

## 4. 再生可能エネルギーと電圧安定度

再生可能エネルギー（Renewable Energy, RE）が大量連系した基幹系統の3相地絡を伴う故障時の電圧安定性については既に報告した<sup>(1)</sup>。しかしながら、基幹系統の3相故障は容易に生じない。なぜなら500kV送電線への雷撃では2相故障は観測されるが、3相故障は未だ報告がない。考えられる基幹系統の3相故障は、①3相一括型GISの内部故障、②現場接地を外し忘れての充電、の二通りくらいしか想定できない。本稿は頻度の高い故障を想定し、基幹系統よりもむしろローカル系統において、3相故障を伴わない2回線送電線の1回線開放があった場合の電圧安定性を論じる。

解析にはP-Vカーブ、N-Vカーブ、T- $\omega$ カーブを用いる。シミュレーションには長時間電圧計算プログラム（通称、V法）、実効値安定度計算プログラム（通称、Y法）を用いる。

系統モデルとしては北陸地域で最も電圧安定性の良くない154kV/77kV一次変電所を取りあげる。負荷は、①指数モデルの静的負荷（実務で多く用いられている）、②電力の50%が誘導機で使われている負荷、の二通りを模擬する。負荷の配置箇所は、①77kV母線に直付け（実務で多く用いられる）、②77kV母線から負荷までの経路（負荷ブランチ<sup>(2)</sup>）のインピーダンスを介して負荷を配置、の二通りを模擬する。

REの大量連系がある場合は1GVAベースで0.2p.u.とする。REの電圧低下時の電圧感度として①定インピーダンス特性、②定電流特性、の二通りを模擬する。

解析の結果、電圧安定限界を求めるには、①誘導機負荷の模擬、②77kV母線から負荷に至る経路、の模擬が不可欠である。REの電圧低下時の電圧感度としては、定電流特性の方が定インピーダンス特性よりも電圧安定性が良好になる。なお解析は場合分けによりケースが多く、全てを網羅すると分量が多くなるので、論旨の展開に必要なものを抜粋して掲載する。

電圧不安定現象には2種類ある<sup>(1)</sup>。

第1は変圧器のタップ制御が暴走するものである。遅い現象なので「遅い電圧不安定」とも言う。

第2は負荷中の誘導機がストールするものである。速い現象なので「速い電圧不安定」や、「過渡電圧不安定」とも言う。

わが国では遅い不安定現象には多くの文献がある。これは1987年7月23日に発生した関東西部大停電があったからで、その様相が遅い電圧不安定現象として説明されてきたからである。しかし最終的に電圧が急激に低下する「電圧崩壊」は、タップ動作だけでは説明できず、誘導機負荷のストールの模擬が必要であるとする意見も国内外にあった。他方、速い電圧不安定現象を扱った文献は極めて少ない。これは先進国・途上国の中で唯一わが国だけ、誘導機負荷モデルが電力系統解析に用いられてこなかった歴史と密接な関係がある。

### 実在ローカル負荷系統モデル

これら2種類の電圧不安定現象を再現しうる最も簡単な系統モデルを図4.1に示す。題材として北陸地域で最も電圧安定性が劣る154kV/77kV変電所とこれに供給する送電システムをとった。電圧不安定現象に致命的に影響する要素のみ考慮し、他は無視する。従って流通経路の抵抗分、静電容量は無視する。誘導機一次抵抗も無視する。各要素の初期値は次の通りで、特に断りなき場合は1GVAベースのp.u.値である。

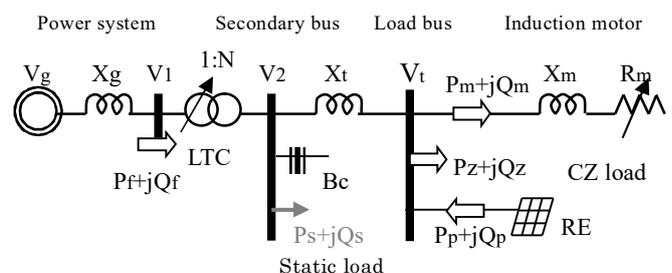


図4.1 電圧不安定現象を再現する最小モデル

$V_g = 1.01$  ;  $X_g = 0.8132$  (2 回線時),  $1.318$  (1 回線時)

$X_t = 0.5578$  ;  $X_m = 0.09$  (誘導機消費電力ベース)

$N = 1$  ;  $V_2 = 1$  ;  $B_c$  は  $V_2 = 1$  となるよう調整。

基幹系統は電圧源  $V_g$  と内部リアクタンス  $X_g$  で表わす。変圧器リアクタンスは  $X_g$  に含め、理想 LTC (on-Load Tap Changer, 負荷時タップ切替器) として模擬する。二次母線には大量のコンデンサを置くが、これは現実を反映している。

負荷を二次母線に直付けする場合は静的負荷  $P_s + jQ_s$  として模擬する。

負荷を負荷ブランチ  $X_t$  を介して負荷母線に置く場合は誘導機、定インピーダンス負荷、RE を並列に接続する。誘導機の並列無効電力損失は進相コンデンサで補償されるとして、拘束リアクタンス  $X_m$  による直列無効電力損失  $Q_m$  のみ考慮し、 $Q_m/P_m = 0.1$  とする。定インピーダンス負荷は、特に断りなき場合は  $Q_z/P_z = 0.1$  とする。RE は、特に断りなき場合は  $Q_p/P_p = -0.2$  とする。これは現実の太陽光発電 (Photovoltaic Generation, PV) の配電ネットワーク電圧上昇軽減のための進み定力率運転<sup>(3)</sup>を模擬したものである。

わが国の場合、負荷ブランチのリアクタンスは、ピーク需要ベースで平均  $0.175\text{p.u.}$  ほどである<sup>(4)</sup>。そのかなりの部分 ( $0.1\text{p.u.}$  程度) は配電用変圧器 (配変) に由来する。わが国の配電電圧は  $6.6\text{kV}$  で、諸外国の  $22\text{kV}$  級よりも低い。また短絡電流は  $12.5\text{kA}$  に制限されている。これらは安全性の確保に有効であったが、配電系統の短絡容量を  $\sqrt{3} \times 6.6\text{kV} \times 12.5\text{kA} = 143\text{MVA}$  に制限し、系統全体の電圧レギュレーションを悪化させる。配変だけでこの小さな短絡容量を実現するため、わが国で最も多数使われている  $20\text{MVA}$  配変では自己容量ベースのリアクタンスを  $20\text{MVA} / 143\text{MVA} = 0.14\text{p.u.}$  という、 $77\text{kV}$  級変圧器としては非常に高インピーダンスな設計を余儀なくされている。このように負荷ブランチは、そのリアクタンスが非常に大きくなっているわが国において、特に考慮されねばならない。

なお本題材はピーク需要が  $0.326\text{GW}$  なので、ピーク需要ベースでは  $0.5578\text{p.u.} \times 0.326\text{GW} = 0.182\text{p.u.}$  となり、平均よりやや大きめである。

故障は当該  $154\text{kV}$  変電所に供給している  $154\text{kV}$  の 2 回線送電線のうち 1 回線が開放したものとし、系統側リアクタンス  $X_g$  の増大 ( $0.8132$  から  $1.318\text{p.u.}$  へ) で模擬する。

### 負荷を二次母線に直付けした解析

この解析法は現実の構造を反映していないが、実務で標準的に行われている。

**P-V カーブ** 送電線を 2 回線 (2cct) から 1 回線 (1cct) にしたときの P-V カーブと、定インピーダンス負荷 (CZL) と定電流負荷 (CIL) の有効電力-電圧特性を図 4.2 に示す。初期潮流は以下の解析で登場する最大値の  $0.50\text{GW}$  とした。初期状態は A 点である。送電線が 1 回線になると、負荷が定インピーダンスの場合は B 点に、定電流の場合は C 点に移行する。図では送電線 1 回線時にも安定な平衡点が存在し、この負荷系統が電圧崩壊を起こすことはない。

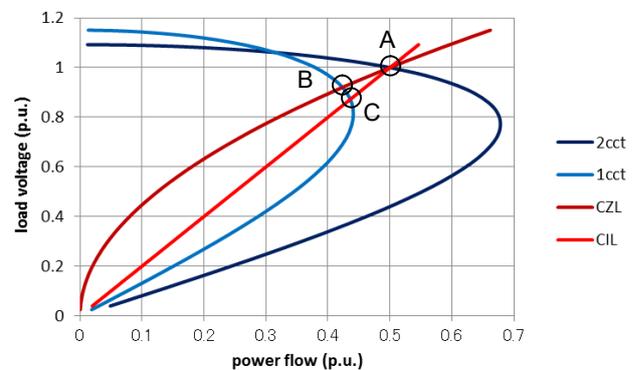


図 4.2 P-V カーブと負荷の電力-電圧特性

初期潮流  $0.50\text{GW}$ 、送電線が 1 回線するとき、LTC のタップ  $N$  を変えて P-V カーブを描くと図 4.3 のようになる。定インピーダンス負荷線との平衡点付近を拡大表示した。  $N$  が  $1.2$  までは負荷電圧が上昇するが、

N が 1.3 を超えると負荷電圧はかえって低下する。また N を 1.4 まで増大しても負荷電圧は故障前の 1 に回復できない。このように P-V カーブを用いて LTC の動きを解析することは可能である。しかし初期潮流 0.50 の 1 ケースだけでも図が錯綜するので、初期潮流を変えて電圧が 1 に戻りうる安定限界潮流を求めるには多くの図を必要とし、不便である。

**N-Vカーブ** そこでLTCの動きを解析する別法としてN-Vカーブを提案する。これはタップNを変えた場合の二次電圧V<sub>2</sub>を描いたものである。タップが1:Nのとき、二次母線から見た系統側は、リアクタンスN<sup>2</sup>X<sub>g</sub>背後の電圧NV<sub>g</sub>となる。

初期下り潮流（つまり負荷量）によってカーブは変化する。P<sub>s</sub>∝V<sub>2</sub><sup>1.2</sup>, Q<sub>s</sub>∝V<sub>2</sub><sup>2</sup>の静的負荷を模擬した場合の計算結果を図4.4に示す。V<sub>2</sub>のピーク値V<sub>2max</sub>が初期値1を超えれば電圧回復できる。

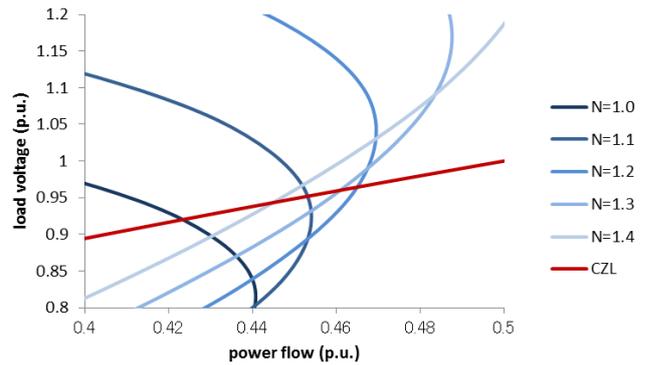


図 4.3 タップ位置による P-V カーブの変化

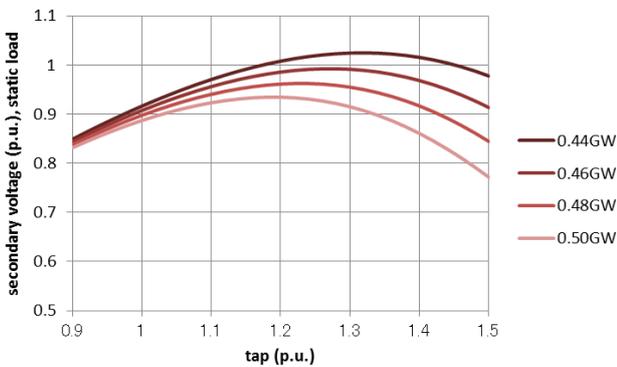


図 4.4 初期潮流による N-V カーブ(静的負荷)

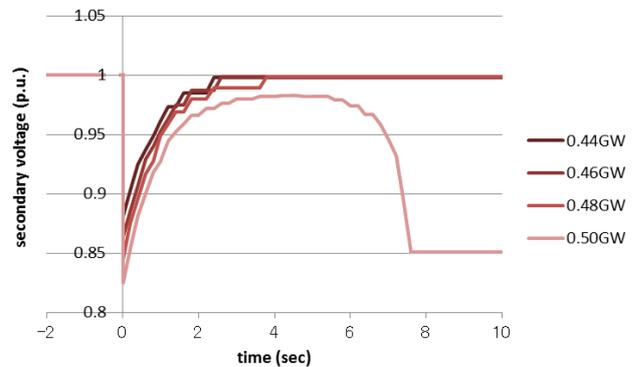


図 4.5 長時間電圧シミュレーション(静的負荷)

N-V カーブに対応するシミュレーションとしては長時間電圧計算プログラム (V 法) がある。本解析例に対応する結果を図 4.5 に示す。解析もシミュレーションも負荷有効電力を P<sub>s</sub>∝V<sup>1.2</sup> と模擬したのは、V<sub>s</sub><sup>1.0</sup> と模擬すると収束不良が発生し計算が中断される場合があったからである。

解析では初期潮流 0.44GW 以下で安定だったが、シミュレーションでは初期潮流 0.48GW 以下で安定となり、シミュレーションの方が安定である。これはシミュレーションでは不感帯のある離散値制御であり、解析は不感帯のない連続制御を模擬しているための差と思われる。

N-V カーブにおいて誘導機負荷を模擬することはできないが、近似的にであれば考慮することは可能である。並列無効電力ロスコンデンサで補償した誘導機の場合、有効電力はほぼ P<sub>m</sub>∝V<sub>2</sub><sup>0</sup>, 従って電流はほぼ I<sub>m</sub>∝V<sub>2</sub><sup>-1</sup>, 直列無効電力ロスは Q<sub>m</sub>∝V<sub>2</sub><sup>-2</sup> になる。定インピーダンス負荷は有効・無効電力とも P<sub>z</sub>∝V<sub>2</sub><sup>2</sup>, Q<sub>z</sub>∝V<sub>2</sub><sup>2</sup> である。誘導機と定インピーダンス負荷が半々に混合していれば、負荷全体の電圧感度は、P<sub>L</sub>∝V<sub>2</sub><sup>1</sup>, Q<sub>L</sub>∝V<sub>2</sub><sup>0</sup> となる。擾乱直後や電圧低下が顕著な場合はこの模擬から外れるが、一応の目安としては、こういう模擬方法もありうる。解析結果を図 4.6 に示す。カーブの形は静的負荷の場合と相当異なり、タップ値 N が大きくなると収束不良が生じる。

N-V カーブでは RE も考慮可能である。電圧感度 P<sub>p</sub>∝V<sub>2</sub><sup>1</sup>, Q<sub>p</sub>∝V<sub>2</sub><sup>1</sup> の RE を二次母線に接続し出力を 0.2GW とする。無効電力は進み定力率を考慮して -0.04Gvar とする。解析結果を図 4.7 に示す。カーブの形は静的負荷の場合に似ている。

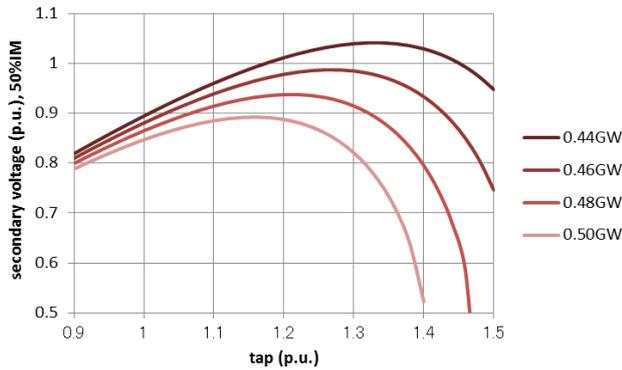


図 4.6 初期潮流による N-V カーブ (IM 負荷)

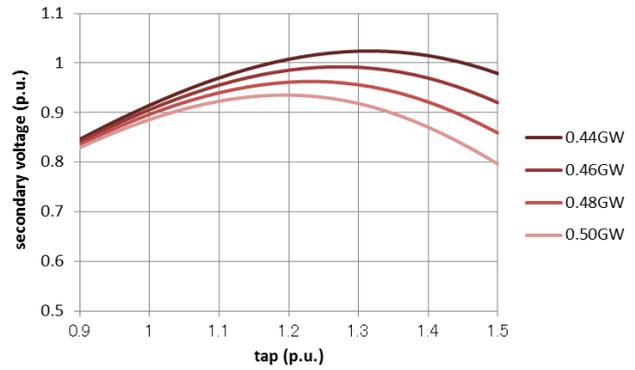


図 4.7 初期潮流による N-V カーブ (静的負荷+RE)

安定限界を求めるには、初期下り潮流ごとに  $V2_{max} - 1$  をプロットする。結果は図 4.8 のようになった。4 点あるデータを 2 次曲線近似し、 $V2_{max} - 1 = 0$  を与える初期潮流を算出すると、静的負荷、誘導機負荷、静的負荷+RE の 3 ケースとも  $0.455GW$  と、同じ値となった。この初期潮流値以下であれば LTC がタップを上げることにより初期二次電圧 1 に回復できる。

N-V カーブで解析した 3 ケースの安定限界を、初期潮流および初期負荷量として図 4.9 にまとめた。

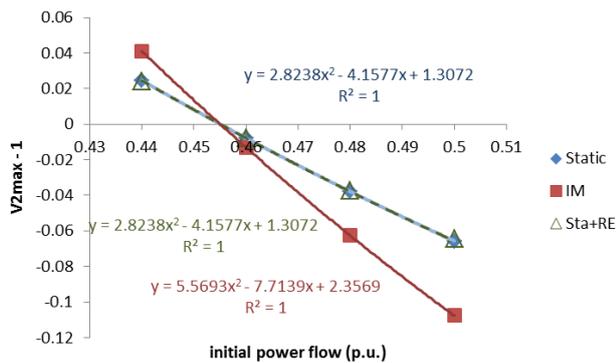


図 4.8 潮流による  $V2_{max}-1$  値の変化

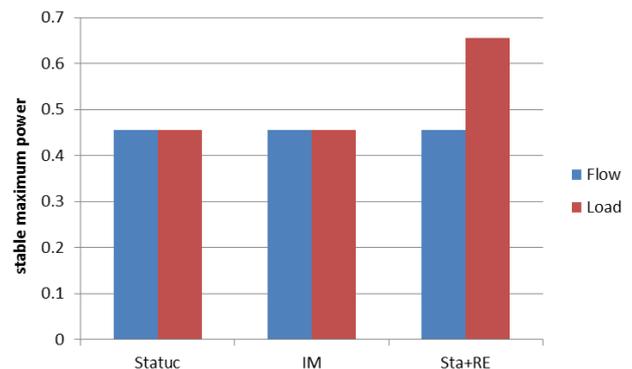


図 4.9 電圧安定限界初期潮流/負荷量

ただし、現実の LTC のタップは  $0.9 \sim 1.1$  くらいの範囲であり、本稿のように  $1.5$  という例はない。配変の LTC を考慮しても  $1.2$  強にしかならない。従って現実には、タップが上限に達すればそこで二次電圧は一定となる。二次電圧が初期値に回復できないことは、電圧レギュレーションにおいて好ましくない「電圧異常低下」現象ではあっても、 $50\%$  電圧を下回るような「電圧崩壊」現象ではない。

図では初期潮流という観点からは 3 ケースすべてで安定限界は同じであった。初期需要という観点からは、RE 出力  $0.2GW$  のケースのみ、安定限界初期需要が  $0.2GW$  だけ大きくなる。

こういう結論になるのは当然である。N-V 解析では二次電圧  $V2$  が初期値 1 に回復できれば、いかなる負荷や RE であれ、その有効・無効電力は初期値と同じになるからである。N-V 解析によれば電圧安定限界は初期潮流だけで決まり、負荷や RE の構成には無関係ということになる。従って RE の低電圧時の出力特性は電圧安定限界に影響しない。また需要端に設置された RE の出力の分だけ電圧安定限界需要が増えることとなり、RE の需要近接性は大いに評価されることになる。

だがこれは真実だろうか？

### 負荷ブランチを考慮した解析

誘導機を含む動的負荷の瞬時電圧低下 (瞬低) 時のふるまいを精度よくシミュレーションで再現するには負荷ブランチの模擬が不可欠であるとは既に文献(2)で紹介した。

同様の指摘は米国でも見られる<sup>(5)</sup>。ならば、1 回線遮断時の電圧安定性の評価にも負荷ブランチの模擬が不可欠なのではないだろうか。

**T- $\omega$ カーブ** 負荷ブランチを省略した N-V カーブ解析では、初期潮流 0.50GW 以下、考えられるタップ比の範囲内では、二次母線において初期電圧まで回復できないことはあっても、収束不良が生じること、すなわち電圧崩壊に至ることはなかった。またタップ動作は遅い。そこでもっと速い誘導機のストール現象に注目する。解析には文献(1)で用いた T- $\omega$ 解析が有力である。

初期値算出には反復計算が必要になる。まずある負荷電圧  $V_t$  を仮定する。このとき誘導機の有効・無効電力は次のように算出される。

$$P_m = \frac{V_t^2 R_m}{R_m^2 + X_m^2}, \quad Q_m = \frac{V_t^2 X_m}{R_m^2 + X_m^2} \quad (4.1)$$

これに定インピーダンス負荷  $P_z + jQ_z$ , RE 出力  $P_p + jQ_p$  を加除して差引負荷電力  $P_t + jQ_t$  を得る。

負荷母線の位相が二次母線の位相より  $\delta$  だけ遅れているとすると、差引負荷電力は

$$P_t = \frac{V_2 V_t \sin\delta}{X_t}, \quad Q_t = \frac{V_2 V_t \cos\delta - V_t^2}{X_t} \quad (4.2)$$

と表わされる。これから位相角  $\delta$  を消去すると方程式

$$V_t^4 + \{2X_t Q_t - V_2^2\} V_t^2 + X_t^2 (P_t^2 + Q_t^2) \quad (4.3)$$

が得られ、これを解いて  $V_t$  を求める。この  $V_t$  値を仮定した値に替えて(4.1)式に代入する。このプロセスを収束誤差が十分小さくなるまで繰り返す。

こうして負荷母線初期値  $V_t$  および誘導機二次抵抗  $R_m$  が求まると同時に、定インピーダンス負荷のアドミタンス初期値  $G_z + jB_z$  と RE のアドミタンス初期値  $G_p + jB_p$  が次のように求まる。

$$G_z + jB_z = \frac{P_z - jQ_z}{V_t^2}, \quad P_p + jB_p = \frac{-P_p + jQ_p}{V_t^2} \quad (4.4)$$

T- $\omega$ カーブでは、任意の回転数  $\omega$  のとき、二次抵抗  $R_m$  は

$$R_2 = R_m (1 - \omega) = R_{m0} (1 - \omega_0) \quad (4.5)$$

なる関係から求まる。ここに  $R_2$  は（静止時の）二次巻線抵抗、 $R_{m0}$  と  $\omega_0$  は基準状態の二次抵抗と回転数である。RE は非線形であり、アドミタンス初期値を用いて負荷母線電圧  $V_t$  を算出する。この  $V_t$  により誘導機二次抵抗と RE アドミタンスが変化する。こうして収束計算を誤差が十部小さくなるまで繰り返す。こうして T- $\omega$ カーブが求まる。

RE なしの場合の T- $\omega$ カーブを図 4.10 に示す。図では電気トルク  $T_e$  から機械トルク  $T_m$  を差し引いた加速トルク  $T_e - T_m$  を示す。機械トルク  $T_m$  は回

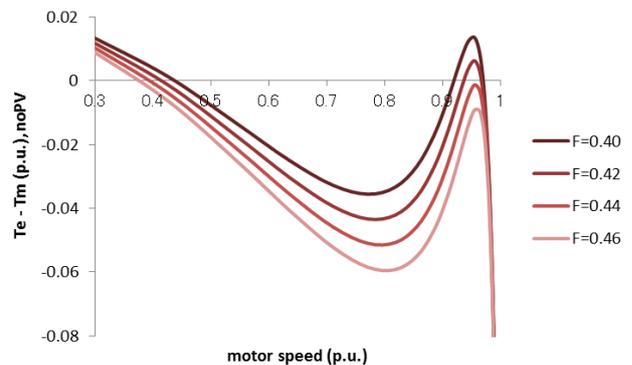


図 4.10 初期潮流による加速トルク(RE なし)

回転数 $\omega$ の 2 乗に比例するものとする。カーブは初期潮流により変わり、潮流 0.42GW 以下で安定、潮流 0.44GW 以上で不安定とわかる。

同じケースの安定度シミュレーション結果を図 4.11 に示す。潮流 0.42GW 以下で安定、潮流 0.44GW で不安定（誘導機ストール、電圧崩壊）となっており、これは  $T-\omega$ カーブによる解析結果と一致する。

ここに定インピーダンス特性の RE が 0.2GW 発電しているものとする。RE 力率は  $Q_p/P_p = -0.2$  の軽い進み力率とする。このときの  $T-\omega$ カーブを図 4.12 に示す。図では電気トルク  $T_e$  から機械トルク  $T_m$  を差し引いた加速トルク  $T_e - T_m$  を示す。機械トルク  $T_m$  は回転数 $\omega$ の 2 乗に比例するものとする。カーブは初期潮流により変わり、潮流 0.30GW 以下で安定、潮流 0.32GW 以上で不安定とわかる。

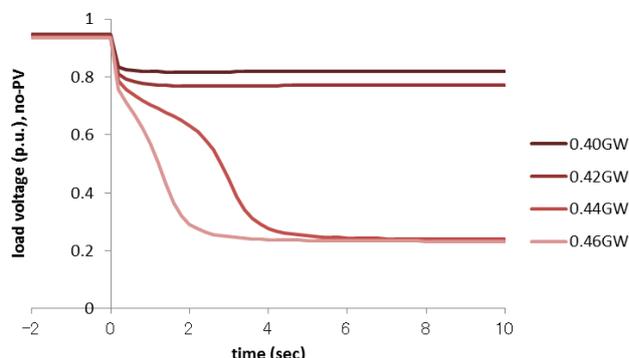


図 4.11 実効値シミュレーション(RE なし)

0.2GW を発電中の RE が定電流特性の場合の  $T-\omega$ カーブを図 4.13 に示す。図では電気トルク  $T_e$  から機械トルク  $T_m$  を差し引いた加速トルク  $T_e - T_m$  を示す。機械トルク  $T_m$  は回転数 $\omega$ の 2 乗に比例するものとする。カーブは初期潮流により変わり、潮流 0.36GW 以下で安定、潮流 0.38GW 以上で不安定とわかる。

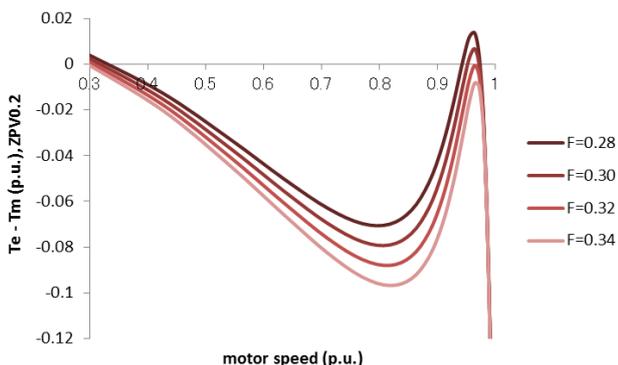


図 4.12 初期潮流による加速トルク(定 ZRE0.2)

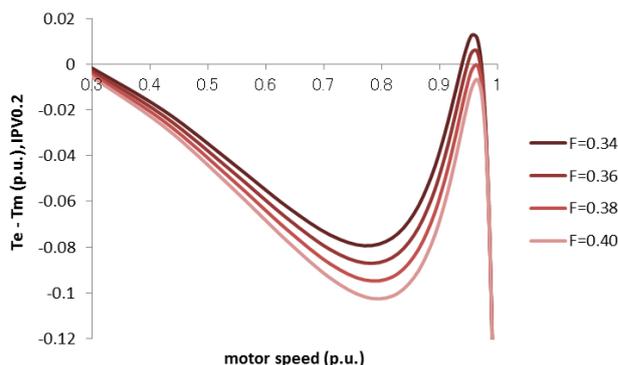


図 4.13 初期潮流による加速トルク(定 IRE0.2)

安定限界を求めるには、高速域での加速トルクのピーク値と初期潮流の関係をプロットして図 4.14 を得る。4 個のデータを 2 次曲線近似し、ピーク値がゼロとなる初期潮流を得る。安定限界は負荷・RE によって変化する。安定限界を初期潮流および初期負荷量で表現した結果を図 4.15 に示す。

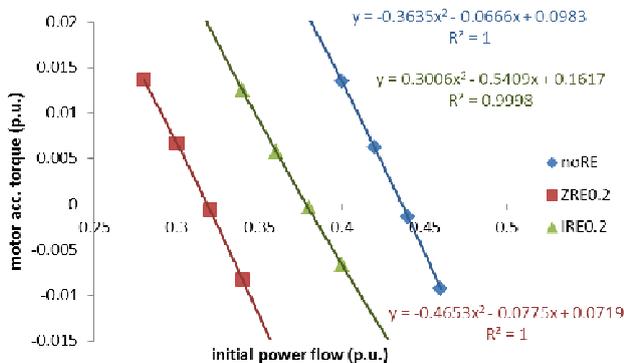


図 4.14 初期潮流による加速トルクの変化

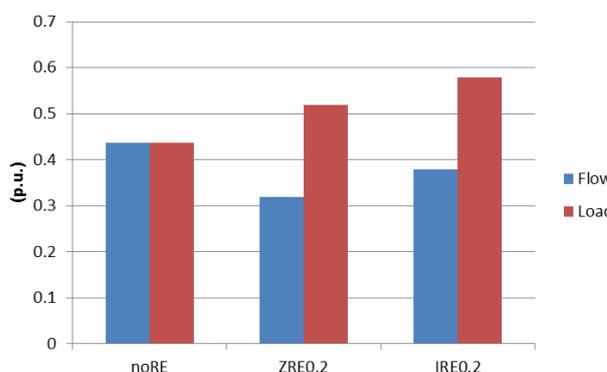


図 4.15 負荷・RE による安定限界潮流・負荷量

RE 出力 0.2GW のときの安定限界負荷量は RE なしの際のそれを確かに上回る。しかし初期潮流は RE なしの際を下回る。従って電圧安定性は初期下り潮流の大きさに管轄できず、RE の出力を知る必要がある。また定電流特性の RE の場合は定インピーダンス特性の RE の場合に比べて安定限界が無視できない程度、改善されている。

その理由を考えるため、初期潮流 0.34GW のときの、定インピーダンス RE (ZRE) および定電流 RE (IRE) の 2 ケースにおける定インピーダンス負荷電力 Pz, RE 出力 Pp, 誘導機電気トルク Te, 同機械トルク Tm, 負荷電圧 Vt を比較して図 4.16 に示す。目盛の都合で負荷電圧は半分の値を示す。

減速時には負荷電圧も低下している。低電圧時には、RE 出力は定電流 RE の場合の方が大きい。その増分の一部は電圧上昇による定インピーダンス負荷電力の増に割られるものの、かなりの部分が誘導機電気トルクの増分に回る。結果的に定インピーダンス RE の場合には全回転数領域で電気トルクが機械トルクを下回るが、定電流 RE の場合には高速域で電気トルクが機械トルクを上回る速度域があり、誘導機は安定維持される。

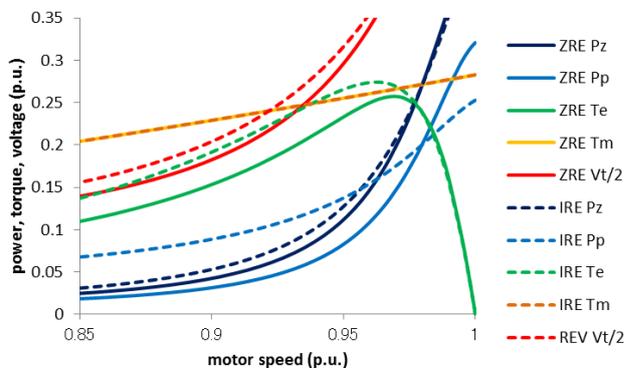


図 4.16 RE 設計によるトルク-速度曲線の相違

### 瞬低を伴う速い電圧不安定現象

これまでは 2 回線送電線の 1 回線停止を扱ったが、本節では 3 相地絡により 1 回線が停止するものとする。3 相地絡では電圧がゼロ近くまで低下する。そうすると負荷中の誘導機は系統からほとんどパワーを受けられない。他方、機械的負荷はパワーを消費する。誘導機は自らの回転エネルギーを放出することでこの mismatch を解消する。例えば、機械的負荷はモーター容量の 50%，モーターの慣性は 0.5 秒、瞬低は 100% 深さが 0.1 秒続くとする。瞬低の間にモーターはおおよそ

$$0.1 \text{ 秒} / (0.5 \text{ 秒} / 50\%) = 10\%$$

だけ減速する。故障前に回転数が 0.977 だったとすれば、故障クリアの瞬間には回転数は 0.877 にまで落ちていることになる。瞬低による誘導機の減速は負荷自体の不安定を促進する方向に作用する。送電線 1 回線が停止する場合には何らかの故障が伴うのが当然であり、実用上の安定限界負荷量は瞬低を伴わない場合よりも小さなものになる。

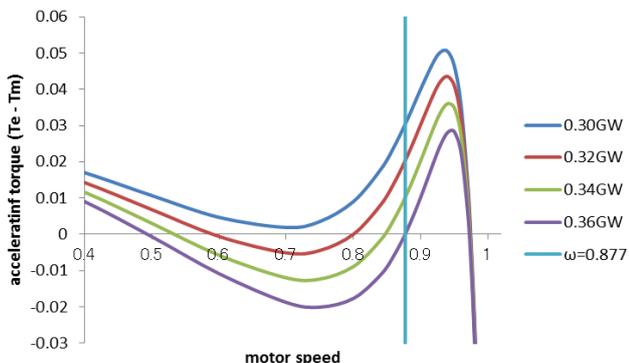


図 4.17 送電線 1 回線停止の T- $\omega$ カーブ (LB 模擬)

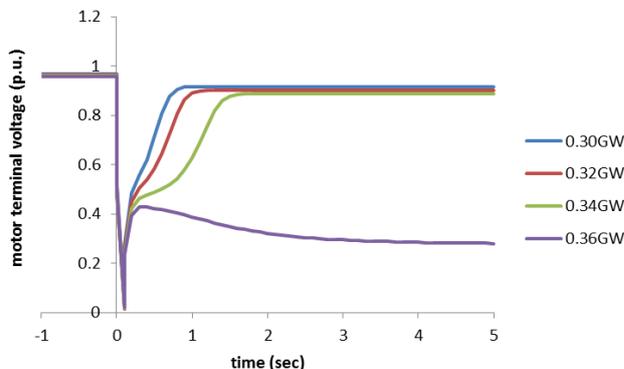


図 4.18 1 回線故障シミュレーション (IM, LB 模擬)

まず誘導機負荷、負荷ブランチ (LB) 模擬の場合のトルク - 速度曲線を描いてみる。故障クリア直後の回転数が 0.877 であるとして、このときの加速トルクが正であれば正常な運転状態に回復する。負ならばストール状態に移行する。結果を図 4.17 に示す。負荷が 0.34GW 以下のとき回転数 0.877 での加速トルクは正で、安定である。負荷 0.36GW のとき、回転数 0.877 での加速トルクは僅かに負で、不安定である。瞬低によるモーターの減速があるので、瞬低がない場合に比べて安定限界の負荷量は小さくなる。

同じ例で実効値シミュレーションを行ってみる。結果を図 4.18 に示す。負荷が 0.34GW 以下のときモーター電圧は正常に回復する。負荷が 0.36GW のときモーター電圧は異常に低下したまま回復しない (ストール)。安定限界の負荷量はトルク - 速度カーブによる解析と一致している。

**系統モデルによる安定限界の違い** 系統モデルが異なれば解析結果が大きく異なってくる。電力系統モデルとして

負荷：誘導機負荷 / 静的負荷      縮約：LB 模擬 / LB 省略

の、都合  $2 \times 2 = 4$  ケースで模擬する。誘導機負荷・三素子法のケースは既に図 4.18 に示した。他の 3 ケースのシミュレーション結果を図 4.19 から図 4.21 に示す。

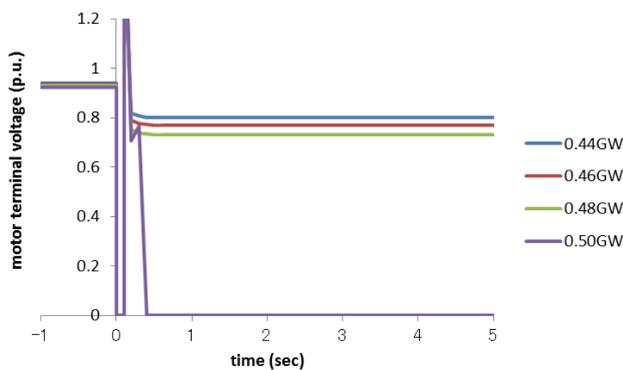


図 4.19 1回線故障シミュレーション(静的, LB 模擬)

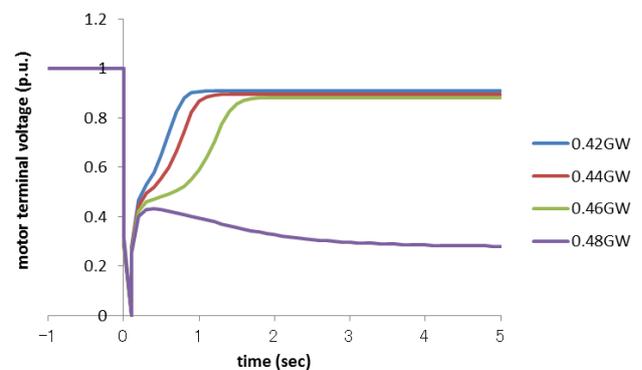


図 4.20 1回線故障シミュレーション(IM, LB 省略)

図 4.19 の静的負荷・LB 模擬のケースでは安定限界負荷量は 0.48GW と非常に大きくなる。図 4.20 の誘導機負荷・LB 省略のケースでも安定限界負荷は 0.46GW と非常に大きい。図 4.21 の静的負荷・LB 省略のケースに至っては、安定限界負荷は 0.64GW と、タップ安定限界 (0.48GW, 図 4.5) よりも大きくなる。勿論、図 4.18 の誘導機負荷・LB 模擬だけが真実で、他の 3 ケースは嘘なのであるが、嘘の 3 ケースでは安定限界が非常に大きく、楽観的な評価になっていることに注意すべきである。

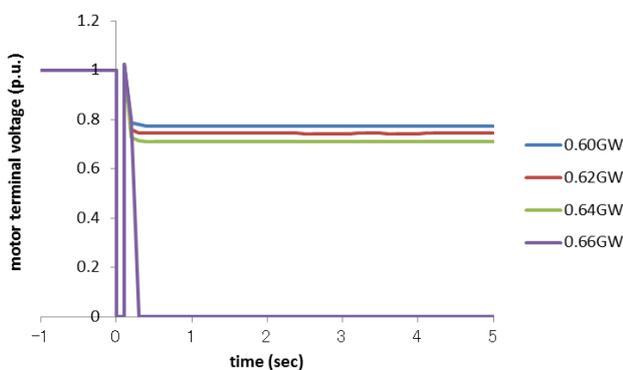


図 4.21 1回線故障シミュレーション(静的, LB 省略)

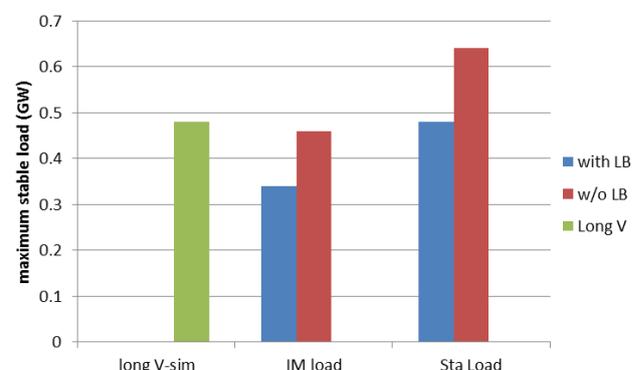


図 4.22 系統モデルによる安定限界の違い

以上の結果を、参考として地絡故障を模擬しない長時間シミュレーションも含めて比較すると、図 4.22

のようになった。静的負荷モデルまたは LB 省略のモデルを使うと、安定限界は地絡故障を模擬しない長時間電圧シミュレーションと同等もしくは大きくなっている。唯一、誘導機負荷・LB 考慮の場合だけ、小さい安定限界となっている。

わが国の電力系統解析では誘導機負荷モデルが用いられないので、地絡故障を伴う場合でも、電圧安定限界を決定する要因はタップの動作であり、長時間電圧シミュレーションこそが安定限界を見極める手段であると、誤って信じられている。ここに、現実的な系統モデルを用いることの重要性がある。

### 一部負荷停止の影響

系統モデルは現実を忠実に反映した誘導機負荷と LB を模擬した系統モデルを用いるとして、第 2 章での分析によれば、十分深い瞬低では負荷の約 30%が停止する。停止するのはモーター以外の負荷である。一部の負荷が停止すれば、モーターのストールは生じにくくなる。

瞬低でモーター以外の負荷の 60%（モーター比率が 50%だから全負荷の 30%に相当）が停止すると仮定してトルク - 速度曲線を描くと図 4.23 のようになる。故障直後にモーター回転数が 0.877 に低下しているとして、負荷量が 0.40GW 以下のときは加速トルクが正で安定であるが、負荷量が 0.42GW では加速トルクが負となり不安定となる。安定限界負荷量は一部負荷停止を考慮しない場合に比べて少なからず増大する。

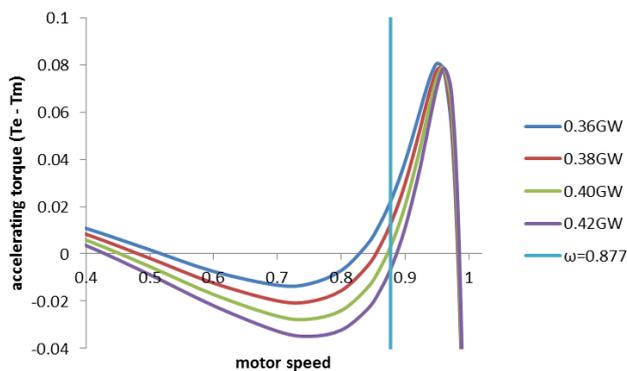


図 4.23 一部負荷停止時の加速トルク

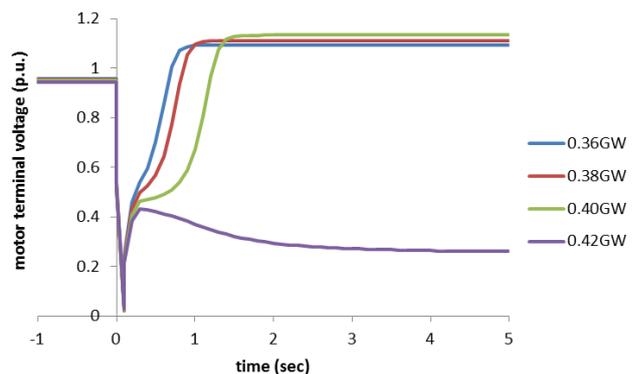


図 4.24 一部負荷停止時の実効値シミュレーション

実効値シミュレーションの結果は図 4.24 となった。負荷量が 0.40GW 以下ではモーター電圧が正常に復帰する。負荷量 0.42GW ではストールに至る。実効値シミュレーション結果はトルク - 速度曲線による解析結果とぴったり一致している。

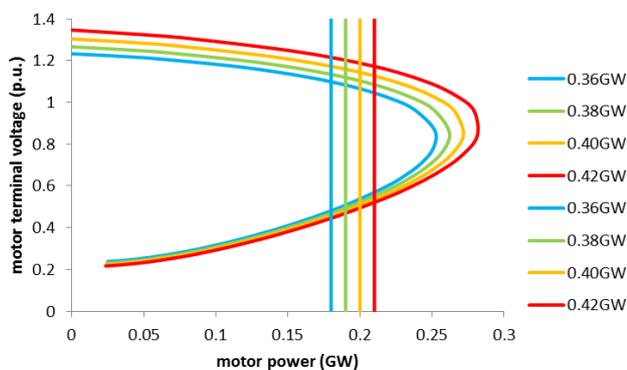


図 4.25 一部負荷停止時の P-V カーブ

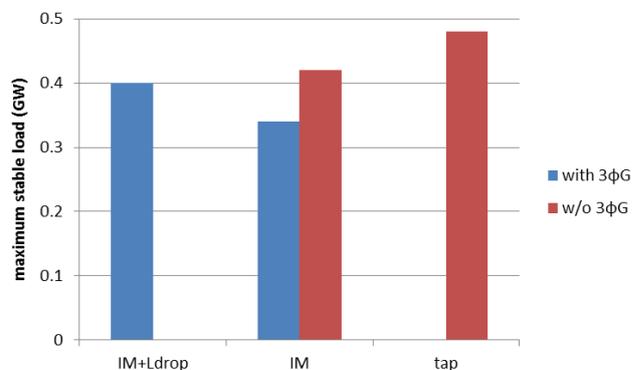


図 4.26 ローカル系統の電圧安定度の総括

この現象をもし P-V カーブで解いたなら、図 4.25 のようになり、どのケースも安定で、明らかに真実

と異なる。これはそもそも P-V カーブという技法が瞬低によるモーターの減速も、そこから回復しうるか否かの判断も、扱うことのできない手法だからである。P-V カーブは、わが国では非常に多く用いられる解析技法であるが、電圧安定度なら何でも P-V カーブで説明できるわけではないことには留意しておくべきである。

以上、ローカル純負荷系統の電圧安定度を色々な観点から検討した。観点を異にする 4 つの電圧安定限界負荷量を図 4.26 に比較した。遅い電圧崩壊の安定限界は 0.48GW であった。瞬低なしの速い電圧崩壊では 0.42GW に減少した。瞬低を伴う場合は 0.34GW と、大幅に減少した。瞬低でモーター回転数が 10%低下することの影響は想像以上に大きなものだった。そこへ瞬低による 30%の負荷停止を考慮すると安定限界は 0.40GW に増加した。このように、系統モデル、系統解析法が異なると、安定限界は変化する。問題とする物理現象にふさわしい系統モデル、解析法を選択することの重要性が分かる。

### RE の設計による電圧安定度の違い<sup>(1)(6)</sup>

これで再生可能エネルギー (Renewable energy, RE, 再エネ) の大量普及が電圧安定度に及ぼす影響が評価できる。RE の設計は次の 3 種類を想定する。

「停止型」RE は瞬低で一時停止する。再並列するまでに電圧崩壊が起きるかもしれない。

「FRT 型」RE は瞬低で停止しない。しかし瞬低後の系統電圧回復を支持しない。

「DVS 型」RE は瞬低で停止せず、瞬低後の系統電圧回復を支持する。

FRT とは Fault Ride-Through の略で、瞬低乗り切りとでも直訳しておく。DVS とは Dynamic Voltage Support の略で、動的電圧支持とでも直訳しておく。DVS 型 RE の瞬低後の動的特性は次式のように表現する。

$$G_{RE} = G_{RE0},$$

$$B_{RE} = Y_{RE0} \{ (V_c / V_{c0})^2 - (V_c / V_{c0})^{2+K} \}$$

有効電力はコンダクタンス  $G_{RE}$  一定と仮定する。もちろん、電流一定、電力一定という制御もありうるが、故障に伴う系統電圧低下時にも電力一定制御を押し通すことには無理があり、その点、コンダクタンス一定制御には無理な所がない。

無効電力は電圧で変化するサセプタンスとして扱う。 $Y_{RE0}$  は定格出力時のアドミタンスである。この様子を図 4.27 に示す。FRT 型は  $K = 0$  で、無効電力はいかなる電圧においてもゼロである。DVS 型では  $K$  は 2 より大きな値をとり、 $K$  が大きいほど電圧維持能力が発揮される。しかし些細な電圧変動であまり大きな無効電力変動を生じないように、ここでは  $K$  は 5~10 とする。

この DVS は、実は、パワーコンディショナーの電容量を十分に活用しきっていない。徹底的に電容量を活用した「骨までしゃぶる」設計も当然可能だが、本稿では、この程度の「軽い」DVS でも劇的な効果があることを示す。

RE は負荷端子に並列接続する。RE は需要端に置

いた場合が最も流通設備の削減につながるからである。RE 出力は負荷の 20%とする。負荷は誘導機 50%と定インピーダンス (定 Z) 50%の混合とする。故障は 2 回線送電線のうち 1 回線の 3 相地絡 - 停止を想定し、故障除去時間は 0.1 秒とする。瞬低による一部負荷停止は 30%とする。RE なしの場合には既に図 4.23

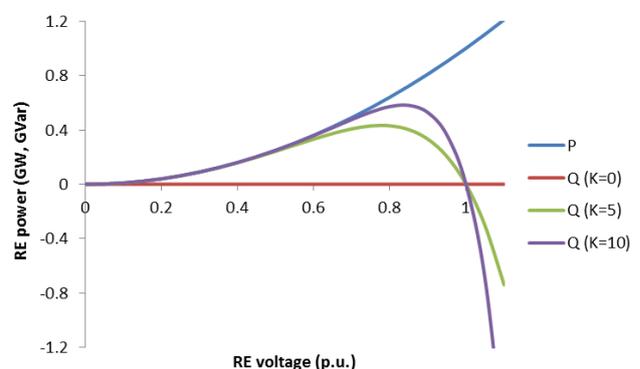


図 4.27 DVS 型 RE の電圧-出力特性

および 4.24 に示した。

停止型 RE の出力が負荷の 20%, 負荷の一部負荷停止を考慮したときのトルク - 速度曲線を図 4.28 に、実効値シミュレーション結果を図 4.29 に示す。負荷量 0.38GW 以下は安定, 0.40GW は不安定である。

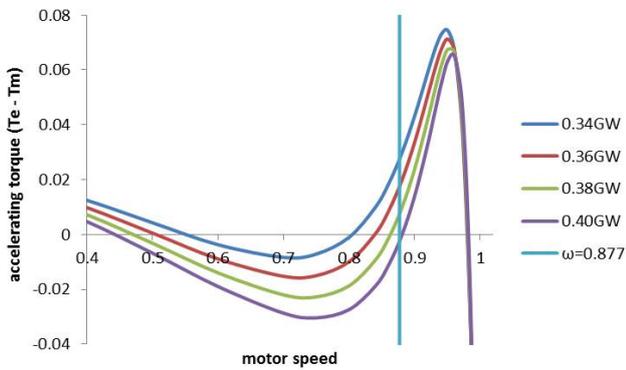


図 4.28 T- $\omega$ 曲線(停止型 RE, 負荷停止有)

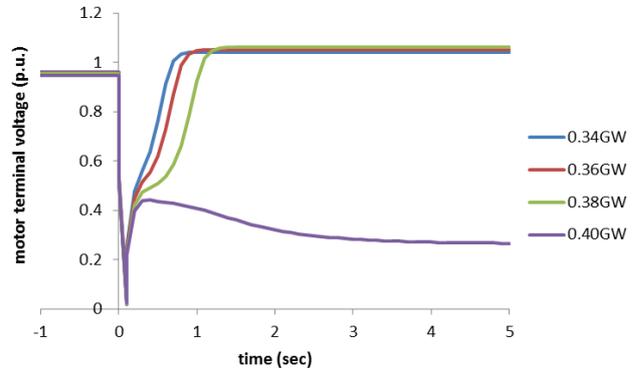


図 4.29 シミュレーション(停止型 RE, 負荷停止有)

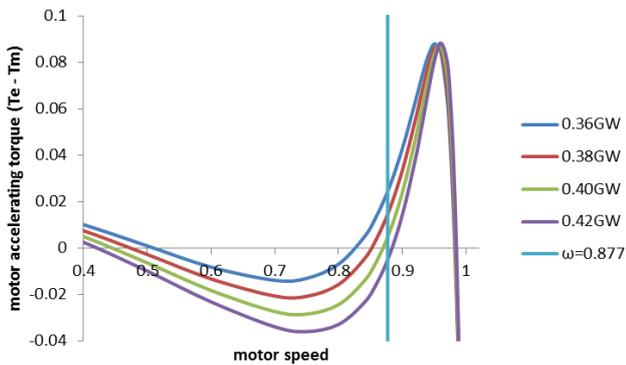


図 4.30 T- $\omega$ 曲線(FRT 型 RE, 負荷停止有)

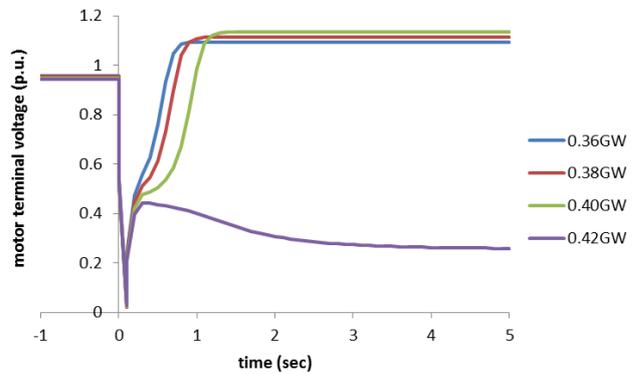


図 4.31 シミュレーション(FRT 型 RE, 負荷停止有)

FRT 型 RE の出力が負荷の 20%, 負荷の一部負荷停止を考慮したときのトルク - 速度曲線を図 4.30 に、実効値シミュレーション結果を図 4.31 に示す。負荷量 0.40GW 以下は安定, 0.42GW は不安定である。

DVS 型 RE の出力が負荷の 20%, 負荷の一部負荷停止を考慮したときのトルク - 速度曲線を図 4.32 に、実効値シミュレーション結果を図 4.33 に示す。負荷量 0.44GW 以下は安定, 0.48GW は不安定である。負荷量 0.46GW のケースは、トルク - 速度曲線では微妙であるが不安定, シミュレーションでは安定となり、僅かな誤差が生じている。これは DVS 型を扱う場合には繰り返し計算を行っていることに原因がある

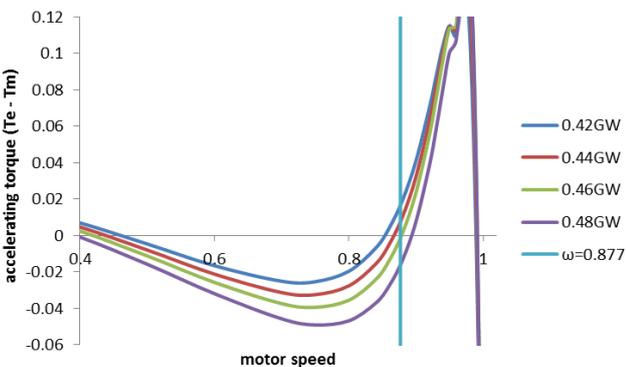


図 4.32 T- $\omega$ 曲線(DVS 型 RE, 負荷停止有)

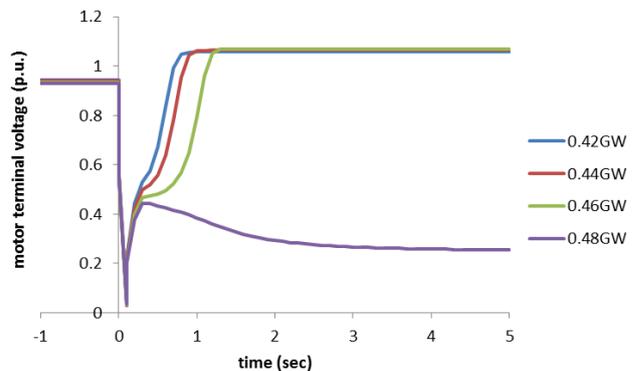


図 4.33 シミュレーション(DVS 型 RE, 負荷停止有)

電圧安定限界を「当初負荷量」,「当初下り潮流」,「事後下り潮流」で評価した結果を図 4.34 に示す。DVS 型は当初負荷量という評価尺度で見ると限り, RE なしの場合を上回り, 優秀と評価されるかもしれない。しかし「当初下り潮流」,「事後下り潮流」という評価尺度で見ると RE なしの場合に及ばないことには十分注意する必要がある。つまり, DVS 型であっても, RE の流通設備コスト低減の効能をフルマークでは評価できない。これは負荷の 50% を占める誘導機負荷が非常に電圧安定度を損ねる存在だからである。この意味でも, 系統解析において誘導機負荷, 負荷ブランチを模擬することの重要性が理解できる。

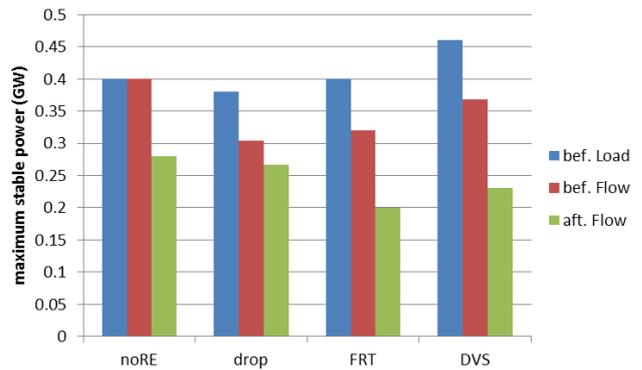


図 4.34 RE の設計による安定限界の違い

### 基幹系統の解析事例

これまでは 154kV 送電線 2 回線で受電する純負荷 1 次変電所というローカル系統を扱ってきた。これは電圧安定度という問題を理解するための簡単な例題として適当だからである。解析も簡単で, 読者にも追試が容易である。意外にも真実が知られていないことも理解できたであろう。しかし本当の問題は基幹系統の電圧安定度である。現実を踏まえた系統模擬をすると, 基幹系統のあちこちで問題がありそうなことが分かってきた。その全部を紹介することはできないが, 2 例ばかりを紹介した。

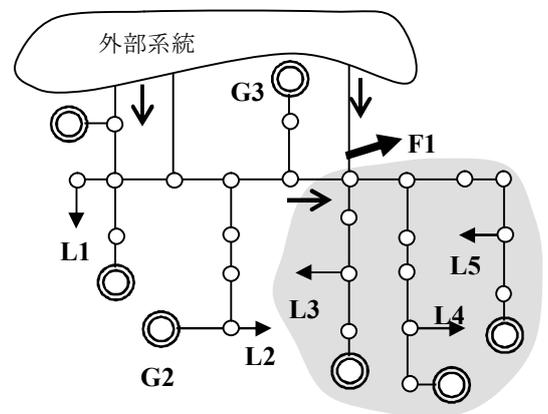


図 4.35 小規模基幹系統の構造

### 小規模な基幹系統の例

構造を図 4.35 に示す。外部系統と 3 点で連系し, 大量の電力を受電している。一番右の 2 回線連系線の 2 回線とも F1 地点の 3 相地絡で停止する。故障除去時間は 0.07 秒とする。負荷は誘導機 50% と定インピーダンス 50% の混合とする。瞬低による一部負荷停止は当然考慮するが, 考慮しない場合も参考としてケースに含める。負荷停止率は各負荷における瞬定深さから定める。薄い灰色の背景を付した部分は, 放射状系統としてはかなり大きなものであるが, 外部と連系する部分で 3 相故障が起きるので, 深い瞬低に見舞われ, 速い電圧崩壊が心配される。

LB 省略, LB 模擬, LB 模擬・一部負荷停止考慮のシミュレーション結果を図 4.36 から 4.38 に示す。

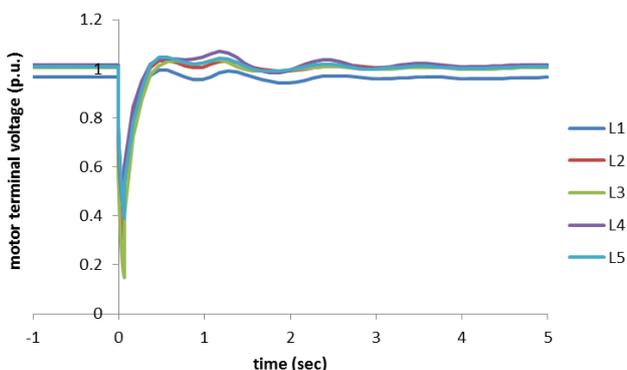


図 4.36 シミュレーション(LB 省略, RE なし)

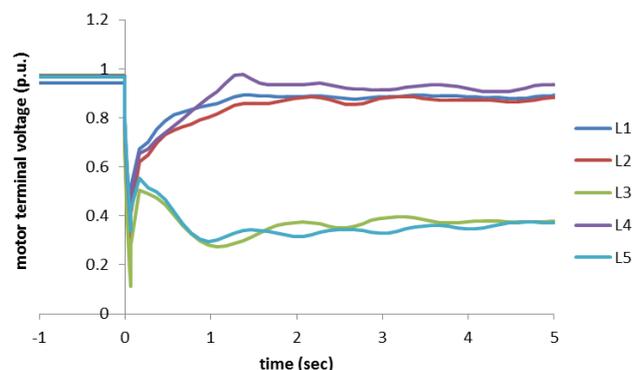


図 4.37 シミュレーション(LB 模擬, RE なし)

LB 省略・負荷停止なしの場合は全ての負荷の電圧が非常に速く回復している。LB 模擬・負荷停止なしの場合は負荷 L3 と L5 が速い電圧崩壊に至る。LB 模擬・一部負荷停止の場合は全ての負荷が割合短時間に電圧回復しているが、負荷の減少により系統の無効電力ロスが減少して電圧が高めになる。系統モデルの正確さは計算結果に多大な影響を及ぼす。

そこへ先に紹介した3種類の設計のREを負荷の20%導入する。需給バランスをとるため一部の火力を停止する。LB と瞬低による一部負荷停止を模擬する。RE なしの場合のシミュレーション結果は既に図 4.36 に示した。RE ありの3ケースのシミュレーション結果を図 4.39 から 4.41 に示す。

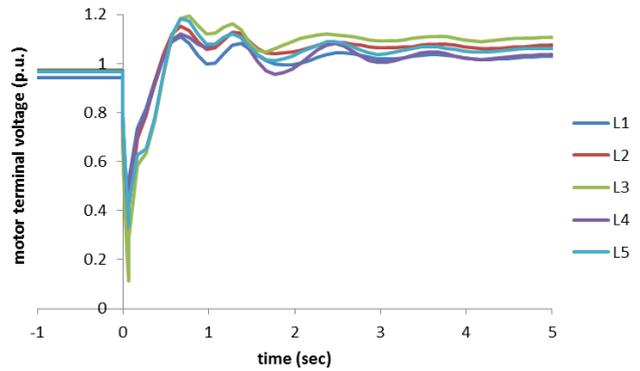


図 4.38 シミュレーション(LB 模擬, 負荷停止, RE なし)

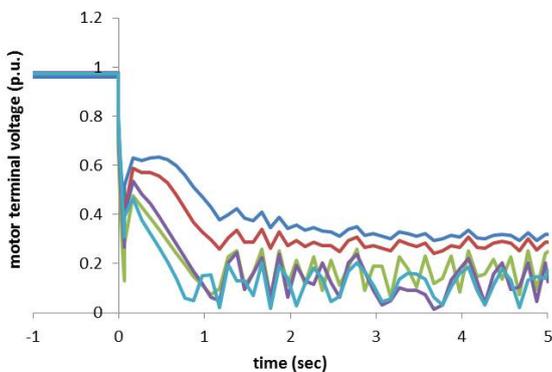


図 4.39 シミュレーション(停止型 RE)

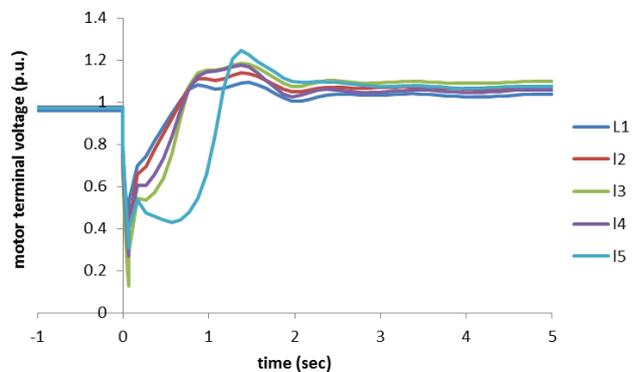


図 4.40 シミュレーション(FRT 型 RE)

停止型 RE の場合は灰色の部分の負荷 L3 から L5 に加えて外部の L1, L2 も電圧崩壊に至る。FRT 型 RE の場合は電圧崩壊には至らないものの電圧回復に要する時間が長く、瞬低後の電圧は高めになる。DVS 型 RE の場合は電圧回復が速く、瞬低後の過電圧がかなり緩和されている。

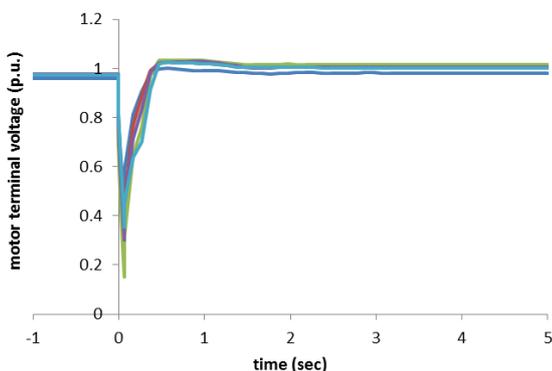


図 4.41 シミュレーション(DVS 型 RE)

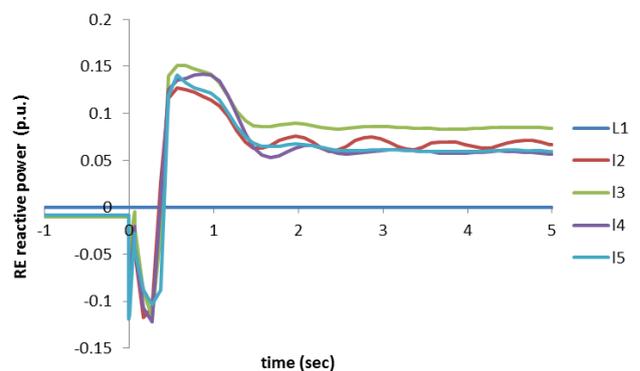


図 4.42 シミュレーション(DVS 型 RE の無効電力)

DVS 型 RE は、瞬低直後の系統電圧が低い間は RE が無効電力を供給して電圧回復を促進し、電圧回復後には無効電力を吸収して過電圧を緩和する。その様子を図 4.42 に示す。電圧回復までの約 0.4 秒間は無効電力を供給し、電圧回復後には無効電力を吸収している。この無効電力を吸収する運転は過電流動作になるから長時間継続することはできないが、数秒以内には系統のコンデンサ開放、リアクトル投入、

タップ調整などの自動制御が行われ、短時間で解消する。

以上のように DVS 型 RE は速い電圧崩壊防止の特効薬になっている。これは図 4.27 に示したように、DVS 型 RE の電圧 - 無効電力特性が典型的な電圧安定化機器である SVC のそれに酷似しているから、当然のことである。つまり DVS 型 RE は、その中に SVC の機能も取り込んだ装置であるともいえる。2 種類の機器の役割を 1 つで行えるので、当然、経済性に優れる。多くの RE、太陽光発電の大部分には IGBT (Insulated Gate Bipolar Transistor, 絶縁ゲート型バイポーラ・トランジスタ) を用いたインバータで系統連系しており、この素子には DVS を可能にする能力がある。いまはその能力を殺して使っているだけで、勿体無いというのが著者の感想である。

**大規模な基幹系統の例** 構造を図 4.43 に示す。

比較的小規模の隣接系統と 1 点で連系しているが、この大系統自身が単独の大規模基幹系統を構成している。F1 地点において 2 回線送電線の 1 回線が 3 相地絡で停止する。故障除去時間は 0.07 秒とする。負荷は誘導機 50% と定インピーダンス 50% の混合とする。瞬低による一部負荷停止は考慮するが、考慮しない場合も参考に計算する。負荷停止率は各負荷における瞬低深さから定める。

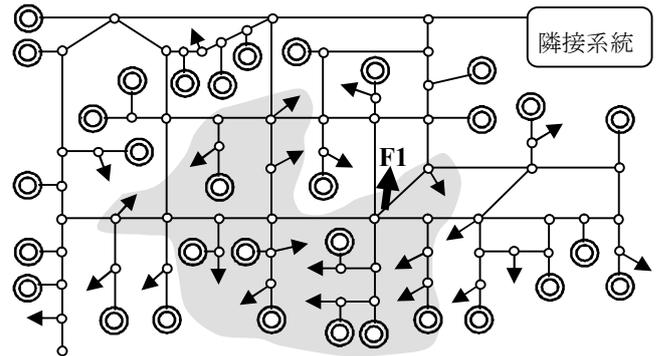


図 4.43 大規模基幹系統の構造

薄い灰色の背景を付した部分には電源が少なく、系統の電圧支持能力が弱くなっており、電圧崩壊しやすくなっている。周辺から大電力が流入している F1 地点は 1 回線故障という比較的軽微な故障でも問題が発生するおそれがある。

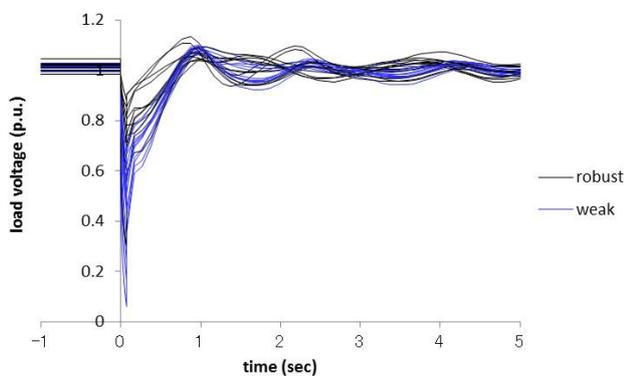


図 4.44 シミュレーション(LB 省略, 負荷停止なし)

シミュレーション結果を図 4.44 から 4.46 に示す。灰色の部分に含まれる電圧支持の弱い負荷は青色の線で、それ以外の電圧支持の強い負荷は黒色の線で区別する。

LB 省略・負荷停止なしの場合は 1 秒以内に全部の負荷の電圧が回復する。LB 模擬・負荷停止なしの場合は電圧支持の弱い負荷のほとんどが電圧崩壊に至る。LB 模擬・負荷停止ありの場合は全ての負荷が電圧回復するものの、回復には最長 2.5 秒を

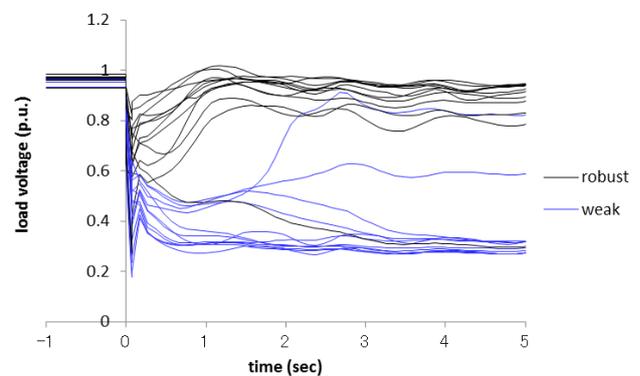


図 4.45 シミュレーション(LB 模擬, 負荷停止なし)

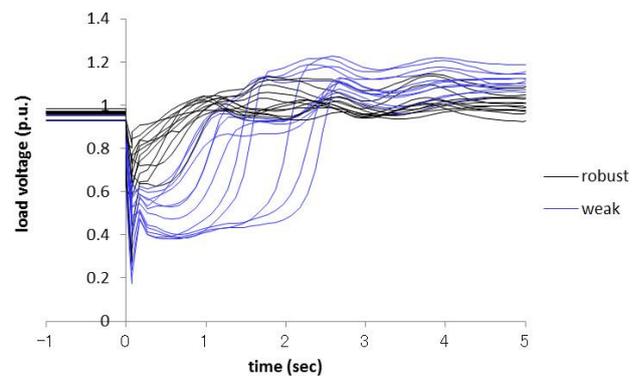


図 4.46 シミュレーション(LB 模擬, 負荷停止あり)

要している。市販の瞬低補償装置の定格補償時間は 1 秒，FRT 継続時間は低圧で 1 秒だから，装置が予想していない長時間の瞬低に見舞われる。その結果 RE が停止し，FRT 機能で確保されていた有効電力が失われることで，系統電圧が崩壊に転じるリスクが大きい。

先に紹介した 3 種類の設計の RE を導入し負荷量の 20%の電力を出力する。需給バランスをとるため一部の火力を停止する。LB と瞬低による一部負荷停止は模擬する。RE なしの場合のシミュレーション結果は既に図 4.46 に示した。RE ありの 3 ケースのシミュレーション結果を図 4.47 から 4.49 に示す。

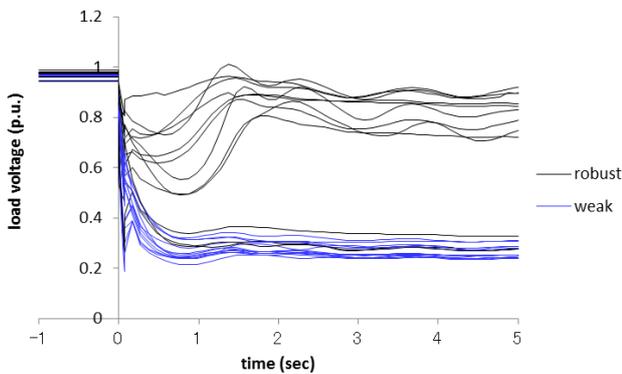


図 4.47 シミュレーション(停止型 RE, 負荷停止あり)

停止型 RE の場合は電圧支持の弱い負荷ほとんどに加え，電圧支持の強い負荷のいくつかは電圧崩壊に至る。FRT 型 RE の場合は電圧支持の弱い負荷ほとんどに加え，電圧支持の強い負荷 1 個が電圧崩壊に至る。DVS 型 RE の場合は全部の負荷が 1 秒以内に電圧回復しており，RE なしの場合よりも電圧安定度が良くなっている。また瞬低後の過電圧もかなりの程度まで緩和されている。

DVS 型 RE は，図 4.50 に示すように，電圧回復までは無効電力を供給し，電圧回復後は無効電力を吸収している。この無効電力を吸収する運転は過電流動作になるので長時間継続することはできないが，数秒以内には系統のコンデンサ開放，リアクトル投入，タップ調整などの自動制御が行われ，過電流動作は短時間で解消する。

この大規模基幹系統の例は先の小規模基幹系統の例と同じ傾向を示しているが，元々，電圧安定度が悪い系統である。このため，系統モデルの差異や RE 設計の差異による影響が非常に大きく現れている。

**電圧崩壊の蓋然性**

故障を伴わない電圧崩壊は 1987 年に現実に起きており，無効電力予備力，つまりリザーブのコンデンサなどを保有していないと，また起きる蓋然性はある。それから 20 年以上が経過して，需要地に近い旧式火力は随分廃止されたから，電力系統は全体的に電圧安定度面で厳しい状況にある。なお，故障を伴う速い電圧崩壊は次章の同期安定度の蓋然性において併せて説明する。

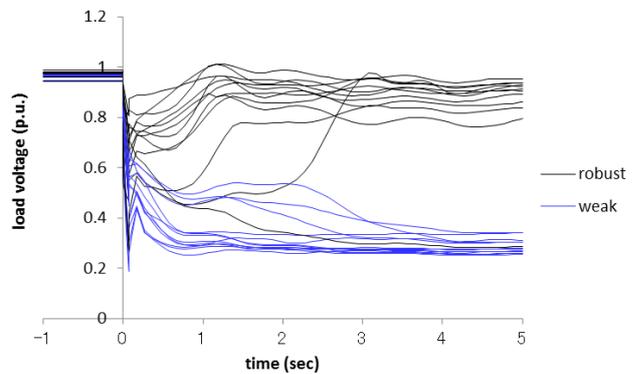


図 4.48 シミュレーション(FRT 型 RE, 負荷停止あり)

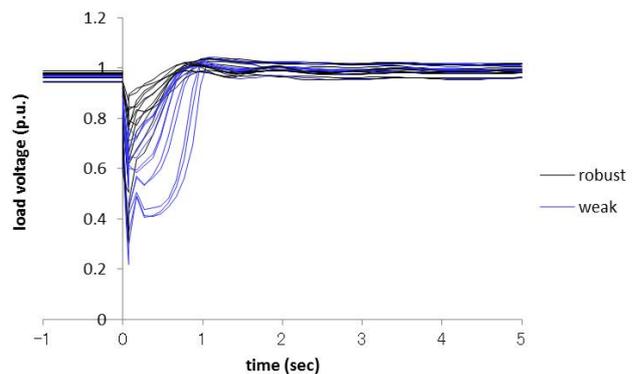


図 4.49 シミュレーション(DVS 型 RE, 負荷停止あり)

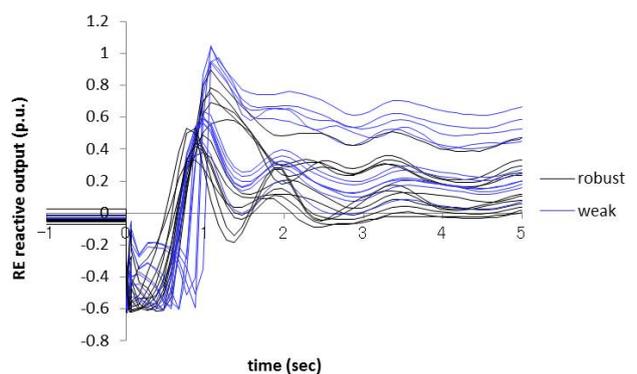


図 4.50 DVS 型 RE の無効電力出力

### P-V 曲線を過渡電圧安定度解析に活用する方法

先に述べたように誘導機負荷のストール現象は系統側のインピーダンスを考慮した「トルク - 速度曲線 (T- $\omega$ カーブ)」によってうまく説明できた。他方、負荷時タップ切替器 (on-Load Tap Changer, LTC) の制御不安定による「遅い電圧不安定」が「P-V カーブ (P-V curve)」を用いて説明されてきたことから、「速い電圧不安定」(すなわち誘導機負荷のストール現象) も「P-V カーブ」を用いて説明しようという動機が生じる。

その際、電気回路側の状態に無関係に、回転数によって決まるモータの「機械的出力 (減速) トルク」(機械トルク) をどう P-V カーブの中に持ち込むかについて、工夫が必要となる。その工夫の典型として、「等すべり曲線」を援用した「安定限界線」が提案された。

しかしながら、P-V 平面上に描かれた安定限界線には一見不審に思える点がある。安定限界線の理論は、既存のトルク - 速度曲線の理論と等価なものなのか、あるいは異なる理論なのだろうか。

自然科学においては、複数の理論がある場合、1つを除いては誤りであり、短期間のうちに淘汰されるのが普通であり、それが自然科学の信頼性を担保している。本稿では両理論の等価性について検討を行い、その結果、両理論は等価であることが検証された。またシミュレーション結果は理論とよく一致することも検証された。

**トルク-速度曲線(T- $\omega$ カーブ)の理論** 本稿で用いたモデルを図 4.51 に示す。物理現象の本質に関わる要素を残し、重要でない要素は省き、理想化した。つまり系統側は抵抗分を無視し、リアクタンス  $X_s$  のみ考慮する。モータは 1 次巻線の抵抗と励磁アドミタンスを無視した「すべりモデル」とする。従って 1 次および 2 次巻線リアクタンスの直列リアクタンス (すなわち拘束リアクタンス)  $X_m$  と、2 次巻線抵抗  $R_2$ 、およびすべり  $s$  (または回転数  $\omega$ ) から次のように算出される内部抵抗  $R_m$  の直列で表現される。他のインピーダンス素子の値は一定であるが、 $R_m$  だけは回転数  $\omega$  (またはすべり  $s$ ) によって次のように変化する。

$$R_m = \frac{R_2}{s} = \frac{R_2}{1 - \omega} \quad (4.6)$$

モータ以外の負荷として、純コンダクタンス  $G_z$  と、負荷端電圧  $V_r$  の初期値を 1 とするために進相コンデンサのサセプタンス  $B_z$  を並列に加える。

負荷全体のアドミタンス  $Y_L$  は次のようになる。

$$Y_L = G_z + jB_z + \frac{1}{R_m + jX_m} \quad (4.7)$$

負荷電圧  $V_r$  は次のようになる。

$$V_r = V_s \frac{1/Y_L}{jX_s + 1/Y_L} \quad (4.8)$$

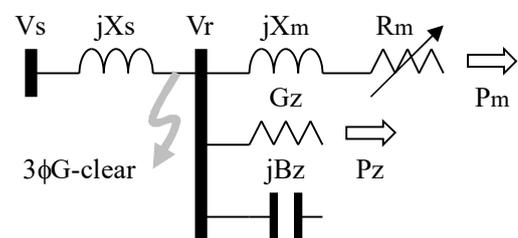


図 4.51 解析に用いたモデル

モータ電流の大きさ  $I_m$  は次のようになる。

$$I_m = \frac{V_r}{\sqrt{(R_m^2 + X_m^2)}}$$

モータ消費電力  $P_m$  は次のようになる。

$$P_m = I_m^2 R_m = I_m^2 \left( R_2 + \frac{1-s}{s} R_2 \right)$$

ここで、モータの軸出力（2次出力） $P_{m2}$  はモータ消費電力から2次巻線損失  $I_m^2 R_2$  を差し引いたものであるから、次のようになる。

$$P_{m2} = I_m^2 \frac{1-s}{s} R_2 = I_m^2 \frac{\omega}{s} R_2 = \omega I_m^2 R_m$$

他方、モータの電気的入力トルク（電気トルク） $T_e$  は次のようになる。

$$T_e = \frac{P_{m2}}{\omega} = I_m^2 R_m = P_m = \frac{R_m V_r^2}{R_m^2 + X_m^2} \quad (4.9)$$

つまり、モータの電気トルク  $T_e$  は消費電力  $P_m$  に等しい。これは1次巻線抵抗を無視しているから成り立つのであり、一般的には、電気トルクは2次入力パワーに等しくなる。

誘導機の機械的出力トルク（機械トルク） $T_m$  は、次のように、回転数  $\omega$  の2乗に比例するものとする。誘導機の主要な用途であるポンプがこの特性であることを著者らは実験で確認しているからである。ここに  $T_{m0}$  は機械トルクの初期値、 $\omega_0$  は回転数の初期値である。

$$T_m = T_{m0} \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 \quad (4.10)$$

計算に用いた諸元を表 4.1 に示す。これは図 4.43 の大規模な基幹系統を1機1負荷に縮約したものである。

モータの定格容量  $W_m$  は 1.0 とし、パラメータは、  
 負荷率  $L_m = \text{消費 kW} / \text{定格 kVA}$  は 0.5  
 単位慣性定数  $M_m$  は 0.5 秒

とした。これらは瞬時電圧低下（瞬低）時の系統負荷の応答から推定した平均的な値である。

この諸元において回転数  $\omega$  の関数としての電気トルク  $T_e$  と機械トルク  $T_m$  を計算すると図 4.52 のようになった。この諸元では電気トルク  $T_e$  と機械トルク  $T_m$  が等しくなる平衡点（eq）が3個ある。A 点が正常運転を表わす安定平衡点、C 点がストール状態を表わす安定平衡点、B 点が不安定平衡点である。正常運転の A 点から、瞬時電圧低下（瞬低）のショックなどにより B 点を超えて減速すると、C 点まで移行し、ストール状態となる。

系統条件がもっと楽観的な場合を考えてみる。一

次変電所 66kV 母線から負荷に至る経路のリアクタンスは平均的にピーク需要ベースで 17.5% がある。これ

表 4.1 解析に用いた諸元

$V_s$	$X_s$	$V_r$	$X_m$	$P_m$	$R_m$	$\omega$
1.06	0.725	1.0	0.2	0.5	1.979796	0.975
$G_z$	$B_z$	$P_z$	$W_m$	$M_m$	$L_m$	
0.5	0.363216	0.5	1.0	0.5sec	0.5	

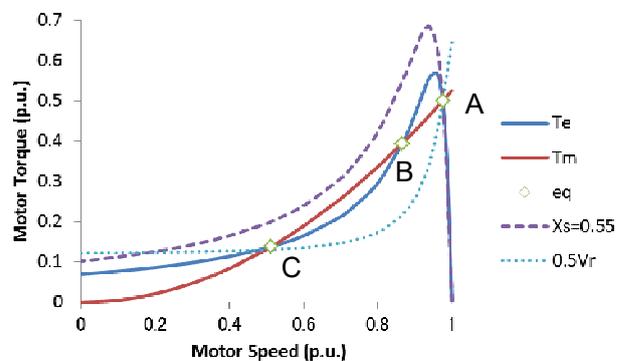


図 4.52 トルク-速度曲線と平衡点

を除いて  $X_s$  を 0.55 とした場合を図に併記した ( $X_s=0.55$ )。この場合、平衡点 B と C が現れなくなる。従ってモータのストール現象は生じない。

**トルク-速度曲線の P-V 平面への写像** 図 4.51 の系統では回転数  $\omega$  が決まれば負荷電圧  $V_r$  も決まる。その 0.5 倍を図 4.51 に併記した ( $0.5V_r$ )。  $V_r$  は  $\omega$  の単調増加関数になっているから、図 4.52 の横軸を  $\omega$  から  $V_r$  に変換できる。そして P-V カーブが  $V_r$  を縦軸に表記する伝統に従い両軸を入れ替える。こうしてトルク - 速度曲線の P-V 平面への写像が得られる。

P-V 平面ではモータだけでなく負荷全体の消費電力  $P_L$  を扱うのが通例ゆえ、図 4.51 の  $T_e$  および  $T_m$  に抵抗負荷の消費電力  $P_z = G_z V_r^2$  を加え、電気トルクに対応する  $T_e + P_z$  と機械トルクに対応する  $T_m + P_z$  を計算し、図 4.53 が得られる。

$T_e + P_z$  は系統側の供給力を意味し、通常描かれる P-V カーブである。  $T_m + P_z$  は負荷が要求するパワーを意味し、通常は補助線として併用される。なお本稿では慣例に従って負荷全体について二つの曲線を描くが、もちろん誘導機だけについてもこれら二つの曲線を描くことができる。

P-V 平面でも同様に、  $T_e + P_z$  が  $T_m + P_z$  と一致する平衡点は 3 個ある。例えば A 点はモータ加速により電圧上昇すると  $T_m + P_z$  が  $T_e + P_z$  を上回って減速する。逆にモータ減速により電圧降下すると  $T_e + P_z$  が  $T_m + P_z$  を上回って加速するから、A 点は安定平衡点であり、正常運転を表わしている。同様にして C がストールを表わす安定平衡点、B が不安定平衡点であることがわかり、図 4.52 の性質を保存している。このように、T- $\omega$  カーブは P-V 平面に写像として等価変換できる。

なお、Fig. 3 を見てわかるように、「P-V カーブ」は  $T_e + P_z$  の方である。当然、  $T_e + P_z$  だけでは平衡点の安定・不安定や、加速・減速領域の判別ができない。そのために  $T_m + P_z$  が必要になるのであるが、  $T_m$  は回転数  $\omega$  に依存し、  $P_z$  は電圧  $V_r$  に依存する。本法では回転数  $\omega$  と電圧  $V_r$  が一対一で対応づけられているから  $T_m + P_z$  を容易に求めることができた。

**安定限界線<sup>(8)(9)</sup>** 本論に入る前に、安定限界線の理論に援用される「等すべり曲線」について解説しておく。これは古典的な手法ではあるが、現在も用いられている<sup>(8)</sup>。これは、回転数  $\omega$  を一定と仮定したときの負荷（またはモータ）消費電力と電圧の関係を P-V 平面にプロットしたものである。回転数  $\omega$  を一定と仮定すると、モータは定インピーダンス特性になり、並列するその他の負荷も定インピーダンス特性なので、P-V 平面上では負荷（またはモータ）の P が V の 2 乗に比例する放物線が描かれる。

3 個の平衡点 A, B, C を通過する（負荷の）「等すべり曲線」を描くと図 4.54 のようになる。B 点を通る等すべり曲線と C 点を通るそれは、ほとんど重なっているが、これは諸元があらしめた偶然にすぎない。

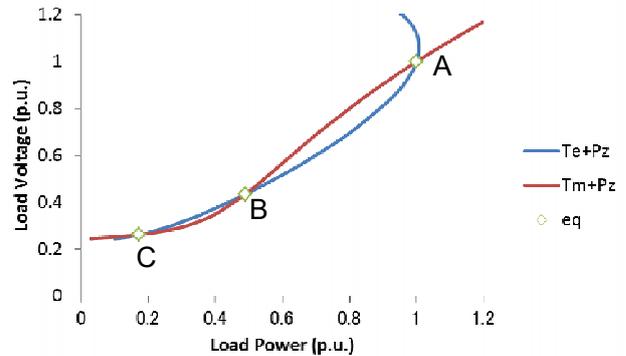


図 4.53 T- $\omega$ カーブと等価な負荷 P-V カーブ

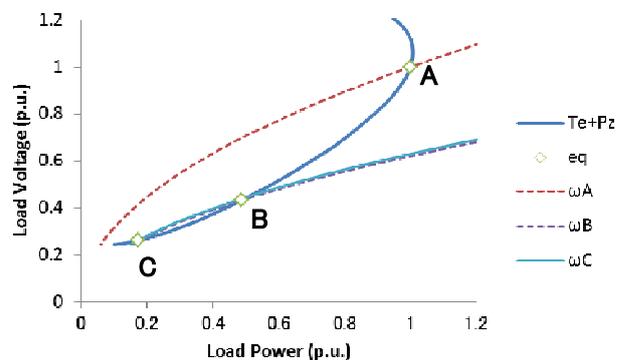


図 4.54 負荷の等すべり曲線

「等すべり曲線」は回転数  $\omega$  一定のときの  $T_e + P_z$  を表わしており、決して  $T_m + P_z$  を表わしているのではない。つまり図 4.45 には機械トルク  $T_m$  がどこにも表現されていない。よって誘導機の準静的な安定判別ができない。この安定判別するには、回転数によって変化する誘導機の機械トルクを取り入れる必要がある。

P-V 平面上にモータの機械トルクを取り入れる方法として「安定限界線」が提案されている。これは図 4.55 のように、誘導機を含む負荷を電圧源  $V_r'$  に直付けし、モータの電気トルクと機械トルクが平衡した状態で、図 4.51 と同じ回転数  $\omega$  となるように  $V_r'$  を調整する。回転数  $\omega$  が図 4.51 と同じなので、(4.6)式により定まる内部抵抗  $R_m$  と、(4.10)

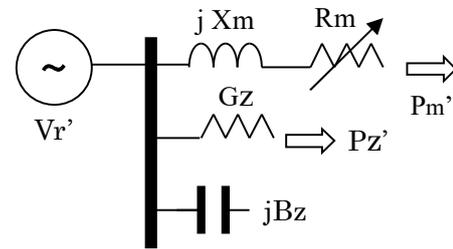


図 4.55 安定限界線のための系統モデル

式により定まる機械トルク  $T_m$  もまた図 4.51 と同じになる。負荷消費電力は機械トルク  $T_m$  と抵抗負荷消費電力  $P_z$  の和になり、これを負荷電圧  $V_r'$  の関数として表現する。負荷を電圧源に直付けするのは、安定限界線が「系統側の特性とは独立した演算で求まる」という狙いによる。

本法（図 4.55）では、電気トルクは機械トルク  $T_m$  と平衡している。他方、図 4.51 では、電気トルク  $T_e$  は（3 個の平衡点を除いては）機械トルク  $T_m$  と平衡していない（ $T_e \neq T_m$ ）。従って本法の電気トルクは図 4.51 の電気トルク  $T_e$  とは（3 個の平衡点を除いては）値が異なる。よってこれを  $T_e'$  と表記する。すなわち  $T_e' \neq T_e$  である。

電気トルクは(4.9)式のように、負荷電圧と内部抵抗で決まる。本法では図 4.51 と回転数  $\omega$  が同じであるから、(4.6)式により、内部抵抗  $R_m$  も同じである。内部抵抗  $R_m$  が同じであって電気トルクが異なるのであるから、本法の負荷電圧  $V_r'$  は元の系統（図 4.51）の負荷電圧  $V_r$  と異なっている（ $V_r' \neq V_r$ ）。本法の負荷電圧  $V_r'$  は電気トルクと機械トルクが平衡しているという次式の条件から求めることができる。

$$\frac{V_r'^2 R_m}{R_m^2 + X_m^2} = T_e' = T_m = T_{m0} \left( \frac{\omega}{\omega_0} \right)^2 \quad (4.11)$$

また、負荷電圧が  $V_r'$  に変わったことにより、元の（図 4.51）系統の抵抗負荷の消費電力  $P_z$  が、本法では  $P_z (V_r'/V_r)^2$ （あるいは  $G_z V_r'^2$ ）に変わる。よって負荷全体の消費電力  $P_L'$  は次のように算出できる。

$$P_L' = \frac{V_r'^2 R_m}{R_m^2 + X_m^2} + G_z V_r'^2 \quad (4.12)$$

以上の結果として、本法の「安定限界線」は、

$$\text{負荷電圧 } V_r' \text{ に対応づけられる軌跡 } (T_m + P_z (V_r'/V_r)^2, V_r')$$

として描かれる。他方、本法でも用いられる「P-V カーブ」は、図 4.52 および図 4.53 と同一のものであり、これは

$$\text{負荷電圧 } V_r \text{ に対応づけられる軌跡 } (T_e + P_z, V_r)$$

として描かれる。

本法は、図 4.56 に示すように、これら 2 つの軌跡を共通の電圧・電力軸を持つ P-V 平面に描いている（ $V_s'$ ,  $V_s$  については後述する）。3 個の平衡点においては  $V_r' = V_r$  となるから、安定限界線（boundary）は大局的には図 4.53 の  $T_m + P_z$  に似ている。

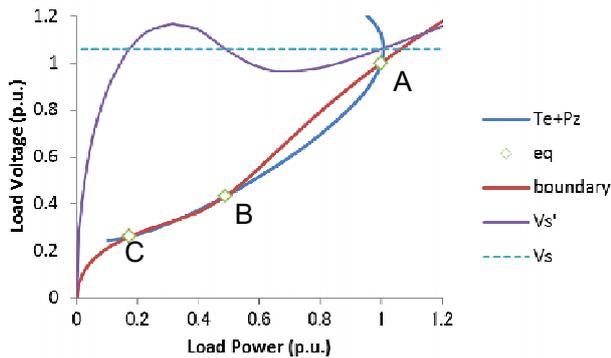


図 4.56 負荷の安定限界線(全体)

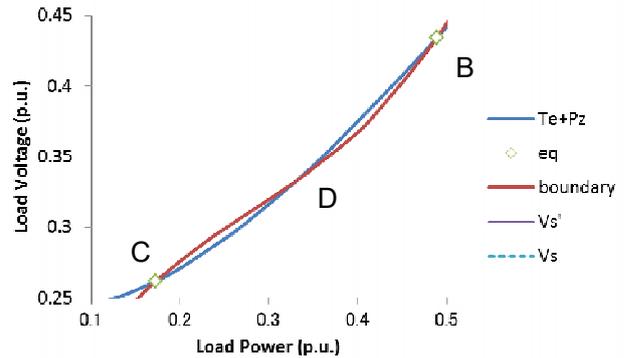


図 4.57 負荷の安定限界線(拡大)

しかし 3 個の平衡点以外では  $V_r' \neq V_r$  であるから、細部において安定限界線は図 4.53 で描いた軌跡 ( $T_m + P_z$ ,  $V_r$ ) と異なり、拡大図 4.57 では見かけ上、次のような不合理な点が現れている。

- (1) B 点と C 点の間に無いはずの安定平衡点 D が新たに生じているように見える。
- (2) 安定平衡点であるはずの C 点が不安定平衡点に変わっているように見える。

ここで、これらの不合理が見かけ上のものであることを論証しておく。それにはまず、同じ回転数  $\omega$  における P-V カーブ上の点と「安定限界線上」の点が同一の「等すべり曲線」上に存在することを導く。ここで、同じ回転数  $\omega$  においては誘導機内部抵抗  $R_m$  も同じであると留意されたい。

「安定限界線」の負荷消費電力は(4.12)式のように導いた。他方、P-V カーブの負荷消費電力  $P_L = T_e + P_z$  は、(4.4)式に抵抗負荷の消費電力  $P_z = G_z V_r^2$  を加えて次のようになる。

$$P_L = \frac{V_r^2 R_m}{R_m^2 + X_m^2} + G_z V_r^2 \quad (4.13)$$

(4.12), (4.13)式は、内部抵抗が  $R_m$  となる回転数  $\omega$  に対応する P-V カーブ上の点と「安定限界線」上の点とともに P-V 平面において、(4.14)式で表現される同一の放物線上に存在することを意味する。同式の ( ) 内が定数であることに留意されたい。この放物線は回転数  $\omega$  (つまり内部抵抗  $R_m$ ) に対応する「等すべり曲線」に他ならない。

$$P = \left( \frac{V_r^2 R_m}{R_m^2 + X_m^2} + G_z \right) V^2 \quad (4.14)$$

まず D 点については、不安定平衡点 B から回転数  $\omega$  を低下させながら P-V カーブと「安定限界線」を描いた結果を図 4.58 に示す。

$\omega = 0.77936$  まで回転数を低下させると、P-V カーブ ( $T_e + P_z$ ) の先端は D 点に達する。他方、「安定限界線」(boundary) の先端はまだ D 点の右上にある ( $D_{bnd}$ )。従って機械トルクを表わしている「安定限界線」が電気トルクを表わしている P-V カーブを上回るから、減速領域である。

$\omega = 0.72249$  まで回転数を低下させると、「安定限界線」(boundary) の先端は D 点に達する。他方、P-V カーブ ( $T_e + P_z$ ) の先端は既に D 点を通り越してその左下に進んでいる ( $D_{pv}$ )。従ってここでも、機械トルクを表わしている「安定限界線」が電気トルクを表わしている P-V カーブを上回るから、減速領域である。

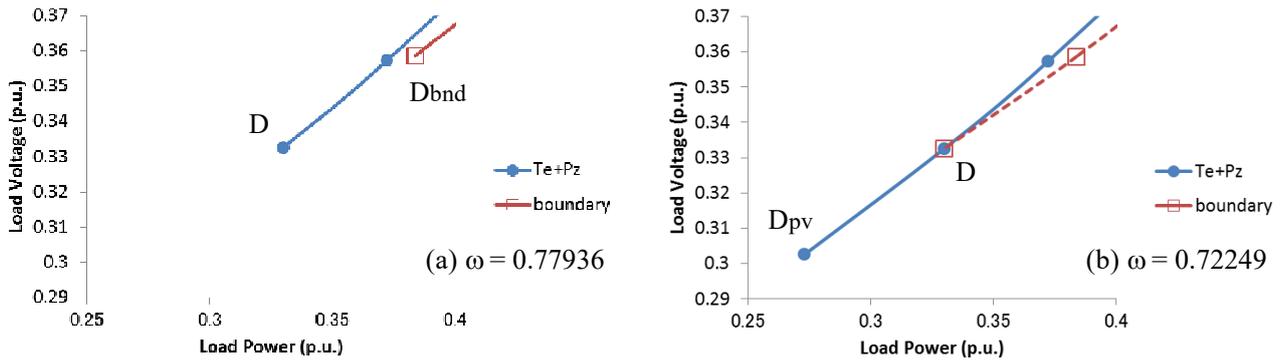


図 4.58 P-V カーブの先端と安定限界線

D 点の高速側も低速側も減速領域であるから、D 点は平衡点ではない。図 4.57 で D 点が安定平衡点であるかのように見えるのは、図の描き方に問題があるのであって、「安定限界線」の理論が誤っているわけではない。

次に C 点については、図 4.59 に示すように、C 点の回転数  $\omega = 0.512$  より少し高速側 ( $\omega = 0.520$ ) では「等すべり曲線」 $\omega C^+$  上の両曲線の点は、「安定限界線」の  $C_{bnd}^+$  の方が P-V カーブの  $C_{pv}^+$  より右上にあるから機械トルクの方が優勢であり、減速領域である。

逆に少し低速側 ( $\omega = 0.500$ ) では「等すべり曲線」 $\omega C^-$  上の両曲線の点は、P-V カーブの  $C_{pv}^-$  の方が「安定限界線」の  $C_{bnd}^-$  より右上にあるから電気トルクの方が優勢であり、加速領域である。

従って、高速側が減速領域、低速側が加速領域となっている C 点は、安定平衡点である。図 4.57 で C 点が不安定平衡点であるかのように見えるのは、図の描き方が不適切なためである。

このように、「安定限界線」の理論は決して誤ってはならず、「系統側の特性とは独立した演算で求まる」という狙いは価値があるが、図の描き方が適切ではない。

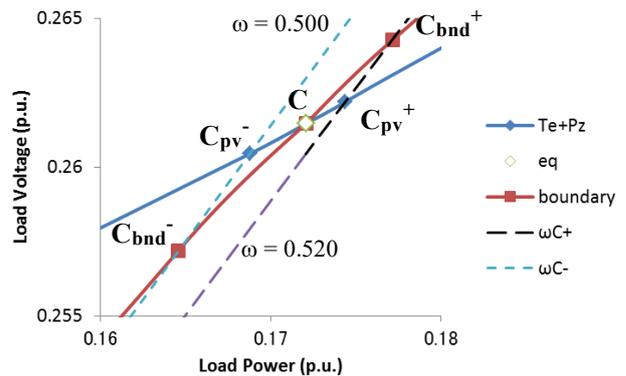


図 4.59 C 点の周りの P-V カーブと安定限界線

**電圧軸の共通化<sup>(10)</sup>** 一見不合理に見えた 2 件は解消できる。それには「安定限界線」を、負荷電圧として  $V_r'$  ではなく  $V_r$  に対応づけられる機械トルク  $T_m$  を示すものに修正すればよい。換言すれば、

$$\text{軌跡 } (T_m + P_z (V_r' / V_r)^2, V_r')$$

としての「安定限界線」を、

$$\text{軌跡 } (T_m + P_z, V_r)$$

としての「修正安定限界線」に変更し、P-V カーブの電圧軸との共通化を図ればよい。「安定限界線」から出発して、合理的な操作を加えていけば、図 4.53 と同じ結果に至る。

それにはまず、図 4.55 における負荷の電圧  $V_r'$ 、有効電力  $P_L'$ 、無効電力  $Q_L'$  を図 4.51 において実現する無限大母線電圧  $V_s'$  を求める。まず、(4.12)式で算出した負荷全体の有効電力  $P_L'$  に加え、無効電力  $Q_L'$  が次のように算出できる。

$$Q_L' = \frac{V_r'^2 X_m}{R_m'^2 + X_m^2} - B_z V_r'^2 \quad (4.15)$$

よって、負荷電流ベクトル  $\mathbf{l}'$  は次のようになる。

$$\mathbf{l}' = \frac{P_L' - j Q_L'}{V_r'} \quad (4.16)$$

従って、 $\mathbf{V}_s'$  ベクトルは次のようになる。

$$\mathbf{V}_s' = V_r' + j X_s \mathbf{l}' \quad (4.17)$$

この  $\mathbf{V}_s'$  ベクトルの大きさ  $V_s'$  は必ずしも  $V_s$  と一致しない。両者を図 4.56 に併記した。一致するのは 3 個の平衡点に相当する負荷電力のときだけである。

ここで、モータの回転数  $\omega$  を維持しながら（つまりモータのすべり、内部抵抗  $R_m$ 、および機械トルク  $T_m$  を維持しながら）、次のように図 4.56 における  $V_s'$  を  $V_s$  に変更する。すべりが維持されているから誘導機は定インピーダンス特性になり、負荷全体も定インピーダンス特性になる。その結果、 $V_s'$ 、 $V_s$ 、 $V_r'$ 、 $V_r$  の間には次の関係が成り立つ。

$$\frac{V_r'}{V_r} = \frac{V_s'}{V_s} \quad (4.18)$$

よって  $V_s'$  から  $V_s$  への変更に伴い  $V_r'$  は  $V_r$  に変更される。これにより機械トルク  $T_m$  は  $V_r'$  ではなく  $V_r$  に対応づけられるようになる。また抵抗負荷の消費電力は  $P_z$  になる。これで

軌跡 ( $T_m + P_z$ ,  $V_r$ )

として描かれる「修正安定限界線」が得られた。

計算過程は更に複雑化するが、「修正安定限界線」は図 4.60 のように描かれ、安定限界線の不合理な点は解消している。図には図 4.53 の  $T_m + P_z$  も併記したが、修正安定限界線 (correct) とぴったり重なり、当初の想定通りの結果となった。従って「安定限界線」の理論は誤っていないことが再度論証され、不合理な点が現れるように見えるのは図の描き方に問題があるにすぎないとわかる。

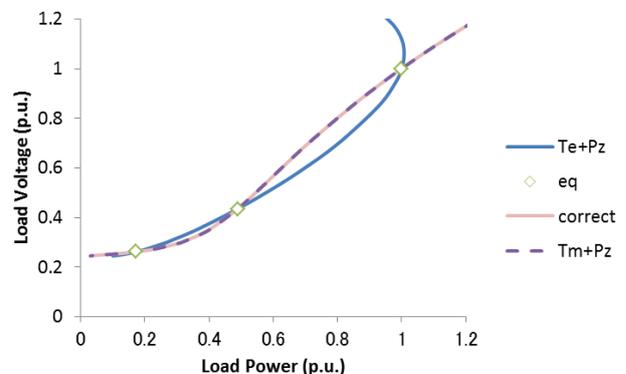


図 4.60 修正安定限界線

**シミュレーション** T- $\omega$ カーブの理論では、不安

定平衡点 B の回転数  $\omega_B$  より低速になると不可逆的にストールに至る。これをシミュレーションで再現し、理論の検証を行う。シミュレーションには電中研 Y 法と呼ばれるわが国の標準的ツールを用いる。理論では無視している主磁束変化により若干の差異を生じるので、本稿では短絡故障を模擬しない。

表 4.2 誘導機パラメータ

$V_r$	$W_M$	$P_M$	$Q_M$	$M_M$	$\square\square$
1.0	1.0	0.5	0.051	0.5sec	0.975
$X_1$	$X_2$	$X_M$	$R_1$	$R_2$	
0.001	0.199	999.9	0.00001	0.04949	

これまでの解析との相違を小さくするよう、モータの諸定数は表 4.2 に示すように、1 次抵抗  $R_1$  を極小に、1 次リアクタンス  $X_1$  のほとんどを 2 次リアクタンス  $X_2$  に繰り込み、励磁リアクタンス  $X_M$  は極大にした。2 次抵抗  $R_2$  は初期状態の回転数  $\omega_0$  が 0.975 となるよう設定した。 $W_M$  はモータ容量、 $M_M$  は単位慣

性定数である。

外乱として図 4.51 の系統側リアクタンス  $X_s$  を短時間だけ 1.25 倍する。これにより回転数は低下する。図 4.61 に  $X_s$  を 1.25 倍にしたまま放置した場合の負荷電圧  $V_r$ 、誘導機有効電力  $P_M$ 、無効電力  $Q_M$ 、回転数  $\omega$  の時間推移を示す。 $\omega$  は時刻 1.05～1.10 秒の間で B 点の回転数  $\omega_B = 0.866$  を下回る。

従って、もし時刻 1.05 秒にて  $X_s$  を元に戻せば、回転数は  $\omega_B$  より高速側にあるから、誘導機は加速に転じ正常運転の A 点に復帰するはずである。もし時刻 1.1 秒にて  $X_s$  を元に戻せば、 $\omega_B$  より低速側にあるから、誘導機は減速を続けてストールの C 点に至るはずである。この 2 ケースのシミュレーション結果を図 4.62 に示す。1.05 秒のケース ( $T_c=1.05$ ) では電圧が元に戻るが、1.1 秒のケース ( $T_c=1.1$ ) では電圧は更に低下を続けストール状態に向かっている。よってトルク - 速度曲線の理論はシミュレーションにより検証された。

以上に示したように、P-V カーブはモータの電気トルクに対応し、安定限界線はモータの機械トルクに対応する。また誘導機負荷のストール現象を説明する二つの理論、すなわち「トルク - 速度曲線」と「安定限界線」は等価である。既にトルク - 速度曲線の正当性は実験やシミュレーションとの照合により明らかであるから、安定限界線も正しい理論として信頼して使ってよい。

## 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の安定性解析」, 電学論 B, 127 巻 2 号, pp.371-378 (2007)
- (2) 上田智之・駒見慎太郎：「物理的構造と観測データに基づく電力系統の動的負荷モデル」, 電学論 B, 126 巻 6 号, pp.635-641 (2006)
- (3) 細川充海・京極喜一郎・新庄一雄・駒見慎太郎：「軽い常時進み定力率運転とベクトル LDC 制御の併用の配電線電圧上昇緩和と省エネルギーの効果」, 電学論 B, 135 巻 10 号, pp.583-590 (2015)
- (4) 水尾謙介・駒見慎太郎：「電力系統におけるモータ負荷のパラメータ同定精度向上」, 電学論 B, 132 巻 1 号, pp.71-76 (2012)
- (5) NERC: “Fault-Induced Delayed Voltage Recovery” (2008)
- (6) 上田智之・駒見慎太郎：「系統負荷の短時間電圧安定性を改善する分散型電源の動的電圧維持機能の実験的評価」, 電気学会論文誌 B, 128 巻 5 号, pp.761-768, 2008
- (7) 石川, 谷口, 鈴木, 太田, 水野：「誘導機負荷の動特性を考慮した太陽光発電連系系統の電圧安定性に関する基礎的検討」, 電気学会論文誌 B, 134 巻 7 号, pp.568-578, 2014
- (8) 河辺, 田中：「過渡電圧安定度解析のための P-V 平面における安定限界線の提案」, 電気学会電力技術研究会資料, PE-13-111, pp.5-10, 2013
- (9) Kawabe, Tanaka: “Analytical Method for Short-Term Voltage Stability Using the Stability Boundary in the

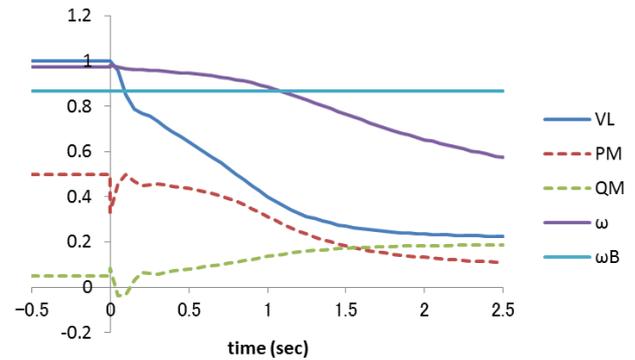


図 4.61  $X_s$  の一時的増加による減速

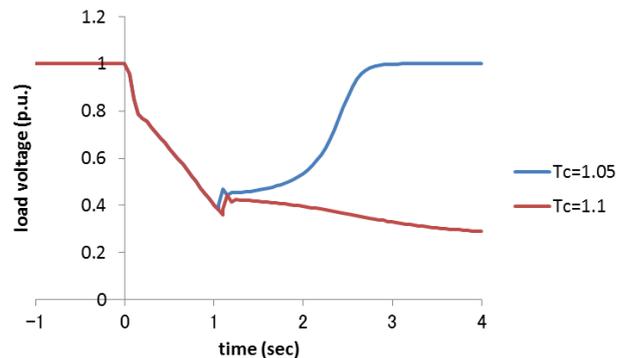


図 4.62 故障持続時間による負荷電圧の相違

P-V Plane”, IEEE Trans. on PS, Vol. 29, No. 6, pp.3041-3047, 2014

- (10) 駒見慎太郎・山田誠司・谷川知也：「モータ負荷のストール現象におけるトルク - 速度曲線と安定限界線の等価性」, 電気学会論文誌 B, 137 巻 12 号 掲載予定, pp.??-??, 2017