荷の 20% 程度) が停止する。これにより負荷の電圧不安定現象が緩和され、過渡電圧・同期不安定には至らない。本稿では不安定に至る過程での誘導機と同期機のふるまいを観測するため負荷停止は模擬しなかった。

受電系統のシミュレーション 縮約前の受電系統の構造を図 5.9 に示す。不安定になるのは符号をつけた 5 発電機と 4 負荷である。

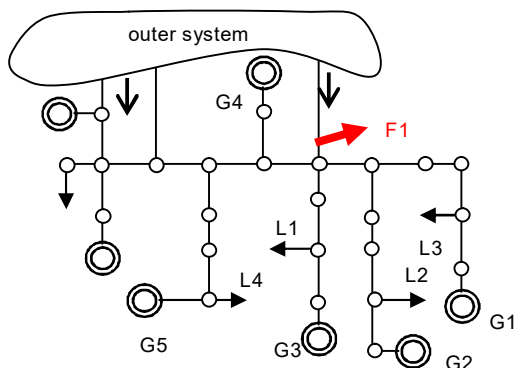


図 5.9 縮約前の受電系統の構造

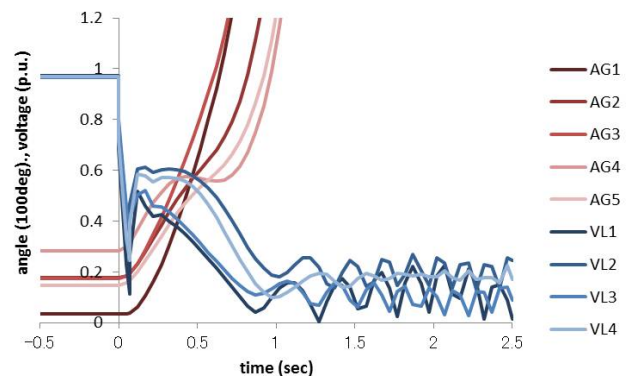


図 5.10 縮約前の受電系統のシミュレーション

故障点 F1 にて 2 回線送電線の 2 回線 6LG-O を模擬する。故障除去時間は 0.07 秒である。各発電機の位相角と各負荷の電圧の推移を図 5.10 に示す。第一群として負荷 L1 と L3 は速やかに電圧崩壊し、その近傍の発電機 G1 と G3 は速やかに同期外れに至る。第二群として負荷 L2 と L4 が電圧崩壊し、その近傍の発電機 G2, G4, G5 が同期外れに至る。

このように第一群、第二群と明確に区分されることは、誘導機の過渡電圧不安定と同期機の過渡同期不安定が同時進行していることを意味している。受電系統で誘導機負荷を模擬しない場合に過渡同期不安定は非常に現れにくいことを勘案すれば、引き金になっているのは誘導機負荷の電圧不安定の方であろうと想像がつく。

このように誘導機のストールと同期機の同期外れが互いに助長しあい不安定な傾向が互いに強め合うことは確かであるが、それは程度問題であって、系統の自己安定化特性の範囲内にある限りは不安定現象が発現することはない。不安定現象が発現するには現在の系統に大きな変化がなければならぬのであるが、その一つの要因として不都合な設計の再生可能エネルギー (Renewable Energy, RE) の大量連系が考えられる。次章では RE 大量連系について考察する。

RE が大量連系した場合

RE 出力は負荷の 30% とする。負荷力率は Q/P 比で 0.1, RE 力率は Q/P 比で -0.2 とする。RE 出力に見合った分だけ同期機の出力を減じ、これに比例して同期機と主変圧器の容量を減じる。これにより発電機ブランチ Z_g のリアクタンスは増加する。初期状態の潮流条件は表 5.2 のようになった。

系統擾乱に関連した RE 設計として次の 3 タイプを想定する。

- (1) 停止型 (drRE) : 瞬時電圧低下により停止する。
- (2) 定インピーダンス FRT 型 (czRE) : 瞬時電圧低下で停止しない。電圧低下中は定インピーダンス

特性となる。

(3) 定電流 FRT 型 (ciRE) : 瞬時電圧低下で停止しない。電圧低下中は定電流特性となる。

検討ケースが多くなるので P- δ カーブ, T- ω カーブは, 中間的な性能の定インピーダンス FRT 型で代表する。

P- δ カーブ P- δ カーブは送電系統で図 5.11, 受電系統で図 5.12 となった。

P- δ カーブが Pm の直線と接する ωc 値は送電系統で 0.877, 受電系統で 0.896

となった。RE なしの場合 (0.898, 0.91) に比べてモーター速度低下余裕は送電系統で 0.021, 受電系統で 0.014 だけ増えている。即ち過渡同期安定度は改善している。これは基幹母線から負荷に至る潮流が RE によって減じているからである。

表 5.2 RE が大量連系した題材基幹系統の初期潮流条件

	Zs	Zg	Zm	Zt			
Sen.	0.0896+j3.2302	0.0063+j0.3730	0.0040+j0.3591	0.0099+j0.2701			
Rec.	0.0283+j1.3167	0.0153+j0.9656	0.0015+j0.1125	0.0018+j0.1204			
	Vs	Vb	Vg	Vm	Vt		
Sen.	1 \angle 0	1 \angle 0.2054	1.1 \angle 0.3925	1 \angle -0.0292	0.9548 \angle -0.1074		
Rec.	1 \angle 0	1 \angle -0.6529	1.1 \angle -0.2089	1 \angle -0.6848	0.9694 \angle -0.8661		
	Ps	Pg	Pm	Pt	Bb	Bm	Wg
Sen.	0.0629	0.5541	0.4877	0.4850	-0.1650	0.2329	0.7290
Rec.	-0.4645	0.4463	0.8997	0.8980	0.3076	0.3719	0.5393

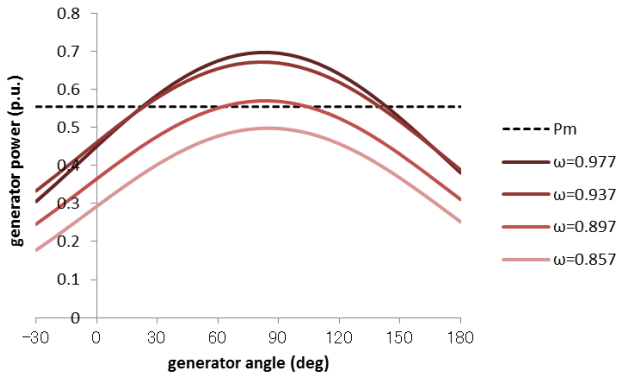


図 5.11 誘導機減速による P- δ カーブの変化(送電)

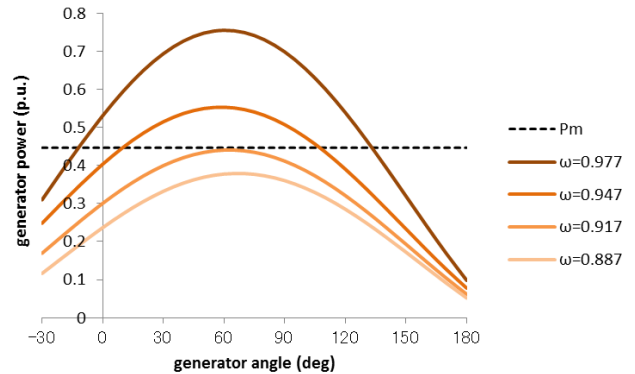


図 5.12 誘導機減速による P- δ カーブの変化(受電)

T- ω カーブ T- ω カーブは送電系統で図 5.13, 受電系統で図 5.14 となった。

送電系統では, RE なしの場合には誘導機の加速トルク $Ta = Te - Tm$ の高速域のピークが負になることはなく, δ が 78.6° を超えると中速域のボトムがゼロになった。それが czRE 大量連系の場合には δ が 130.7° を超えると高速域のピークが負に転じるようになる。また中速域のボトムは常に負のままである。つまり czRE 大量連系の場合には誘導機がストールしやすくなる。

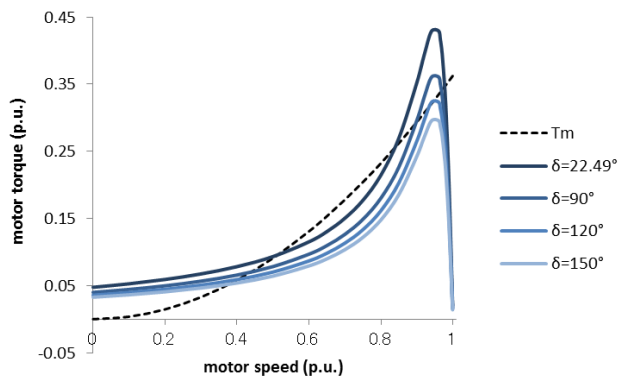


図 5.13 発電機位相による T- ω カーブの変化(送電,czRE)

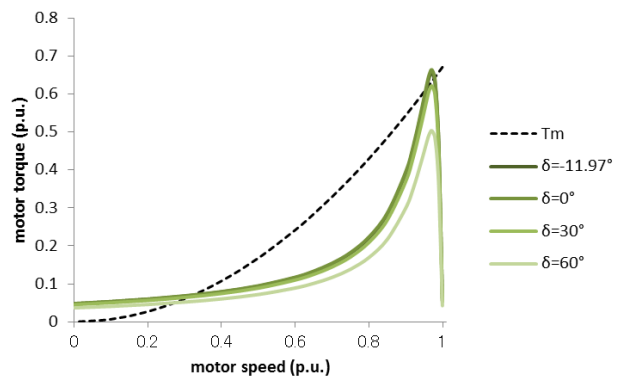


図 5.14 発電機位相による T- ω カーブの変化(受電,czRE)

受電系統では、RE なしの場合には誘導機の加速トルク $T_a = T_e - T_m$ の高速域のピークは δ が 51.1° を超えると負になり、中速域のボトムは常に負であった。それが **czRE** 大量連系の場合には、 δ が 34.0° 以上で高速域のピークが負になり、中速域のボトムは常に負のままである。つまり **czRE** 定量連系の場合には RE なしの場合よりも誘導機がストールしやすくなっている。

これは次のように考えることができる。負荷へ向かう潮流 P_m , P_t が小さくなって誘導機がストールしにくくなる反面、同期機の容量下減じることによって系統の電圧維持能力が低下して誘導機がストールしやすくなる。後者の影響が前者の影響を上回り、誘導機がストールしやすくなる。

RE 設計の違い 他の 2 種類の設計による RE 大量連系の場合の P- δ カーブ、T- ω カーブを算出する。P- δ カーブの減速パワー $P_d = P_e - P_m$ が負に転じる誘導機速度 ω_c を算出する。 ω_c に対応するすべり $S_c = 1 - \omega_c$ を算出する。 S_c が大きいほど過渡同期安定度は良好である。T- ω カーブの加速トルク $T_a = T_e - T_m$ の高速域のピークが負に転じる同期機位相角 δ_c を算出する。 δ_c が大きいほど過渡電圧安定性は良好である。

RE なしの場合と 3 種類の設計の RE の場合について S_c と δ_c を比較すると、送電系統は図 5.15 と、受電系統は図 5.16 となった。目盛の関係で S_c は 10 倍に、 δ_c は 1/100 として記載した。 $\delta = 180^\circ$ に至るまで T_a が負にならない場合は $\delta_c = 180^\circ$ と表示する。また想定される δ の範囲で T_a が正にならない場合は $\delta_c = 0^\circ$ と表示する。

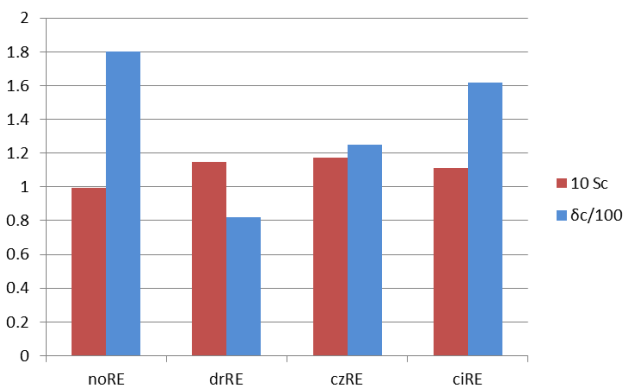


図 5.15 RE 設計による S_c , δ_c の相違(送電)

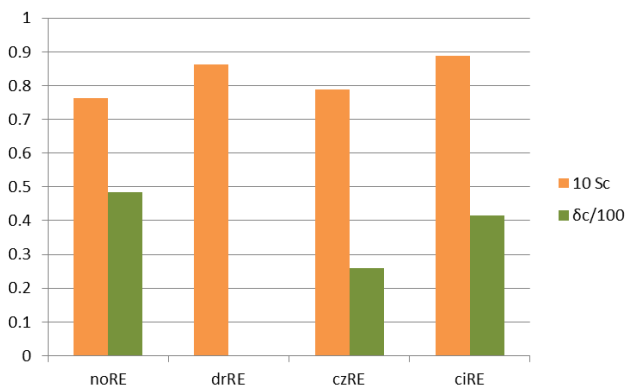


図 5.16 RE 設計による S_c , δ_c の相違(受電)

負荷ブランチの省略

現在実務で行われている解析やシミュレーションに供される系統モデルでは負荷が一次変電所の 66kV 級母線に直付けされている。もちろん負荷が 66kV という特別高圧に接続できるわけではなく、66kV から 6.6kV, 100/200V へと送変電・配電ネットワークにより負荷に適した電圧まで降圧されている。このネットワークにはインピーダンスがある。これを模擬したものが負荷ブランチである。この負荷ブランチを省略すると解析結果に違いが出てくるであろう。

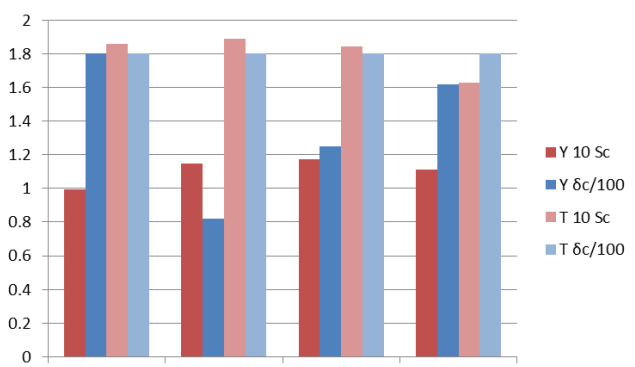


図 5.17 LB 省略による S_c , δ_c への影響(送電)

解析 図 5.15, 図 5.16 に負荷ブランチを省略した場合の解析結果を追記すると、送電系統は図 5.17, 受電系統は図 5.18 のようになった。Y は Y 結線縮約法つまり負荷ブランチ模擬, T は伝統的縮約法すなわち負荷ブランチ省略である。送電・受電系統とも負荷ブランチを省略すると過渡同期安定度の指標 S_c ,

過渡電圧安定性の指標 δ_c が大きくなり、安定度が楽観側に評価される。

シミュレーション 図 5.8, 図 5.10 に対応する負荷ブランチを省略したシミュレーション結果を図 5.19 (送電系統), 図 5.20 (受電系統) に示す。負荷ブランチを模擬した場合は不安定だったものが、負荷ブランチを省略したシステムモデルでは安定になっており、過渡同期・電圧安定度を楽観的に評価している。

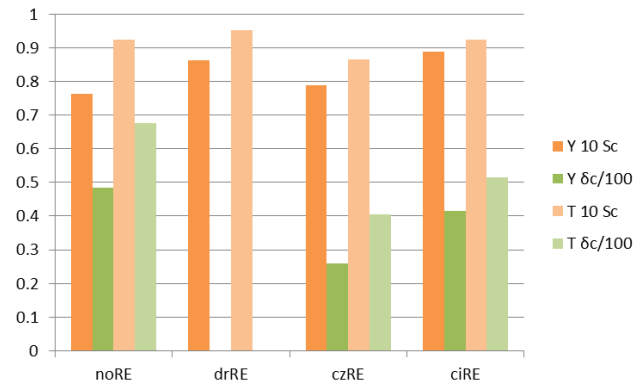


図 5.18 LB 省略による S_c, δ_c への影響 (受電)

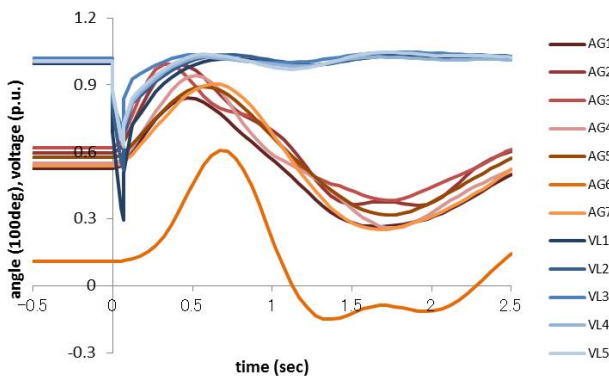


図 5.19 縮約前送電システムのシミュレーション (LB 省略)

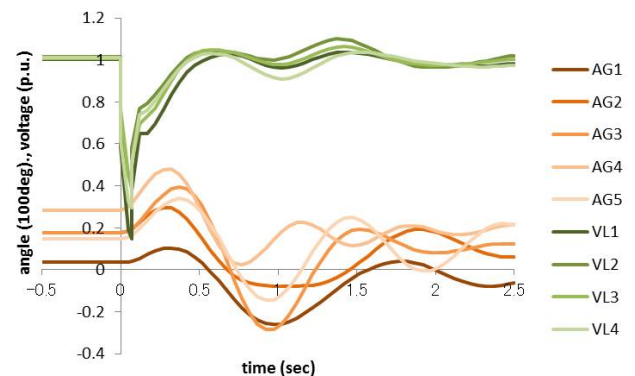


図 5.20 縮約前受電システムのシミュレーション (LB 省略)

総括

わが国の実物基幹電力システムから安定度のよくない送電系統と受電系統を 1 個ずつ抽出した。誘導機負荷を模擬し、66kV 級母線から負荷に至る流通経路 (負荷ブランチ, Feeder Equivalent) を考慮した。これらを Y 結線法にて 1 機 1 負荷無限大母線系統に縮約したモデルを解析に供した。

誘導機の回転速度 ω を変えて同期機の電力-相角曲線 (P- δ カーブ) 群を描いた。また同期機の内部位相角 δ を変えて誘導機のトルク-速度曲線 (T- ω カーブ) を描いた。これにより ω と δ の相互の影響を把握した。いくつかのケースにおいてシミュレーションを実施した。その傾向は解析理論の示すところと一致した。

追加の解析ケースとして、系統擾乱時対応についての何通りかの設計による再生可能エネルギー (Renewable Energy, RE) の大量連系を考慮した。RE により過渡同期安定度は改善する傾向を示し、過渡電圧安定性は悪化する傾向を示した。RE の設計による系統安定度は、定電流 FRT 型 RE が良く、定インピーダンス FRT 型がこれに次ぎ、停止型 RE が悪い。

誘導機が減速すると同期機出力が抑制され、同期機の加速が促進される。また同期機が加速すると誘導機入力が増加し、誘導機の減速が促進される。送電系統では同期機の過渡同期不安定が支配的であり、受電系統では誘導機の過渡電圧不安定が支配的である。

同期機の速い不安定現象である過渡同期不安定と、誘導機の速い不安定現象である過渡電圧不安定現象は、同時進行し、互いに助長しあう関係にある。従って一般的には、同期機の過渡同期安定度と、誘導機の過渡電圧安定度を、単独で論ずることは適切ではなく、両者を同時に考慮することが適切である。

誘導機負荷を模擬しない解析では、誘導機が減速が過渡同期不安定におよぼす悪影響が現れず、また負荷へ至る経路 (負荷ブランチ) を模擬しない解析では、その悪影響の程度を適切に評価できない。RE

大量連系による過渡電圧・同期安定度の評価に際しても、RE の適切な模擬に加えて、誘導機負荷や負荷ブランチなど、系統側の適切な模擬が重要である。

発電機に慣性は不可欠か？

再生可能エネルギー（Renewable Energy, RE）の多くはインバータで連系するため同期発電機のような大きい慣性を有していない。そのことを理由に正式な電源として認知できないという意見をよく聞く。この意見は、実は、未だ検証・反証されてはいない。検証・反証可能なのにしないのは疑似科学の態度である。そこで著者が代表して反証を行い、誤解を解いておきたいと思う。

検証のための最小モデルとして2個の部分系統が2回線送電線で連系した図 5.21 に示すモデル系統を用いる。2 個の部分系統には Y 結線縮約法⁽³⁾を適用しており、従って負荷に至る流通経路のインピーダンスを考慮している。但し簡単のためインピーダンスの抵抗分は省略し、純リアクタンスで近似している。負荷は実態を踏まえ、誘導機 50%と抵抗 50%の混合とする。左の小系統 1 が右の大系統 2 に送電しているものとする。連系 2 回線送電線の小系統端で 1 回線 3LG-O 故障を想定する。故障持続時間は 0.1 秒とする。

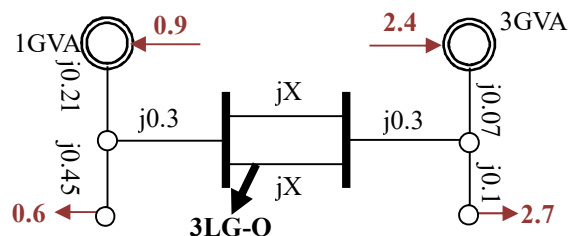


図 5.21 例題系統の構造と定数

表 5.3 系統電源の定数

X_d	X_d'	X_d''	T_d'	T_d''	X_q	X_q'	X_q''	T_q'	T_q''	T_a
1.7	0.3	0.25	1.0	0.03	1.7	0.6	0.25	0.3	0.03	0.19

系統電源は同期発電機とし、定数は表 5.3 に示す。慣性は 7.0 秒とする。调速機系を図 5.22 に、励磁系を図 5.23 に示す。電中研 Y 法によるシミュレーションを用い、連系送電線のリアクタンス X (1 回線あたり) を大きくしていき不安定現象を発生させてみる。

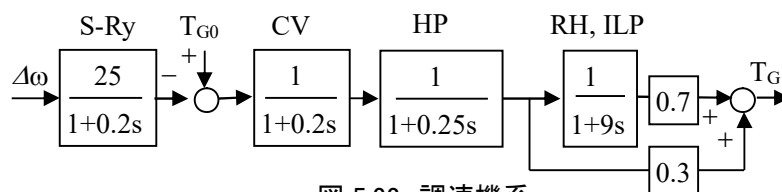


図 5.22 调速機系

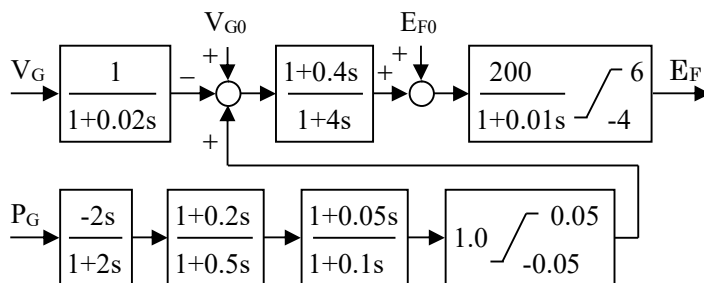


図 5.23 励磁系

普通の同期発電機 X を 0.7 まで増加すると図 5.24 に示すように不安定となった。故障中の電圧低下により小系統 1 の発電機出力 (PG1) は大きく低下するが、原動機トルク (TG1) は大きく変化しない。結果的に過剰となったエネルギーは慣性に蓄積され、発電機位相 (AG1) が進む。この例題では動揺 1 波目は持ちこたえるものの、2 波目で加速脱調し、不安定となった。

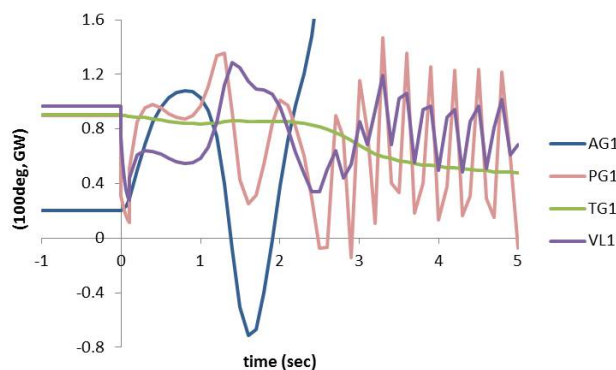


図 5.24 普通の同期発電機の安定限界

超軽量同期発電機 ここで系統電源の慣性を極小にしてみる。慣性を除く発電機定数, 励磁装置, 送電線リアクタンス X は標準慣性ケースと同じとする。调速機系は図 5.25 のように変更する。これは次の理由による。すなわち、大きな系統擾乱があると発電機は原動機からのパワーをそのまま系統に

送り出せなくなる。そこで短時間だけ原動機トルク (TG) を発電機出力 (PG) に追随させる。従って原動機のパワーの一部は棄てられる。現に、太陽光発電 (PV) は交流出力が減少すると直流電圧が上昇し、太陽光パネルの直流出力が減少するから、この仮定は十分現実味がある。

安定限界の慣性は 0.02 秒という極端に小さい値であった (図 5.26)。故障による電圧低下 (瞬低) 中、原動機トルク (TG1) は発電機出力 (PG1) にうまく追随し、原動機は過剰なパワーを棄てて発電機には供給しない。このため慣性が極端に小さくても発電機の位相の進みは小さく抑えられる。慣性が極小なので故障クリア後の電力動揺もほとんど生じない。

调速機系に制御遅れが 0.01 秒あるから、その遅れをカバーする程度の慣性 (に相当する何か) は必要である。PV では直流コンデンサがこれに相当する。慣性 0.02 秒は安定限界ゆえ原動機トルク (TG1) の追従にやや不十分な面が見られるが、慣性が 0.1 秒もあれば追従は十分円滑になる。

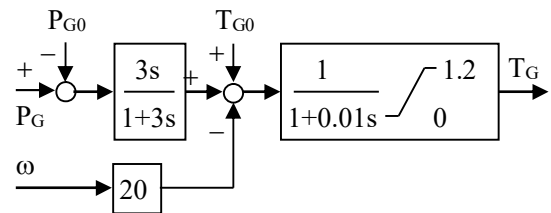


図 5.25 軽量発電機用调速機系

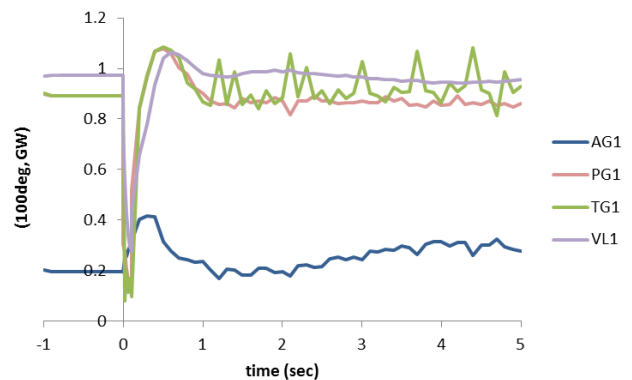


図 5.26 超軽量同期機の安定限界

インバータ電源+同期調相機

同期発電機に替えてインバータ電源とする。インバータ出力は電圧により次のように制御されるものとする。ここに W はインバータ定格容量である。有効電力制御は普通の同期発電機の半分程度の感度の速い调速機機能を持つようにする。無効電力制御は SVC に似た特性、所謂 DVS (Dynamic Voltage Support) 機能を持たせる。ともにインバータ電源には容易に実現可能な機能である。数式で表わすと次のようになる。

$$\begin{aligned} \text{有効電力 } P &\propto V^2 f^{-10} \\ \text{無効電力 } Q &= W(V^2 - V^{12}) \end{aligned}$$

しかし DVS 機能だけでは系統電圧支持能力がやや不足する。そこでインバータと並列にインバータの 30% の容量の同期調相機 (RC, Rotary Condenser) を設け、穏やかな AVR (Automatic Voltage Regulator, 自動電圧制御) を持たせる。その他は前節までの条件と同じとする。

RC の慣性を小さくしていくと不安定になる。本ケースでは 0.5 秒が安定限界であった (図 5.27)。過渡的変動は故障発生から 0.5 秒で収まっており、慣性極小の同期発電機のケースよりも更に安定度は良くなっている。故障点に近い小さい方の系統 1 の RC は故障クリア後に若干無効電力を増加させているが、これは連系線の無効電力ロスの増を補填するためである。

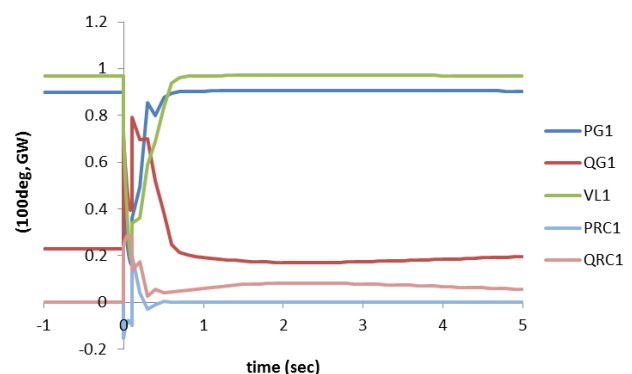


図 5.27 インバータ電源+RC の安定限界

このように、系統故障により原動機出力 (つまり発電機入力) と発電機出力には、それらの物理から

何がしかの不均衡が生じ、その不均衡を吸収するのが慣性（に相当するもの）の役割である。必要となる慣性の大きさは原動機・発電機系の物理によって異なる。タービン・同期発電機という通常の系ではこの不均衡が非常に大きいので非常に大きな慣性を必要とする。PV パネル・インバータという系ではこの不均衡が極小なので極小の慣性（に相当するもの）しか必要としない。発電機に何がしかの慣性（に相当するもの）が必要なことは真実であるが、その必要性の程度は系によって 2 桁以上の違いがある。ゆえに、PV が小さな慣性（に相当するもの）しか持たないから本格的な電源たりえないと断じることは不当である。

過渡安定度が破れる蓋然性

著者の 40 年以上の電気技術者人生で同期安定度が破れた事例はただ 1 件しか見ていない。これは 77kV 母線故障で、保護装置が粗末な時代ゆえ故障除去に 1 秒もかかり、その間に 154kV 系の火力が同期外れに至ったものである。但し計算上は故障がずっと続いても同期外れしないはずであった。なぜ同期外れに至ったのだろうか。犯人は OEL（Over Excitation Limiter, 過励磁制限）の整定にあった。同期発電機の界磁巻線は巨大な鉄の塊でできている回転子に巻かれているので、過電流になってもそう易々とは温度上昇しない。普通は数十秒の時限を持たせてある。ところがこの発電機は時限がゼロになっていた。77kV 母線故障と同時に界磁電流は増大し、OEL が動作し、界磁電流を絞った結果、磁束が弱まり、同期安定度が維持できなくなった。これ以降、火力発電機の OEL の整定も系統部門のチェックを受けるべし、というルールになった。

発電機とモーター負荷と不安定を促進しあうという悪しき物理現象は 3 相故障でモーターが大きく減速する場合に発生しやすい。では送電線に雷撃があったときに 3 相故障になるだろうか？ 雷は（普通は）マイナスの電荷が落ちてくるので、送電線はプラスの電位にある相が放電しやすくなる。しかし 3 相のうち少なくとも 1 相はマイナスの電位になっているから、3 相全部を故障させるのは相当大きな雷である。こういうわけで雷撃による 3 相故障は多くはなく、特に、高電圧の基幹系統では非常に少なくなっている。それに送電線では、故障点は変電所母線からかなりの距離があり、母線から見ればその距離によるインピーダンスを介した 3 相故障だから、母線での完全短絡よりは程度が軽く、易々と同期外れに至るとは考えにくい。

もしこの種の同期外れが発生するとすれば、原因は母線故障だろう。2 通りのシナリオが考えられる。第 1 は 3 相一括母線型 GIS（Gas Insulated Switchgear）の内部故障で、最初は 1 相地絡でも、半サイクル（8 ミリ秒）もたないうちに 3 相故障に移行する。第 2 は作業安全のために付けた現場接地を外し忘れて充電するというヒューマンエラーである。これらの 2 つのシナリオはかなり現実味があり、ヒューマンエラーは訓練などで減らせるが、GIS は経年劣化が進むと故障の蓋然性が高まり、今後ますます技術水準が低下するので、本当に同期外れ現象を引き起こしかねないと著者は見ている。

送電線故障で同期外れが起こるとすれば、高速多相再閉路図を行う超高压送電線における図 5.28 のような 2 回線にまたがる故障であり、中でも 2 相が故障し 1 相が欠けた状態になる 2 ϕ 3LG が厳しい。2 ϕ 4LG の場合は 2 回線とも停止するので、ループ系統でなければ同期安定度の範疇外である。

なお高速再閉路するまでの 1 秒ほどの間（無電圧時間という）、A 相・C 相から静電誘導・電磁誘導により B 相にエネルギーが供給される。これを二次アークといい、特に 1 ϕ 2LG の場合に二次アーク電流が大きい。これで故障のアークが消えにくくなり、アークが消えないうちに再閉路すると再び故障してしまう。再度の高速再閉路は遮断器の性能上無理で、再閉路失敗相を含む 3 相一組全部が停止する。それゆえ送電線亘長と無電圧時間の間には条件があり、著者が計算してみたところでは、0.833 秒（60Hz

系統の 50 サイクル) の無電圧時間では亘長 100km 以内の 500kV 送電線ならまず安全である。

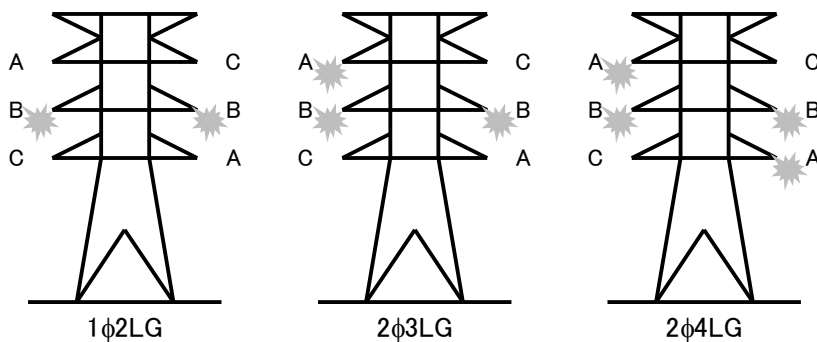


図 5.28 超高压送電線の典型的な 2 回線故障

減速脱調⁽⁵⁾

通常、過渡不安定は「加速脱調」として現れる。不安定な発電機は時間とともに位相角を増加させ、最後には同期外れに至る。この現象は系統が外部へ多量の電力を送電しているときに現れやすい。その双対概念として「減速脱調」を考えることができる。不安定な発電機は時間とともに位相角を減少させ、最後には同期外れに至る。この現象は系統が外部から多量の電力を受電しているときに現れやすいであろう。しかし、そのような現象が実在するだろうか？減速脱調を引き起こす条件は、図 5.1 に示したメカニズムにより、負荷が多量の誘導機を含む場合の加速脱調を引き起こす条件に似通っている。

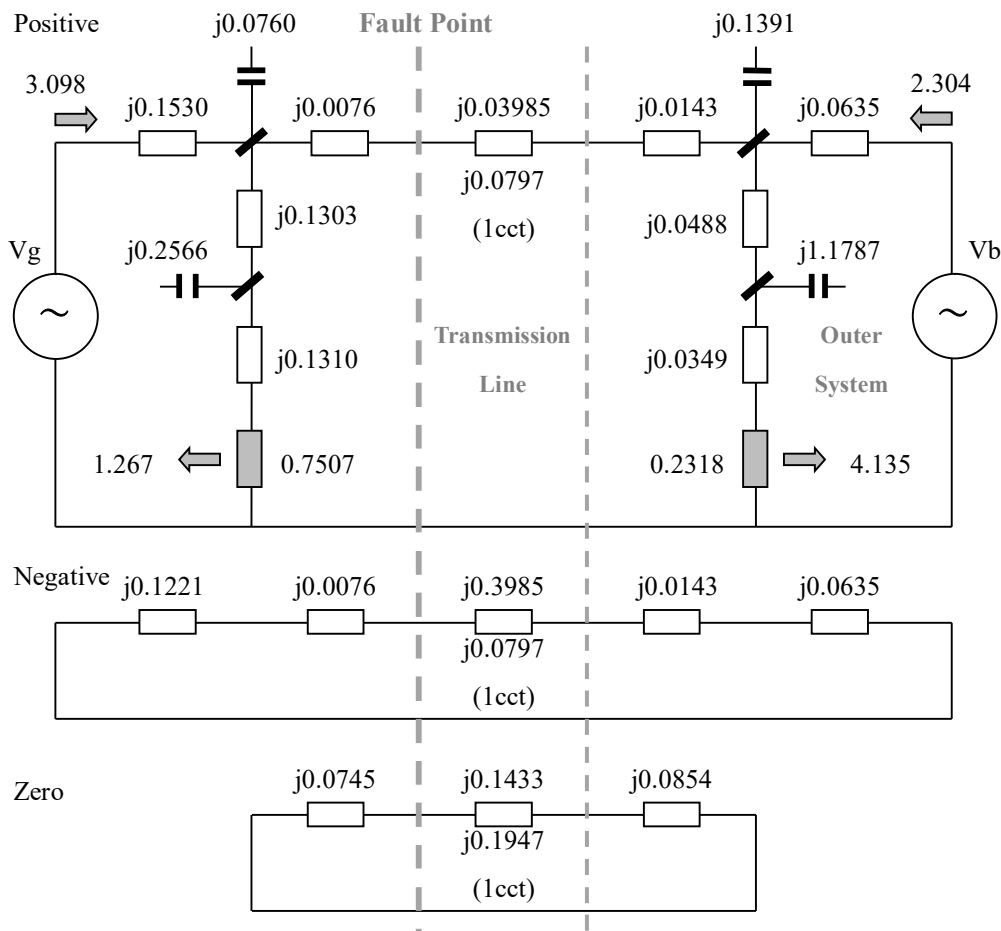


図 5.29 例題系統の対象座標法表現の等価回路

減速脱調が生じる条件は以下のように列挙される。

- ①外部からの受電潮流が長く大きく抑制される。
- ②内部抵抗低下時に負荷消費電力が増加する。

条件①は欠相運転となる 2 回線故障が生じたときに現実化する。条件②は対象系統に近距離のローカル電源が豊富にある場合に現実化する。負荷電圧はローカル電源に協力に支持され、従って、内部抵抗低下時に消費電力が増加する。よって減速脱調は理論的には存在する。しかし現実の電力系統で発生するだろうか？調査の結果、著者は 1 つの例題系統を見出した。

対象座標法表現の等価回路を図 5.29 に示した。この系統はローカル電源が豊富で電圧安定度は良好である。外部とは 275kV の 2 回線送電線 1 ルートで連系している。単独系統とならない最も厳しい故障は 3φ4LG-O-C である。

この系統は 20 世紀末までは需給バランスがとれていたが、新規電源が遠方に立地し、燃料費の高いローカル火力が廃止となった。かくてこの系統は、特に発電時などに、受電重潮流に悩むこととなった。対策として連系 275kV 送電線に避雷器を配備したのであるが、2 回線 6 相のうち異なる 2 相に取り付けるのみであったため、大きな雷撃があると 3φ4LG が本当に生じかねない。もちろん高速再閉路により単独になる蓋然性は低いが、減速脱調が本当に起こりかねない状況になってきた。

負荷を定インピーダンス (定 Z) であると仮定して、各種故障条件下での P-δ曲線を計算した結果を図 5.30 に示す。欠相故障時の減速脱調は起こらないように思える。

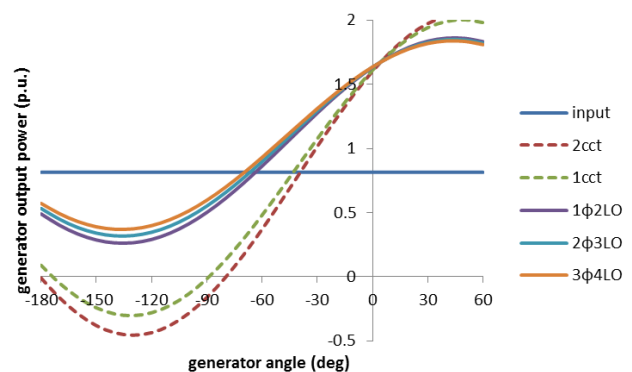


図 5.30 P-δ曲線(静的負荷)

しかし動的負荷では、内部抵抗が低下するにつれて、図 5.31 に示すように減速脱調の危険性が增大する。負荷消費電力は、図 5.32 に示すように、内部抵抗の低下に伴い増大する。

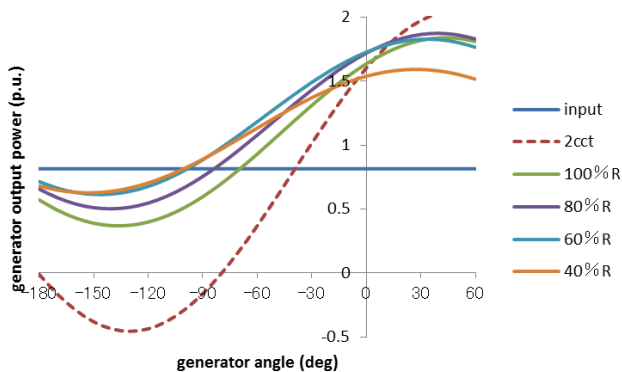


図 5.31 P-δ曲線(動的負荷)

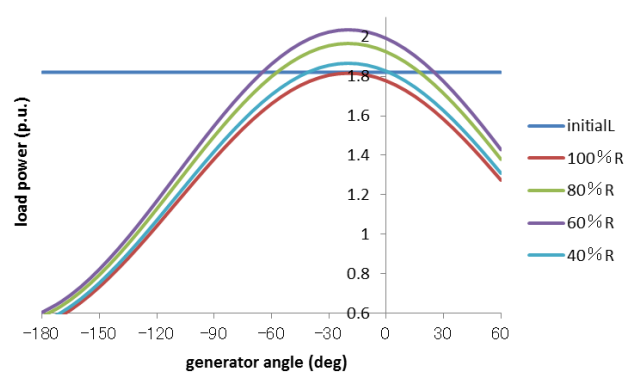


図 5.32 負荷 P-δ曲線(動的負荷)

発電機の速応励磁能力を考慮する必要もある。速応励磁は通常の(加速脱調の)過渡安定度を改善する効果がある。では減速脱調ではどんな効果があるだろうか？この効果を評価するため発電機内部起電力を 1.15 倍してみた。P-δカーブは図 5.33 のようになった。過渡安定度は破綻して減速脱調が生じる。負荷 P-δカーブは図 5.34 のようになった。内部抵抗の低下に伴い負荷消費電力が著しく増大している、

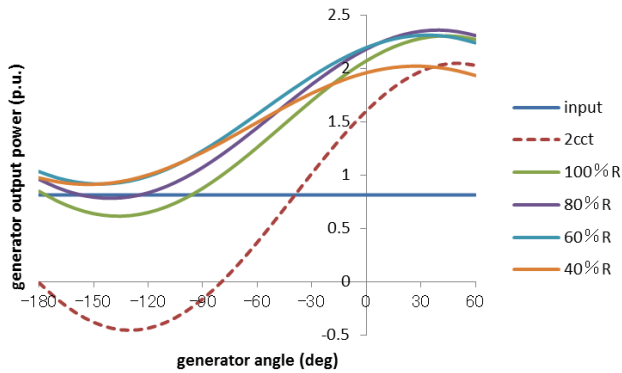


図 5.33 P- δ 曲線(動的負荷, 速応励磁)

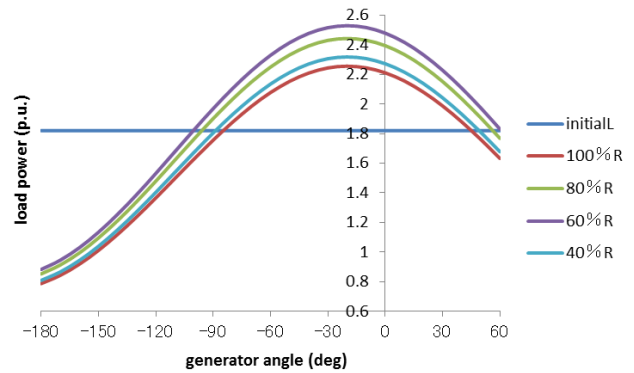


図 5.34 負荷 P- δ 曲線(動的負荷, 速応励磁)

以上の解析結果を検証するため、次の 3 ケースのシミュレーションを行った。

1. 定インピーダンス負荷 (CZ) .
2. 定電流負荷。電圧低下時に定 Z に移行しない。(CI)
3. 誘導機 50%と CZ50%の混合 (IM50%)

結果を図 5.32 に示す。故障は 3 ϕ LG-O, 再閉路は 2 秒後に実施した。CZ 負荷のケースでは過渡安定度は維持された。CI 負荷のケースでは減速脱調が生じた。50%IM 負荷でも減速脱調が生じたが、CI 負荷よりも遅く現れている。CI 負荷の方が早く減速脱調する理由は、CI 負荷は負荷電圧低下と同時に内部抵抗が減少するのに対して、50%IM 負荷では誘導機の慣性のため内部抵抗に減少に時間を要するからである。

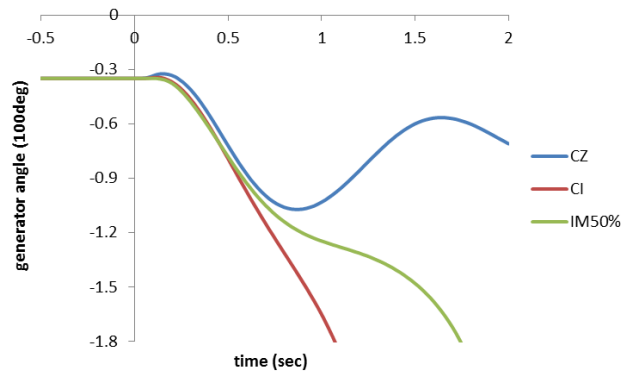


図 5.35 負荷モデルによるシミュレーション結果の相違

文献

- (1) 上田智之・駒見慎太郎：「分散型電源大量導入時における動的負荷を考慮した過渡安定度」, 電学論 B, 126 巻 10 号, pp.969-976 (2006)
- (2) 駒見慎太郎：「電力系統モデルの検証の重要性について」, 電学誌, Vol.132, No.12 pp.820-823 (2012)
- (3) Y. Yamagishi and S. Komami: “Practical Power System Aggregation Considering Dynamic Loads”, IEEJ Trans. PE, Vol. 128, No. 2, pp.381-387 (2008)
- (4) 上田智之・駒見慎太郎：「分散型電源大量導入時における動的負荷の安定性解析」, 電学論 B, 127 巻 2 号, pp.371-378 (2007)
- (5) 上田智之・駒見慎太郎：「動的負荷の影響を考慮した減速脱調現象」, 平成 17 年電気学会電力系統技術研究会資料, PSE-05-12, 2005