論　文

風力発電機を含む電力系統の過渡安定度シミュレーション（続報）

正員　田村　淳二*（北見工業大学）
正員　上野 昌裕、正員　松村 喜治、正員　木元 伸一（北海道電力[株]）

Transient Stability Simulation of Power System Including Wind Generators (Part 2)

Junji Tamura, member (Kitami Institute of Technology),
Masahiro Ueno, member, Yoshiharu Matsumura, member, Shin-ichi Kimoto, member (Hokkaido Electric Power Co., Inc)

Abstract : Recently the wind power generation has attracted special interest and many wind power stations are being in service in the world. In the wind power stations, in addition to normal induction machines, machines with special rotor structure, as double squirrel-cage rotor and deep-bar rotor induction generators, are also used as a generator. This paper presents a model of induction generators with special rotor structure, develops methods of power flow calculation and transient stability simulation of power system including the induction generators, and presents considerations on the characteristics of transient stability of the induction generators on the basis of numerical simulations. This paper also presents considerations on the effect of pitch control system of wind turbine on the transient stability of induction generators.

キーワード：風力発電、二重かご形誘導発電機、深溝形誘導発電機、電力系統、過渡安定度シミュレーション
(Keywords : Wind Power Generation, Double Squirrel-Cage Rotor and Deep-Bar Rotor Induction Generators, Power System, Transient Stability Simulation)

1．まえがき

近年、クリーンなエネルギー源として風力発電が注目され、その数は益々増えつつある[1]。このような状況の中で、風力発電機としての誘導機の系統に与える影響や出力制御に関する検討が進められている[2]~[7]。従来は系統規模に対して風力発電機容量が非常に小さかったが、今後はその数が増えるにつれて系統に与える影響が無視できないレベルになる可能性がある。

風力発電機の外部系統で地絡故障等が発生した場合には、通常の同期発電機の過渡安定度と同様に風力機においても過渡的な安定性が問題となるが、このような風力機の過渡安定度に関する検討は従来非常に少なかった。これに対して著者らは前論文[8]において、普通かご形誘導機による風力発電機を対象として過渡安定度に関するシミュレーション解析を行い、その基本的な特性に関して検討した。これに引き続き本論文は、前論文において検討課題として残されていた問題点に関して検討した結果を報告するものである。具体的には、風力発電機に対して普通かご形機と同様に多く用いられている特殊かご形（二重かご形、深溝形）誘導発電機の解析モデルの導出を行い、その過渡安定度特性を普通かご形機と比較しつつ検討する。更に、前論文ではピッチ制御系を無視して簡単に取り扱った風車特性に関して、新たに過速度に対する風車制御系を考慮し、過渡安定度への影響に関して検討する。

2．特殊かご形誘導発電機のD，Q軸基礎微分方程式

静止軸より同期角速度ω_B ($=2\pi f$, fは系統周波数[Hz])で回転するD,Q軸同期回転座標系上において、図1のD,Q軸等価回路[9]で表現される二重かご形誘導機の基礎微分方程式を導出する。図1の等価回路モデルは、深溝形誘導機に対してもすべりs＜1の範囲で過渡現象解析モデルとして十分な精度を有すると言われている[10]。風力発電機の場合にs＞1で運転することはないので、本等価回路モデルで二重かご形および深溝形を含めた特殊かご形誘導機を十分取り扱うことができる。

図1より、主磁束の飽和を考慮した場合の誘導発電機の1次側固定子・2次側回転子のpu法に基づく電気回路方程式は次式となる。なお、1次電流は発電機方向（端子より外部に流れ出す方向）を正とする。

$$\left.\begin{aligned} V_{1D} &= -r_1 I_{1D} + (1/\omega_B)p\Psi_{1D} - \Psi_{1Q} \\ V_{1Q} &= -r_1 I_{1Q} + (1/\omega_B)p\Psi_{1Q} + \Psi_{1D} \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

$$\left.\begin{aligned} 0 &= r_{21} I_{21D} + (1/\omega_B)p\Psi_{21D} - (1-\omega_m)\Psi_{21Q} \\ 0 &= r_{21} I_{21Q} + (1/\omega_B)p\Psi_{21Q} + (1-\omega_m)\Psi_{21D} \\ 0 &= r_{22} I_{22D} + (1/\omega_B)p\Psi_{22D} - (1-\omega_m)\Psi_{22Q} \\ 0 &= r_{22} I_{22Q} + (1/\omega_B)p\Psi_{22Q} + (1-\omega_m)\Psi_{22D} \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

$$\left.\begin{aligned} \Psi_{1D} &= -x_1 I_{1D} + X_m(I_m) I_{mD} \\ \Psi_{1Q} &= -x_1 I_{1Q} + X_m(I_m) I_{mQ} \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

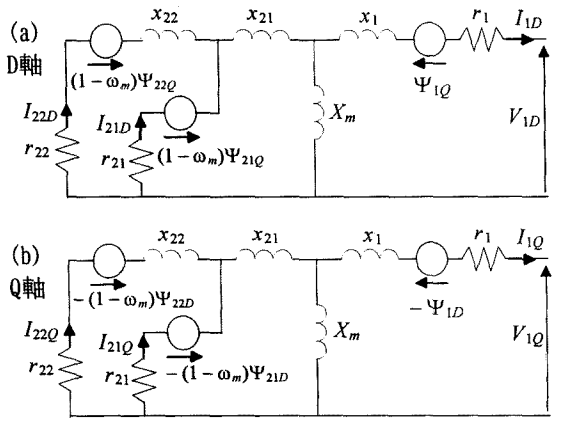


図1. D, Q軸等価回路.

Fig.1 D- and Q-axis equivalent circuits.

$$\left.\begin{aligned}
\Psi_{21D} &= x_{21}(I_{21D}+I_{22D})+X_m(I_m)I_{mD}\\
\Psi_{21Q} &= x_{21}(I_{21Q}+I_{22Q})+X_m(I_m)I_{mQ}\\
\Psi_{22D} &= x_{22}I_{22D}+x_{21}(I_{21D}+I_{22D})+X_m(I_m)I_{mD}\\
\Psi_{21Q} &= x_{22}I_{22Q}+x_{21}(I_{21Q}+I_{22Q})+X_m(I_m)I_{mQ}
\end{aligned}\right\} \quad (4)$$

$$\left.\begin{aligned}
I_{mD} &= -I_{1D}+I_{21D}+I_{22D}\\
I_{mQ} &= -I_{1Q}+I_{21Q}+I_{22Q}\\
I_m &= \sqrt{I_{mD}^2+I_{mQ}^2}
\end{aligned}\right\} \quad (5)$$

ここで、V_{1D}, V_{1Q} は1次端子電圧のD, Q軸成分、I_{1D}, I_{1Q}, I_{21D}, I_{21Q}, I_{22D}, I_{22Q} は1次・2次電流のD, Q軸成分、Ψ_{1D}, Ψ_{1Q}, Ψ_{21D}, Ψ_{21Q}, Ψ_{22D}, Ψ_{22Q} は1次・2次回路の鎖交磁束のD, Q軸成分であり、r_1, r_{21}, r_{22}, x_1, x_{21}, x_{22}, X_m は1次・2次巻線の抵抗ともれリアクタンス、並びに励磁リアクタンス(飽和値)である。更に、ω_m は回転子角速度、I_{mD}, I_{mQ} は励磁電流のD, Q軸成分であり、pは微分演算子である。なお、時間単位としては秒を用いるので、微分演算子pの前に$(1/\omega_B)$が現れる。上式において、飽和の影響を励磁リアクタンスの不飽和値 X_{mu} とD, Q 軸補償電流 I_{mD}^C, I_{mQ}^C により表現すると[11]、主磁束鎖交数が等しい条件より次式が得られる。

$$\left.\begin{aligned}
X_m I_{mD} &= X_{mu}(I_{mD}-I_{mD}^C)\\
X_m I_{mQ} &= X_{mu}(I_{mQ}-I_{mQ}^C)
\end{aligned}\right\} \quad (6)$$

上式を(4)式に代入して整理すると次式を得る。

$$\left.\begin{aligned}
\begin{bmatrix}\Psi_{21D}\\ \Psi_{22D}\end{bmatrix} &= -X_{mu}\begin{bmatrix}I_{1D}+I_{mD}^C\\ I_{1D}+I_{mD}^C\end{bmatrix}+[X_R]\begin{bmatrix}I_{21D}\\ I_{22D}\end{bmatrix}\\
\begin{bmatrix}\Psi_{21Q}\\ \Psi_{22Q}\end{bmatrix} &= -X_{mu}\begin{bmatrix}I_{1Q}+I_{mQ}^C\\ I_{1Q}+I_{mQ}^C\end{bmatrix}+[X_R]\begin{bmatrix}I_{21Q}\\ I_{22Q}\end{bmatrix}
\end{aligned}\right\} \quad (7)$$

$$[X_R]=\begin{bmatrix}x_{21}+X_{mu} & x_{21}+X_{mu}\\ x_{21}+X_{mu} & x_{21}+x_{22}+X_{mu}\end{bmatrix} \quad (8)$$

よって、

$$\left.\begin{aligned}
\begin{bmatrix}I_{21D}\\ I_{22D}\end{bmatrix} &= [X_R]^{-1}\begin{bmatrix}\Psi_{21D}+X_{mu}(I_{1D}+I_{mD}^C)\\ \Psi_{22D}+X_{mu}(I_{1D}+I_{mD}^C)\end{bmatrix}\\
\begin{bmatrix}I_{21Q}\\ I_{22Q}\end{bmatrix} &= [X_R]^{-1}\begin{bmatrix}\Psi_{21Q}+X_{mu}(I_{1Q}+I_{mQ}^C)\\ \Psi_{22Q}+X_{mu}(I_{1Q}+I_{mQ}^C)\end{bmatrix}
\end{aligned}\right\} \quad (9)$$

一方、(5), (6), (9)式を(3)式に代入して

$$\left.\begin{aligned}
\Psi_{1D} &= -X''_{1u}I_{1D}+K_{R1}\Psi_{21D}+K_{R2}\Psi_{22D}-(X''_{1u}-x_1)I_{mD}^C\\
\Psi_{1Q} &= -X''_{1u}I_{1Q}+K_{R1}\Psi_{21Q}+K_{R2}\Psi_{22Q}-(X''_{1u}-x_1)I_{mQ}^C
\end{aligned}\right\} \quad (10)$$

$$\left.\begin{aligned}
X''_{1u} &= x_1+X_{mu}-X_{mu}^2\begin{bmatrix}1 & 1\end{bmatrix}[X_R]^{-1}\begin{bmatrix}1\\ 1\end{bmatrix}\\
\begin{bmatrix}K_{R1} & K_{R2}\end{bmatrix} &= X_{mu}\begin{bmatrix}1 & 1\end{bmatrix}[X_R]^{-1}
\end{aligned}\right\} \quad (11)$$

を得る。X''_{1u} は初期過渡リアクタンスの不飽和値である。上式を(1)式に代入して次式を得る。

$$\left.\begin{aligned}
V_{1D} &= -r_1 I_{1D}+X''_{1u}I_{1Q}+E_{GD}+(1/\omega_B)p\Psi_{1D}\\
V_{1Q} &= -r_1 I_{1Q}-X''_{1u}I_{1D}+E_{GQ}+(1/\omega_B)p\Psi_{1Q}
\end{aligned}\right\} \quad (12)$$

$$\left.\begin{aligned}
E_{GD} &= -K_{R1}\Psi_{21Q}-K_{R2}\Psi_{22Q}+(X''_{1u}-x_1)I_{mQ}^C\\
E_{GQ} &= K_{R1}\Psi_{21D}+K_{R2}\Psi_{22D}-(X''_{1u}-x_1)I_{mD}^C
\end{aligned}\right\} \quad (13)$$

E_{GD}, E_{GQ}は不飽和初期過渡リアクタンス背後電圧である。

電力系統の過渡安定度シミュレーションにおいては、一般に発電機の固定子回路の過渡現象は無視して扱われる。固定子過渡現象は(12)式右辺第4項の微分項を0とおくことにより無視できる。すなわち、

$$\left.\begin{aligned}
V_{1D} &= -r_1 I_{1D}+X''_{1u}I_{1Q}+E_{GD}\\
V_{1Q} &= -r_1 I_{1Q}-X''_{1u}I_{1D}+E_{GQ}
\end{aligned}\right\} \quad (14)$$

以上(12), (13), (2), (9)式が固定子過渡現象を無視し、主磁束飽和を考慮した特殊かご形誘導機の電気回路方程式となる。なお、(14)式は次のフェーザ形式で表現できる。

$$\left.\begin{aligned}
\dot{V}_1 &= -\dot{Z}_1\dot{I}_1+\dot{E}_G\\
\dot{V}_1 &= V_{1D}+jV_{1Q}\\
\dot{I}_1 &= I_{1D}+jI_{1Q}\\
\dot{E}_G &= E_{GD}+jE_{GQ}\\
\dot{Z}_1 &= r_1+jX''_{1u}
\end{aligned}\right\} \quad (15)$$

次に、発電機としての内部発生電力 P_Gは図1中の速度起電力項で発生する電力に等しいので、

$$\begin{aligned}
P_G &= (-\Psi_{1Q}I_{1D}+\Psi_{1D}I_{1Q})\\
&\quad -\{-(1-\omega_m)\Psi_{21Q}I_{21D}+(1-\omega_m)\Psi_{21D}I_{21Q}\}\\
&\quad -\{-(1-\omega_m)\Psi_{22Q}I_{22D}+(1-\omega_m)\Psi_{22D}I_{22Q}\}\\
&= \omega_m X_m(I_{mD}I_{1Q}-I_{mQ}I_{1D})\\
&= \omega_m(E_{GD}I_{1D}+E_{GQ}I_{1Q})
\end{aligned} \quad (16)$$

これより発電機トルク(減速トルク) τ_G、運動方程式は次

式となる。

$$\left.\begin{aligned}\tau_G &= E_{GD}I_{1D} + E_{GQ}I_{1Q}\\ 2Hp\omega_m &= \tau_W - \tau_G\end{aligned}\right\} \tag{17}$$

ここに、H(秒)は蓄積エネルギー定数(風車も含んだ回転部分全体の慣性定数)、τ_W は風車発生トルクである。

以上が特殊かご形誘導発電機の飽和モデルである。ここで、補償電流は無負荷飽和特性$\Psi_m(I_m)$を用いて次式により計算される。

$$\left.\begin{aligned}I_{mD}^C &= \{1-\Psi_m(I_m)/(X_{mu}I_m)\}I_{mD}\\ I_{mQ}^C &= \{1-\Psi_m(I_m)/(X_{mu}I_m)\}I_{mQ}\end{aligned}\right\} \tag{18}$$

3. 潮流計算と初期値の決定

定常状態では(1),(2)式において時間微分項を0とした式が成立し、それに(3),(4)式を代入すると

$$\left.\begin{aligned}V_{1D} &= -r_1I_{1D} - (-x_1I_{1Q} + X_mI_{mQ})\\ V_{1Q} &= -r_1I_{1Q} + (-x_1I_{1D} + X_mI_{mD})\\ 0 &= r_{21}I_{21D} - s(x_{21}I_{21Q} + x_{21}I_{22Q} + X_mI_{mQ})\\ 0 &= r_{21}I_{21Q} + s(x_{21}I_{21D} + x_{21}I_{22D} + X_mI_{mD})\\ 0 &= r_{22}I_{22D} - s(x_{22}I_{22Q} + x_{21}I_{21Q} + x_{21}I_{22Q} + X_mI_{mQ})\\ 0 &= r_{22}I_{22Q} + s(x_{22}I_{22D} + x_{21}I_{21D} + x_{21}I_{22D} + X_mI_{mD})\end{aligned}\right\} \tag{19}$$

が得られる。ここで、$s=1-\omega_m$ はすべりである。上式をフェーザ表現に修正して次式が得られる。

$$\left.\begin{aligned}\dot{V}_1 &= -(r_1+jx_1)\dot{I}_1 + jX_m\dot{I}_m\\ 0 &= \left(\frac{r_{21}}{s}\right)\dot{I}_{21} + jx_{21}\dot{I}_{21} + jx_{21}\dot{I}_{22} + jX_m\dot{I}_m\\ 0 &= \left(\frac{r_{22}}{s}\right)\dot{I}_{22} + jx_{21}\dot{I}_{21} + jx_{21}\dot{I}_{22} + jx_{22}\dot{I}_{22} + jX_m\dot{I}_m\end{aligned}\right\} \tag{20}$$

$$\left.\begin{aligned}\dot{I}_{21} &= I_{21D} + jI_{21Q}\\ \dot{I}_{22} &= I_{22D} + jI_{22Q}\\ \dot{I}_m &= I_{mD} + jI_{mQ}\end{aligned}\right\} \tag{21}$$

次に、(6)式より、

$$\left.\begin{aligned}X_m\dot{I}_m &= X_{mu}(\dot{I}_m - \dot{I}_m^C)\\ \dot{I}_m^C &= I_{mD}^C + jI_{mQ}^C\end{aligned}\right\} \tag{22}$$

が得られ、これを(20)式に代入して次式が得られる。

$$\begin{bmatrix}\dot{V}_1 + jX_{mu}\dot{I}_m^C\\ jX_{mu}\dot{I}_m^C\\ jX_{mu}\dot{I}_m^C\end{bmatrix} = \begin{bmatrix}-(r_1+jX_1) & jX_{mu} & jX_{mu}\\ -jX_{mu} & r_{21}/s + jX_{21} & jX_{21}\\ -jX_{mu} & jX_{21} & r_{22}/s + jX_{22}\end{bmatrix}\begin{bmatrix}\dot{I}_1\\ \dot{I}_{21}\\ \dot{I}_{22}\end{bmatrix} \tag{23}$$

$$\left.\begin{aligned}X_1 &= x_1 + X_{mu}\\ X_{21} &= x_{21} + X_{mu}\\ X_{22} &= x_{21} + x_{22} + X_{mu}\end{aligned}\right\} \tag{24}$$

(23)式より$\dot{I}_1$を求めれば、これにより発電機出力は一応次式として表現される。

$$P_1 + jQ_1 = \dot{V}_1\dot{I}_1^* \tag{25}$$

潮流計算に基づいた初期値の計算は普通かご形誘導機の場合[8]と同様にして以下のように行うことができる。図2に示されるように誘導発電機端子に調相用並列コンデンサCが設置され、ノードBにおいて有効電力P_1^S、無効電力Q_1^S(例えば=0)が指定されるとする。この場合、ノードBをP/Q指定ノードとして通常の潮流計算を行い、端子電圧フェーザ$\dot{V}_1$を求める。次に、指定されたP_1^Sを発電するためのすべりsを繰り返し計算により求め、同時に誘導発電機の無効電力発生値(並列コンデンサで補償すべき無効電力Q_1^C)も求まる。磁気飽和を考慮する場合には補償電流の収束計算も同時に行わなければならない。補償電流を(18)式よりフェーザ形式で書くと次式となる。

$$\dot{I}_m^C = \left\{1 - \frac{\Psi_m(I_m)}{X_{mu}I_m}\right\}(I_{mD} + jI_{mQ}) = \left\{1 - \frac{\Psi_m(|\dot{I}_m|)}{X_{mu}|\dot{I}_m|}\right\}\dot{I}_m \tag{26}$$

初期値計算のフローチャートを図3に示す。ステップe)の出発値としては0が適当と考えられる。計算が収束した時点で次式により各状態変数の初期値が求められる。

$$\left.\begin{aligned}&V_{1D} = Real(\dot{V}_1),\quad V_{1Q} = Imag(\dot{V}_1)\\ &I_{1D} = Real(\dot{I}_1),\quad I_{1Q} = Imag(\dot{I}_1)\\ &I_{21D} = Real(\dot{I}_{21}),\quad I_{21Q} = Imag(\dot{I}_{21})\\ &I_{22D} = Real(\dot{I}_{22}),\quad I_{22Q} = Imag(\dot{I}_{22})\\ &I_{mD}^C = Real(\dot{I}_m^C),\quad I_{mQ}^C = Imag(\dot{I}_m^C)\\ &\Psi_{21D} = x_{21}I_{21D} + x_{21}I_{22D} + X_{mu}(I_{mD} - I_{mD}^C)\\ &\Psi_{21Q} = x_{21}I_{21Q} + x_{21}I_{22Q} + X_{mu}(I_{mQ} - I_{mQ}^C)\\ &\Psi_{22D} = x_{22}I_{22D} + x_{21}I_{21D} + x_{21}I_{22D} + X_{mu}(I_{mD} - I_{mD}^C)\\ &\Psi_{22Q} = x_{22}I_{22Q} + x_{21}I_{21Q} + x_{21}I_{22Q} + X_{mu}(I_{mQ} - I_{mQ}^C)\\ &\omega_{m0} = 1 - s\\ &\tau_{G0} = E_{GD}I_{1D} + E_{GQ}I_{1Q}\\ &E_{GD} = -K_{R1}\Psi_{21Q} - K_{R2}\Psi_{22Q} + (X_{1u}'' - x_1)I_{mQ}^C\\ &E_{GQ} = K_{R1}\Psi_{21D} + K_{R2}\Psi_{22D} - (X_{1u}'' - x_1)I_{mD}^C\end{aligned}\right\} \tag{27}$$

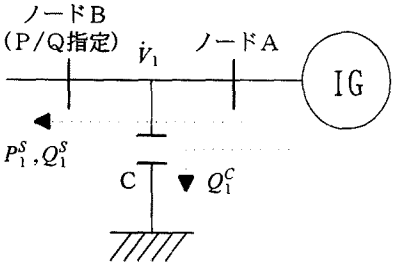


図2. 誘導発電機の回路構成.
Fig.2 Circuit configuration of induction generator.

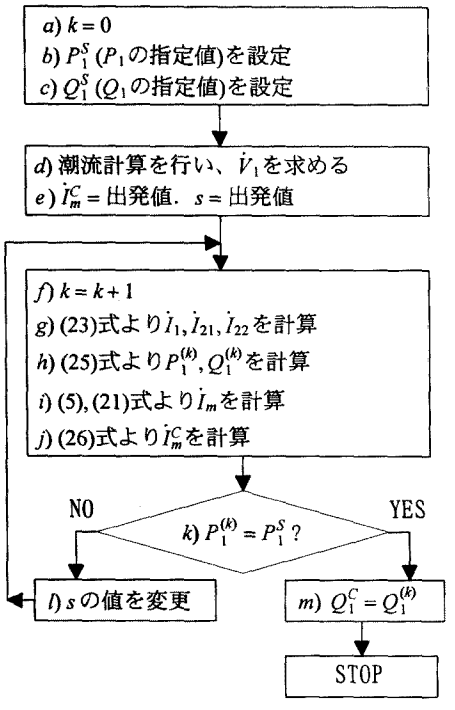


図3. 初期値計算のフローチャート.

Fg.3 Flowchart of initial value calculation.

4. 系統シミュレーションのアルゴリズムの概要[8]

系統シミュレーションのアルゴリズムは普通かご形機の場合と基本的に同じであり、ここではその概要のみ示す。

負荷ノードを等価インピーダンスで表現した後、発電機以外のノードを消去した系統縮約ノード方程式を導出し、これに通常同期発電機も含めて基本的に(15)式の形となる発電機方程式(発電機総数をNとする)を代入して次式の結合系統方程式が得られる。

$$\left[[I]+\left[\underline{\dot{Z}_G}\right]\left[\underline{\dot{Y}_{RED}^C}\right]\right]\left[\underline{\dot{V}_G}\right] = \left[\underline{\dot{E}_G}\right] \tag{28}$$

$$\left.\begin{aligned}\left[\underline{\dot{I}_G}\right] &= \left[\dot{I}_{G1} \quad \dot{I}_{G2},,,, \dot{I}_{GN}\right]^T \\ \left[\underline{\dot{V}_G}\right] &= \left[\dot{V}_{G1} \quad \dot{V}_{G2},,,, \dot{V}_{GN}\right]^T \\ \left[\underline{\dot{E}_G}\right] &= \left[\dot{E}_{G1} \quad \dot{E}_{G2},,,, \dot{E}_{GN}\right]^T \\ \left[\underline{\dot{Z}_G}\right] &= diag\left[\dot{Z}_{G1} \quad \dot{Z}_{G2},,,, \dot{Z}_{GN}\right]\end{aligned}\right\} \tag{29}$$

ここで、$\left[\underline{\dot{Y}_{RED}^C}\right]$ は発電機ノードから系統側を眺めた縮小アドミタンス行列、$[I]$は単位行列である。

風力発電機に対する力率調整コンデンサ(サセプタンスX_Cで表す)は、前論文[5] にて示したように誘導機モデルに組み込んで計算を行う。力率調整コンデンサに流入する電流$\dot{I}_C$は発電機端子電圧フェーザより次式で表され、

$$\dot{I}_C = jX_C\dot{V}_1 \tag{30}$$

これを発電機の内部電圧$\dot{E}_G$に組み込んで、次式の新たな内部電圧$\dot{E}'_G$を用いて計算を行う。

$$\dot{E}'_G = \dot{E}_G - \dot{Z}_1\dot{I}_C \tag{31}$$

この際、発電機外部出力電流は$\dot{I}'_1$であり、実際の電機子電流は次式となる。

$$\dot{I}_1 = \dot{I}'_1 + \dot{I}_C \tag{32}$$

系統シミュレーションのアルゴリズムを図4に示す。

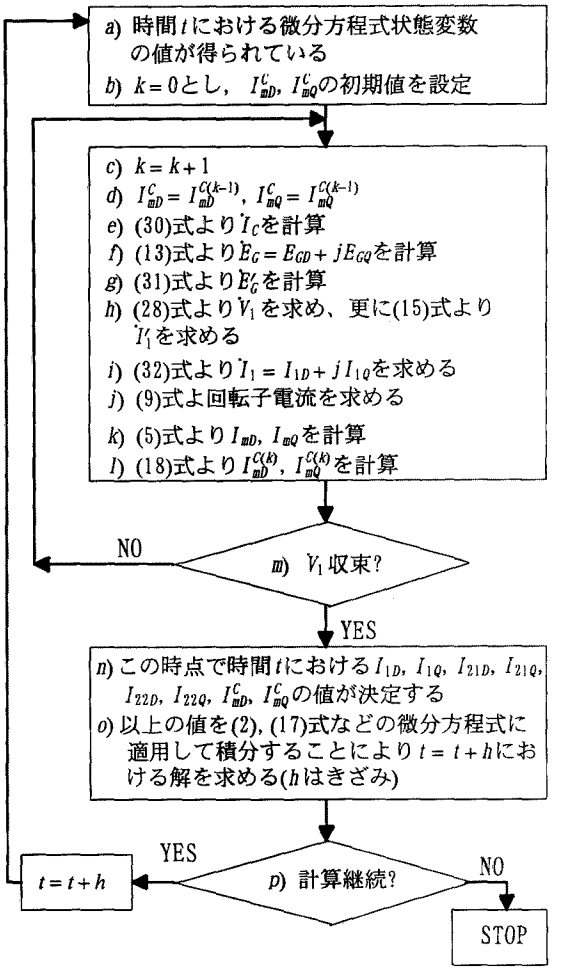


図4. シミュレーションのフローチャート.

Fig.4 Flowchart of simulation.

5. シミュレーションによる風力発電機の過渡安定度特性の検討

〈5.1〉 風車ピッチ角制御系を無視した場合

前論文[8] と同様に図5に示すモデル系統を用いて、3相地絡故障に対する過渡安定度シミュレーションを行った。SGは通常の同期発電機(P/V指定)、IGは風力発電機(P/Q指定)を表している。ただし、風力発電機に対しては並

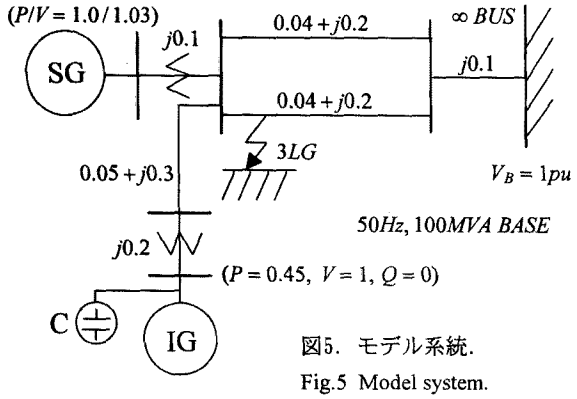


図5. モデル系統.
Fig.5 Model system.

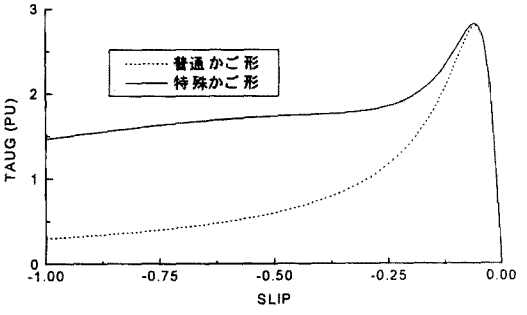


図6. すべり対トルク特性.
Fig.6 Slip vs torque characteristics.

列コンデンサ有り(端子電圧1pu、総合力率1に対応する値で一定)のケースのみとし、誘導機モデルとして普通かご形機を用いた場合(CASE-I)と特殊かご形機を用いた場合(CASE-II)の二ケースを検討した。各発電機の定数を表1に示す[特殊かご形機に対する$R_2^{eq}(s=0)$等に関しては付録参照]。誘導機に対して磁気飽和を考慮し、前論文で示した飽和特性を用いた。風車特性として、まず初めに本節では前論文で示したピッチ角制御系を無視した簡単なモデルをそのまま用い、風車トルク係数を表現するK_ωの値(後述の図8参照)を種々変えて計算した。更に、同期発電機では前論文と同様なＡＶＲとガバナーモデルを考慮した。

表1. 発電機定数.
Table 1. Parameters of generators.

同期発電機ＳＧ		誘導発電機ＩＧ			
		普通かご形		特殊かご形	
MVA	100	MW	50	MW	50
r_a (pu)	0.003	r_1 (pu)	0.01	r_1 (pu)	0.01
x_a (pu)	0.13	x_1 (pu)	0.1	x_1 (pu)	0.1
X_d (pu)	1.2	X_{mu} (pu)	3.5	X_{mu} (pu)	3.5
X_q (pu)	0.7	r_2 (pu)	0.01	r_{21} (pu)	0.035
X'_d (pu)	0.3	x_2 (pu)	0.08	r_{22} (pu)	0.014
X''_d (pu)	0.22	H (sec)	1.5	x_{21} (pu)	0.030
X''_q (pu)	0.25			x_{22} (pu)	0.098
T'_{do} (sec)	5.0			H (sec)	1.5
T''_d (sec)	0.04			$R_2^{eq}(s=0)$	0.01
T''_q (sec)	0.05			$X_2^{eq}(s=0)$	0.08
H (sec)	2.5			$R_2^{eq}(s=1)$	0.03
				$X_2^{eq}(s=1)$	0.04

図6は端子電圧を1(pu)とした時の各誘導発電機のすべり対トルク特性を示す(自己容量ベース値)。特殊かご形機においては$R_2^{eq}(s=0)$, $X_2^{eq}(s=0)$を普通かご形機のr_2, x_2に等しく取ったので、すべり$s\approx 0$付近の通常動作点近傍での特性は両者ほとんど同じになる。次に、表2は各ケースに対する潮流計算結果と各発電機の初期値等を示している。

表2. 潮流計算結果。
Table 2. Results of power flow calculation.

	CASE-I		CASE-II	
	SG	IG*1	SG	IG*2
P	**1.00**	**0.45**	**1.00**	**0.45**
V	**1.03**	1.00	**1.03**	1.00
Q	0.30	**0.00** (-0.25)*3	0.30	**0.00** (-0.25)*3
Efd	1.77	—	1.77	—
δ	50.9°	—	50.9°	—
s (滑り)	0.00	-0.978%	0.00	-0.979%
Xm/Xmu	—	0.85	—	0.85

(注) P,Qは系統ベースでの値であり、太字は指定値。
*1:普通かご形誘導機、 *2:特殊かご形誘導機。
*3:かっこ内は誘導発電機自体の無効電力発生値。

シミュレーションの条件は、2回線送電線の同期発電機至近端においてt=0.1sで3相地絡(3LG)発生、t=0.2sで故障線1回線遮断、t=1sでの再閉路である。計算のきざみは10msとした。CASE-I,IIのそれぞれの場合でK_ωを2通りとした場合の計算結果を図7に示す。同図(a)の回転速度、(b)の出力、(c)の端子電圧の応答より、特殊かご形機の$K_\omega = 1.4$の場合のみ誘導発電機は安定で、それ以外は不安定になることが分る。同図(d)より同期発電機はいずれの場合も安定である。この場合、誘導機の出力は自己定格ベースで0.9puであるが、定格1puとした場合にはいずれの場合にも不安定となった。以上のことから、何らかの形のピッチ制御系が無い場合には、誘導発電機は特に高出力運転している場合に安定性を維持できなくなる可能性が高いと言える。また普通かご形機と特殊かご形機を比べた場合には、後者の方が過渡安定度が高いことも明らかである。

〈5.2〉 風車ピッチ角制御系を考慮した場合

前節の検討で用いた風車トルク特性は、図8に示すように初期動作点を通り、回転数に対して右下がりの直線で表されるものである。現実の風車には一般にピッチ角制御系が有り、風車発生トルクτ_Wを制御することが可能であるが、通常ピッチ制御系の応答速度はかなり低速であり、故障発生直後1～2秒程度の固有的な過渡安定度解析に限ればその影響はほとんど無視できるので、近似的にピッチ角一

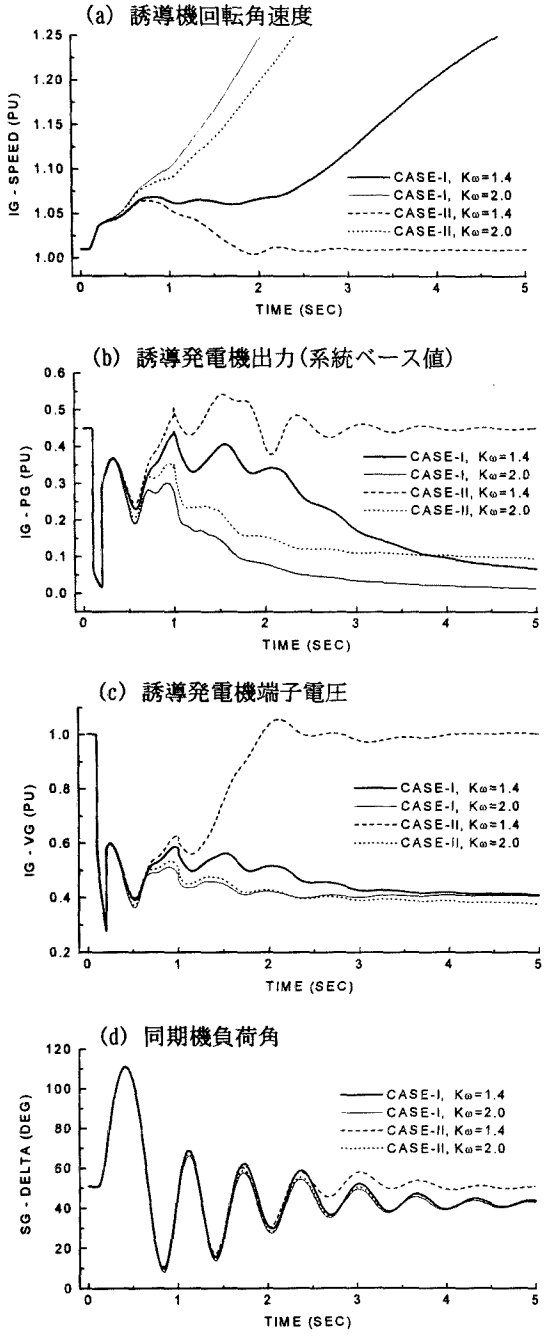


図7. シミュレーション結果(I).

Fig.7 Simulation results (I).

定として解析を行ってきた。次に本節においては、風車ピッチ制御系モデルを考慮した検討を行い、その過渡安定度に対する影響に関して考察する。

風車ピッチ角制御系の本来の目的は風速変化等に対して発電機出力を設定値に維持することである[3]~[5]。しかしながら、系統側故障に伴って図7(a)のように誘導発電機が

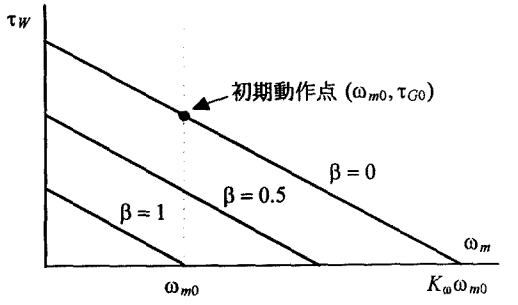


図8. 風車トルク特性.

Fig.8 Wind turbine torque characteristics.

加速し、同時に図7(b)のように出力が低下してゆく状況に対して、出力制御系としてのピッチ制御系が過渡安定度を更に悪化させるように動作することは明らかである。従って、このような形のピッチ制御系を考慮して前節と同様な過渡安定度解析を行うことにはあまり意味がない。ところが、発電機・風車系の回転数上昇に対応して出力制御系とは別のピッチ制御やヨー制御等による風車保護制御機構があるのが通常である。このような制御系は風車保護が目的であって、発電機の過渡安定度を対象としているわけではないと考えられるが、今後風力発電機の数が増大すると風力機の過渡安定度の系統に対する影響が無視できなくなり、これら保護制御系の役割が重要になってくる。しかしながら、風力機の過渡安定度に対するこれら保護制御系の効果に関する検討例はほとんど無いと思われる。そこで本論文では、過速度に対する保護制御系の過渡安定度に対する基本的効果に関して検討を行う。

過渡安定度が問題となる定格速度以上の領域では、風車トルク特性は右下がりの直線で近似でき[3]、前論文と同様に風速変化を無視すると、図8のようにパラメータK_ωを用いて次式で表すことができる。

$$\tau_W = \left(\frac{\tau_{G0}}{K_\omega - 1}\right)\left(-\frac{\omega_m}{\omega_{m0}} + K_\omega\right) \tag{33}$$

一定速度制御のためのピッチ制御系がある場合には、この直線の位置や傾きが変化することになる。この特性を実験式的に表現して扱っている例[3],[5]もあるが、風車ごとに異なる特性になるものと考えられ、一般的な取り扱いは容易でないと思われる。本論文では、風車保護のためのピッチ制御系の誘導発電機過渡安定度に対する基本的効果を検討することが目的であり、ピッチ制御系の基本動作に関する次の二つの仮定を基礎として簡略モデルを構成した。

a) ピッチ角の変化に応じて(33)式のトルク特性直線が移動することになるが、その際傾きは一定とする。

b) ピッチ角の変化は、近似的に数秒程度の時定数を有する1次遅れ系で表現できる。

仮定(a)に関して、トルク特性の傾きの変化は実際上もあまり大きなものではなく[3],[5]、近似表現としては十分妥当

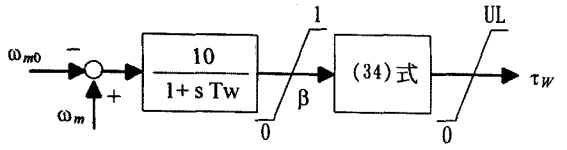


図9. 風車ピッチ制御系.
Fig.9 Wind turbine pitch control system.

であると考えられる。仮定(b)に関して、現実の風車の動作は油圧系・機械系の動作や種々の非線形性によって非常に複雑であるが、最終段のピッチ駆動系は少なくとも1次遅れ系で表現できるとの報告もある[7]。従って、基本的な特性を対象とする限り、これを1次遅れ系で近似してもその誤差はあまり大きくはないと考えられる。

以上の仮定の基に(33)式を次式の表現に変更する。

$$\tau_W = \left(\frac{\tau_{G0}}{K_\omega - 1}\right)\left(-\frac{\omega_m}{\omega_{m0}} + K_\omega\right) - \beta\tau_{G0} \qquad (34)$$

βはピッチ角に対応するパラメータ(ピッチ角そのものではない)であり、その変化に応じてトルク特性が図8のように平行移動する。更に、ピッチ制御系の指令入力に対して1次遅れで応答する。本論文で考察するピッチ制御系は速度上昇を抑制する保護システムを対象としているので、指令入力として速度上昇変化を取り、図9のような定速度制御系として構成した。この場合、0.1puの速度上昇(定格速度の約10%)が生じた時に風車トルクを0まで絞る(β=1)ことを想定してゲインを10とし、遅れ時定数をTwとする。βと風車トルクにはリミッターを設け、後者の上限ULは定格出力(50MW)発電時の風車トルク値(≒1.013pu)とした。時定数Twとして3sと6sの二つの場合を検討した。

図10,11はCASE-I,IIそれぞれにおける計算結果であり、図9のピッチ制御系が考慮されている点を除いてシミュレーションの条件等は前節の場合と全く同様である。各図(a)の誘導機回転角速度の応答より、いずれのケースにおいても最終的には安定に向っており、またCASE-IとIIの比較より、この場合にも特殊かご形誘導機の方が安定性が若干高いことも分る。各図(b)のβはそれぞれの場合の時定数に応じた速度で応答しており、これに応じて各図(c)のように風車トルクも変化している。特にCASE-IのK_ω=4.0、Tw=6sの場合には、制御系の速度が遅いことから加速が高めになり、風車トルクは0まで絞られている。

以上の結果より、図9のような一定速度制御系として構成された速度上昇抑制のためのピッチ制御系は、Tw=6sの比較的低速な場合でも加速脱調を抑制出来ており、過渡安定度に対して非常に大きな効果を有すると言える。ただし、時定数が大きい場合には、図10,11(a)のように速度上昇が大きくなり、風車保護の観点からは不十分となる。従って、風車保護、過渡安定度維持の二つの目的を達成するためには、ピッチ制御系のゲイン並びに時定数の設定に重点を置いて適切に設計を行う必要があると考えられる。

6. あとがき

本論文では、前論文(8)に引き続き誘導機による風力発電機を含む電力系統の過渡安定度に関する検討を行った。前論文に対する本論文の新規検討内容は、次の2点である。

1) 普通かご形機と同様に多く用いられている特殊かご形誘導発電機を対象として、電力系統解析のための飽和モデル、潮流計算法、過渡安定度シミュレーションのアルゴリズムを示した。

2) 新たに速度上昇抑制のための風車ピッチ制御系を考慮し、過渡安定度への影響に関して検討した。

論文後半では同期発電機と風力発電機から成るモデル系統での3相短絡故障を対象とした数値計算を行い、普通かご形誘導機も含めて誘導発電機過渡安定度の基本的な特性に関して検討した。その結果、以下の結論が得られた。

1) 普通かご形機に比べて特殊かご形機の方が全般的に過渡安定度が高い。

2) 一定速度制御系として構成された速度上昇抑制のためのピッチ制御系は、普通かご形機・特殊かご形機の両者の過渡安定度に対して非常に大きな効果を有する。

これまで速度上昇抑制のためのピッチ制御系は基本的に風車保護の観点で検討されており、過渡安定度に対するその効果を検討した例はほとんど無かったが、本論文の結論が今後の風車制御系設計のための一助になれば幸いである。

(平成13年2月28日受付、平成13年6月7日再受付)

〈参 考 文 献〉

(1) 特集・導入進む風力発電、電気学会誌、2000年8/9月号、pp.499.
(2) 七原：海外における風力発電の導入状況と電力システムへの影響、電学論B, vol.120-B, no.3, p.321, 2000.
(3) 佐々木 他：風力駆動誘導発電機の系統並列時における電圧変動シミュレーション、電学論B, vol.110-B, no.1, p.33, 1990.
(4) 土屋 他:風力発電システムの運転特性シミュレーション(竜飛 ウィンドパークにおける場合)、電学論B, vol.113-B, no.7, p.752, 1993.
(5) 松坂 他：風力発電機の出力変動安定化制御に関する研究、電学論B, vol.117-B, no.5, p.625, 1997.
(6) 佐々木 他：風力発電システム系統並列時の瞬時電圧低下とその対策について、電学論B, vol.120-B, no.2, p.180, 2000.
(7) 小玉 他：確率最適制御による風力発電機の出力変動抑制、電学論B, vol.121-B, no.1, p.22, 2001.
(8) 田村 他:風力発電機を含む電力系統の過渡安定度シミュレーション、電学論B、Vol.120-B, No.12, p.1636, 2000.
(9) 猪狩：電気機械理論、p.89, コロナ社.
(10) 金田、一杉、森安、奥山：表皮効果を考慮したかご形誘導電動機の等価回路モデル、回転機研究会資料、RM-98-92, 1998.
(11) 田村 他：電力系統シミュレーションのための同期機モデルにおける飽和の表現に関する一考察、電学論B, Vol.113, No.12, p.1413, 1993.

〈付録〉 特殊かご形誘導機等価回路定数の決定

(21)式において(5)式より

$$\dot{I}_m = I_{mD} + jI_{mQ} = -\dot{I}_1 + \dot{I}_{21} + \dot{I}_{22} \qquad (付1)$$

であり、よって(20)式より図A-1の定常状態等価回路が得られる。特殊かご形機の場合には、一般に種々の試験結果より求められる定数はr_1, x_1, X_mに加えて拘束時(すべりs=

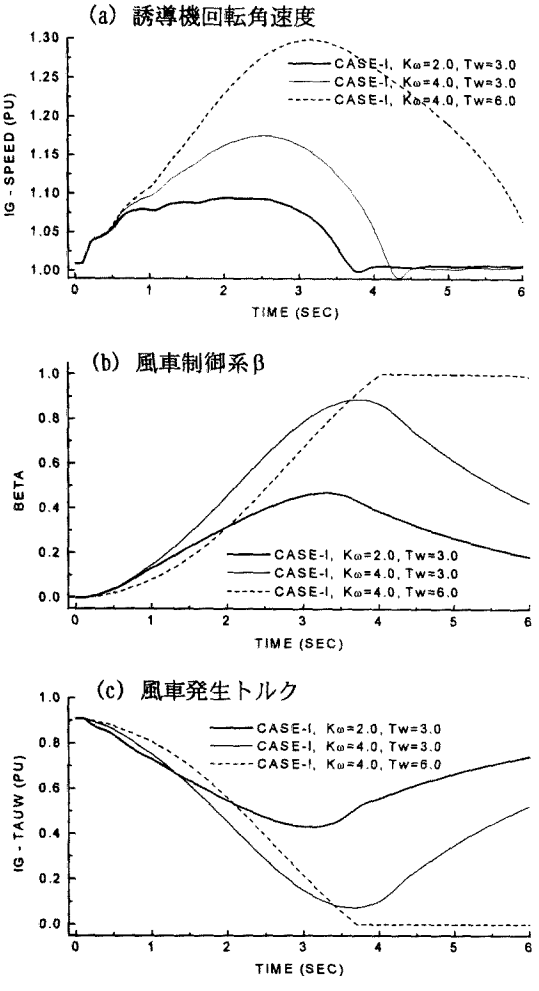


図10. シミュレーション結果(II) [CASE-I].
Fig.10 Simulation results (II) [CASE-I].

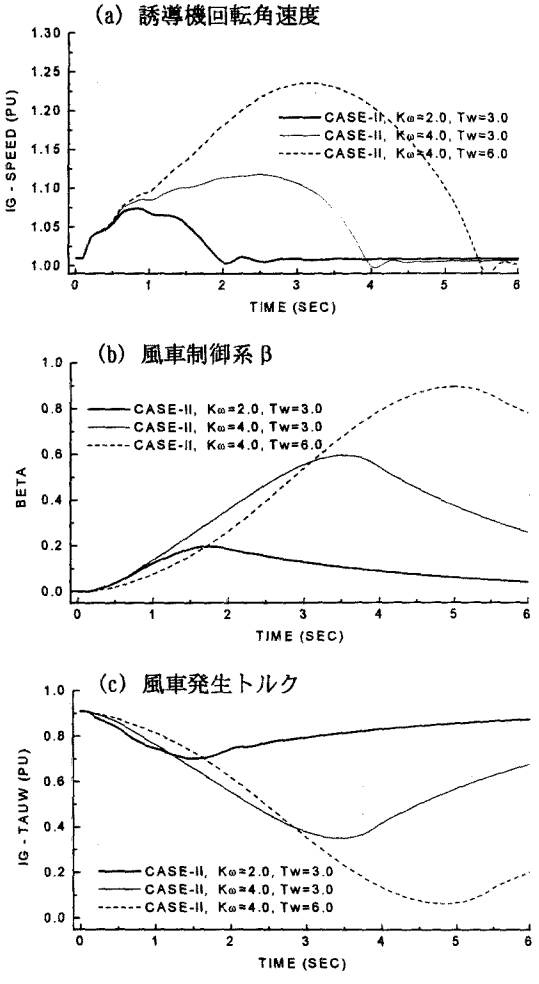
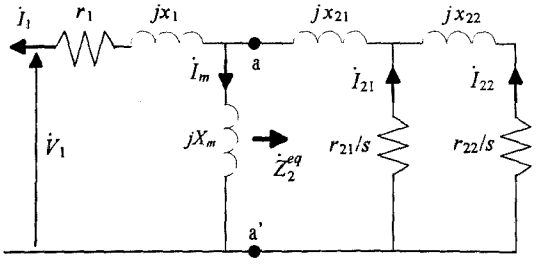


図11. シミュレーション結果(II) [CASE-II].
Fig.11 Simulation results (II) [CASE-II].

1)における等価2次抵抗ともれリアクタンス、および無負荷運転時(すべりs ≈0)における等価2次抵抗ともれリアクタンスである。従って、これらより$r_{21}, r_{22}, x_{21}, x_{22}$の値を計算で求めなければならない。図A－1の a-a' 点より右側を眺めた時の等価2次インピーダンスを$\dot{Z}_2^{eq}$とすると、



図A－1. 定常状態等価回路.
Fig.A-1 Steady state equivalent circuit.

$$\left.\begin{aligned} \dot{Z}_2^{eq} &= R_2^{eq}/s + jX_2^{eq} \\ R_2^{eq} &= r_{21} - \frac{r_{21}^2(r_{21}+r_{22})}{(r_{21}+r_{22})^2+(sx_{22})^2} \\ X_2^{eq} &= x_{21} + \frac{r_{21}^2 x_{22}}{(r_{21}+r_{22})^2+(sx_{22})^2} \end{aligned}\right\} \quad (付2)$$

が得られる。これより、

$$\left.\begin{aligned} R_2^{eq}(s=1) &= r_{21} - \frac{r_{21}^2(r_{21}+r_{22})}{(r_{21}+r_{22})^2+(x_{22})^2} \\ X_2^{eq}(s=1) &= x_{21} + \frac{r_{21}^2 x_{22}}{(r_{21}+r_{22})^2+(x_{22})^2} \\ R_2^{eq}(s=0) &= \frac{r_{21}r_{22}}{r_{21}+r_{22}} \\ X_2^{eq}(s=0) &= x_{21} + \frac{r_{21}^2 x_{22}}{(r_{21}+r_{22})^2} \end{aligned}\right\} \quad (付3)$$

上式左辺の等価抵抗と等価リアクタンスが既知として、$r_{21}, r_{22}, x_{21}, x_{22}$に関して解けばこれら定数値が求まる。[10]



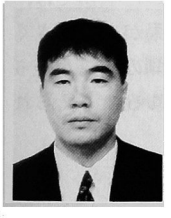
田村　淳二　（正員）

1957年1月17日生。1984年3月北海道大学大学院博士課程修了。同年4月北見工業大学講師、1986年4月同助教授、1996年10月同教授となり現在に至る。電磁エネルギー変換工学分野担当。1991年9月より10カ月間米国テキサス大学客員研究員。同期機および電力系統の解析に関する研究に従事。工学博士。電気設備学会、日本風力エネルギー協会会員。IEEE Senior Member。



上野 昌裕　（正員）

1960年12月13日生。1983年3月北海道大学工学部電気工学科卒業。同年4月北海道電力（株）入社。主として電力系統の計画業務に従事。現在，同社旭川支店電力部工務グループリーダー。



松村 喜治　（正員）

1964年6月24日生。1989年3月長岡技術科学大学大学院工学研究科電気・電子システム工学専攻修士課程修了。同年4月北海道電力（株）入社。主として電力系統の計画業務に従事。現在，同社工務部電力システムグループに勤務。



木元 伸一　（正員）

1965年4月18日生。1991年3月京都大学大学院工学研究科電子工学専攻修士課程修了。同年4月北海道電力（株）入社。主として系統計画・需給計画に関する業務に従事。現在，同社工務部電力システムグループに勤務。

電力・エネルギー部門大会座長のコメントと回答

——A 25　風力発電・電力貯蔵——

質　疑

座長　千住　智信

1. 同セッションでの対象論文への質疑応答

（1）

Q：誘導発電機の総合力率が1であると想定されているが，誘導発電機へ接続しているコンデンサはどのように想定しているのか？

A：一定容量のコンデンサを発電機端に接続している。

（2）

Q：今回用いた特殊かご形誘導発電機のパラメータは実測値なのか？

A：普通かご形誘導発電機のパラメータを参考に設定した。今後は実測も行いたい。

（3）

Q：発電機動作領域で普通かご形と特殊かご形のトルク対すべり特性は図6においてほぼ同一であるが，なぜ図7のシミュレーション結果において異なる安定性の結果を与えるのか？

A：図6の特性は定常状態のトルク特性を示している。一方，図7は過渡安定度のシミュレーションであるため，定常時のトルク特性とは異なるトルク出力特性により安定性が異なる。

応　答

田村　淳二　（北見工大）
上野　昌裕・松村　喜治
木元　伸一　（北海道電力）

「同セッションでの質疑応答」に対する追加説明

（3）についての追加説明

図6の速度トルク特性より，同期速度に近い通常の運転速度範囲では両者の特性がほとんど同じであるが（同じになるように特殊かご形機の定数を設定している），より回転数の高い範囲では特殊かご形機のほうが発生トルク（この場合，発電機なので減速トルクとなる）が高めに現れる。これは，広いすべりの範囲でトルク特性がよりフラットに近い形になるのが特殊かご形機の特徴であることからいって当然である。本シミュレーションのような過渡状態においては，定常特性である図6がそのまま成立するわけではないが，基本的には，ある程度高い回転数においてはすべりが同じであれば特殊かご形機のほうが発生トルクがより高く現れるという特性が同様に成立するものと考えられる。したがって，ある程度回転数が上昇した状態では，特殊かご形機のほうが発電機自体の減速効果がより大きく現れる結果として過渡安定度的により安定側の結果が得られ，図7や図10，図11のような違いが現れると考えられる。