

ウィンドファームにおける風力発電機の同期化現象の理論的検討

学生員 片山 敬英* 学生員 高田 剛*
正員 三宅 賢稔* 正員 七原 俊也*,**

Theoretical Study on Synchronization Phenomena of Wind Turbines in a Wind Farm

Norihide Katayama*, Student Member, Go Takata*, Student Member,
Masatoshi Miyake*, Member, Toshiya Nanahara*,**, Member

This paper discusses the synchronization phenomena of wind turbines in a wind farm. The phenomena denote the situation that a blade revolution of a wind turbine is pulled into phase with that of the other turbines in a wind farm. If blades of many turbines simultaneously pass in front of their towers, output power fluctuations of the turbines due to tower shadow effects also become synchronized. This causes voltage fluctuation to increase and may give rise to voltage flicker problems.

The purpose of this paper is to examine the phenomena theoretically. Obtaining a differential equation that describes the phenomena with output power, voltage and slip fluctuations of a wind turbine, we examine dependence of the phenomena on the related parameters. We also prove the validity of the equation through simulation analyses.

キーワード：風力発電，同期化現象，ウィンドファーム，タワーシャドウ効果，出力変動，電圧変動

Keywords: wind turbine, synchronization phenomena, wind farm, tower shadow effect, power fluctuation, voltage fluctuation

1. はじめに

多数の誘導発電機型風力発電設備が存在するウィンドファームにおいて、各機のブレード回転角の位相が時間の変化とともに次第に揃ってくる現象は「同期化現象」と呼ばれている（図1参照）。

同期化現象によって複数の発電機のブレード回転角の位相が完全に揃う場合、各機のブレードがタワーの前を同時に通過することとなる。これによって、ブレードがタワーの前を通過する際に生じる出力変動（タワーシャドウ効果による出力の3N変動⁽¹⁾）も同期化することとなる。このような出力変動の同期化については、実測結果も報告されている⁽²⁾⁽³⁾。

一般に、多数の風力発電機が設置されているウィンドファームでは、各機の出力変動が平滑化され、結果的に1機あたりの出力変動が緩和される（ $1/\sqrt{N}$ 法則）とされている。しかし、同期化現象に伴う出力変動の同期化が起こる

と、このような平滑化効果が失われる可能性がある。その場合、潮流変動および電圧変動は増大し、フリッカの発生など電力品質が低下することもある。このため、風力発電の電力品質への影響を扱うIEC規格（IEC61400-21）においても、同期化現象は「弱い系統（weak grid）」において起こりうる問題として言及されている⁽⁴⁾。

同期化現象に大きな影響を及ぼす要因は、「発電機端子電圧の変動」及び「出力の3N変動」と考えられる。つまり、電圧変動は各機のトルクやブレード回転速度に影響を与える。また、回転速度の変化はタワーシャドウ効果による出力の3N変動の位相を変化させる。さらに、出力変動は系統の背後インピーダンスによって発電機端子電圧の変動となり、この電圧変動が再び回転数に影響を及ぼす。これら一連のフィードバックによって、ブレード回転角が同期化

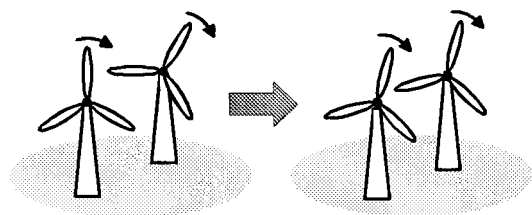


図1 同期化現象のイメージ

Fig. 1. Image of “synchronization phenomena”.

* 東京工業大学
〒152-8552 東京都目黒区大岡山 2-12-1, S3-21
Tokyo Institute of Technology
S3-21, 2-12-1, Ookayama, Meguro-ku, Tokyo 152-8552
**(財)電力中央研究所
〒201-8511 狛江市岩戸北 2-11-1
Central Research Institute of Electric Power Industry
2-11-1, Iwado Kita, Komae 201-8511

すると考えられる。

この現象に対しては、シミュレーション解析などによる検討も行われてきた⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾。しかし、検討例は少数であり、同期化現象の生起条件などその基本的特性すら明らかにされているとは言いがたい。

本論文では、同現象について新しい理論解析法を提案するとともに、シミュレーション解析を組み合わせることにより、現象の特性解明を行う。具体的には、誘導発電機の出力、電圧及び滑りの特性について近似を行うこと、また各変動をフェーズとして扱うことにより、同現象を記述する簡潔な微分方程式を導出する。これにより同期化現象の発生条件や現象の物理的意味の理解が可能となる。さらにシミュレーション解析を組み合わせることで理論の妥当性を確認するとともに、現象のパラメータ依存性などについて検討する。

2. 同期化現象を表す理論式の導出

本章では、同期化現象を表す理論式として、ブレード回転角位相差 ϕ に関する微分方程式を導く。なお、導出に際しては、様々な仮定や近似を行うことにより、理論式をできるだけ簡潔な形で表すことを目指している。

2.1 理論式の導出方針 ウィンドファーム内における2機の発電機を取り上げる。このとき、図2に示すように2機のブレード回転角位相差を ϕ とする。この ϕ が時間的にどのように変化するかを微分方程式で表す。

まず、次の式が成り立つ。ここに、以降、上線を付したシンボルは、タワーシャドウによる出力変動周期内での平均値などをもとに評価する、タワーシャドウに比べゆっくりとした変動の成分を表すものとする。なお本論文では、これを以下、時間平均等と呼ぶことがある。

$$\frac{d\bar{\phi}}{dt} = \bar{\omega}_2 - \bar{\omega}_1 \dots \dots \dots (1)$$

ここに、 $\bar{\phi}$: ブレード回転角位相差、 $\bar{\omega}_i$: ブレードの回転角速度

ブレードの回転角速度を滑りで表すと、(1)式は以下のようになる。

$$\frac{d\bar{\phi}}{dt} = \frac{\omega_0}{N} (\bar{s}_2 - \bar{s}_1) \dots \dots \dots (2)$$

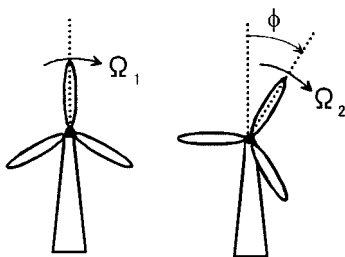


図2 ブレード回転と回転角の位相差

Fig. 2. Phase difference in blade rotation of two turbines.

ここに、 ω_0 : ブレード定格回転数、 N : ギア比、 s_i : 滑り (発電モードを正)

(2)式の右辺を ϕ で表すことができれば、 ϕ に関する微分方程式が導くことができる。そこで、次節以降で「2機間での滑り平均値の差」を「位相差 ϕ 」で表す式を導く。

2.2 理論式導出における仮定

(1) 系統モデル 2機の風力発電機がインピーダンスを介して無限大母線に連系される図3の系統モデルを対象とする。すなわち、各機出力端から2機の連系点までのインピーダンスを z_G とし、これは両機で同一とする。また、2機の連系点から無限大母線までのインピーダンスを Z とする。

(2) タワーシャドウ効果と出力変動 出力変動としてタワーシャドウ効果による3N変動を考える⁽¹⁾。実測値などによればタワーシャドウ効果による出力変動や、それに伴う滑りの変動は、直流分に正弦波状の変動分を重畳した波形で近似できる。そこで、各機の出力、滑り変動は以下のように表す。

$$\left. \begin{aligned} \text{出力: } P_1 &= \bar{p} + |p| \sin 3\Omega t \\ P_2 &= \bar{p} + |p| \sin 3(\Omega t + \phi) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (3)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{滑り: } s_1 &= \bar{s} + |s| \sin (3\Omega t + \theta) \\ s_2 &= \bar{s} + |s| \sin \{3(\Omega t + \phi) + \theta\} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (4)$$

ここに、各変動について以下を仮定する。

- 出力変動の周波数はブレード回転速度の3倍とする。これは風車が3枚翼である場合のタワーシャドウ効果に相当する。
- 出力の平均値 \bar{p} は2機で同一とする。また、出力及び滑りの変動振幅についても2機で同一とする。
- Hzオーダーの変動に対しては、各機の出力変動に対して位相の進んだ滑り変動が現れる(付録1参照)。この位相差を θ とする。

2.3 理論式導出に用いる近似関係

(1) 発電機各機の平均的な滑りの理論式導出 誘導発電機への機械的出力は次式で近似できる⁽⁸⁾。

$$P = \frac{V^2 R_{2e} s (1-s)}{(sR_1 + R_{2e})^2 + s^2(X_1 + X_{2e})^2} \dots \dots \dots (5)$$

ここに、 P : 出力、 V : 電圧、 s : 滑り、 R_1, R_{2e} : 一次および二次抵抗、 X_1, X_{2e} : 一次および二次漏れリアクタンス

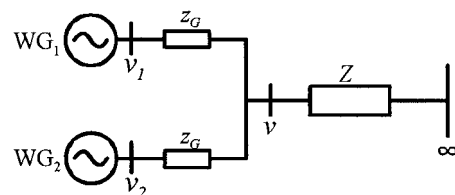


図3 系統連系モデル

Fig. 3. Model of grid connection.

事業用風力発電に主に用いられる MW 級の誘導発電機では滑りが小さいことを考慮すると、誘導発電機の出力は次式で近似できる。また大容量機では損失も小さいため、下式の値を発電機への入力および出力と見なすこともできる。

$$P \cong CV^2s \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 C ：比例定数、 P ：出力、 V ：電圧、 s ：滑り

本論文では出力、滑り、電圧とも変動する場合を取り扱うが、その場合、電圧の 2 乗に滑りを乗じた値の時間平均と出力の時間平均の間に次式の関係性を仮定する。

$$\bar{p} \cong \overline{CV^2s} \dots\dots\dots (7)$$

この近似は、大型機、すなわち滑りが小さく電圧変動の振幅もその直流分に対し小さい場合には良好な近似となる。(7) 式の近似の精度については、後述のシミュレーション解析によっても確認した。その結果を図 4 に示す。

上記の近似関係を用いて滑りの平均値を導出する。まず、発電機端子電圧変動と滑り変動の位相差を ζ と仮定するならば、(7) 式右辺の上線部は (3)、(4) 式を用いて次のように表せる。

$$\begin{aligned} V^2s &= (\bar{v} + |v| \sin \Omega t)^2 \{ \bar{s} + |s| \sin(\Omega t + \zeta) \} \\ &\cong (\bar{v}^2 + 2\bar{v}|v| \sin \Omega t) \{ \bar{s} + |s| \sin(\Omega t + \zeta) \} \\ &= \bar{v}^2 \bar{s} + 2\bar{v}|v| \bar{s} \sin \Omega t + \bar{v}^2 |s| \sin(\Omega t + \zeta) \\ &\quad + \bar{v}|v| |s| \{ \cos \zeta - \cos 2(\Omega t + \zeta/2) \} \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

(8) 式において時間平均をとると、 Ωt を含まない項だけが残るため、次式が得られる。

$$\bar{p} \cong C (\bar{v}^2 \bar{s} + \bar{v}|v| |s| \cos \zeta) \dots\dots\dots (9)$$

(9) 式の右辺の括弧内第二項は、変動をフェーザ図で表した場合における電圧と滑り変動のベクトルの内積を表している。これを利用することで (9) 式は次のように表せる(以降、太字シンボルは変動をベクトルで表記したものとする)。

$$\bar{p} \cong C (\bar{v}^2 \bar{s} + \bar{v} \dot{v} \cdot \dot{s}) \dots\dots\dots (10)$$

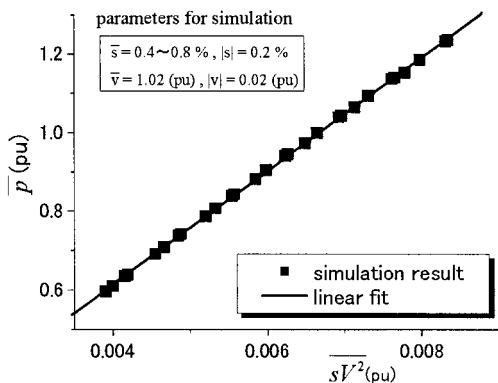


図 4 出力変動と電圧、滑り変動の近似特性
Fig. 4. Power vs. voltage and slip in case of fluctuation.

上式より、滑りの平均値を表す次式が得られる。

$$\bar{s} \cong \frac{\bar{p}}{\bar{v}^2 C} - \frac{1}{\bar{v}} \dot{v} \cdot \dot{s} \dots\dots\dots (11)$$

同式から、発電機各機の平均出力、出力端電圧が同一であっても、発電機の滑り変動と電圧変動の位相差によって滑りの平均値、すなわち平均回転速度は変化することが明らかとなった。

(2) 出力変動と電圧変動との関係 一般に、発電機出力端の電圧変動は、そこを通過する有効電力及び無効電力の潮流変動に背後インピーダンスを乗じた値で近似できる⁹⁾。さらに、発電機出力の有効電力と無効電力に正の相関があることを考慮すると、出力変動と電圧変動の関係は単位法を導入して以下のように近似することができる。

$$\dot{v} = \left(\frac{RP - XQ}{\bar{v}} \right) \frac{\dot{p}}{\bar{p}} \cong K \dot{p} \dots\dots\dots (12)$$

以下では、比例定数 K を、出力変動に対する電圧変動の感度係数と呼ぶことにする。この値は、インピーダンスの抵抗成分やリアクタンス成分、及び出力有効電力と無効電力の値によって決まり、正負いずれの値も取り得る。

図 3 のシステムモデルにおける発電機出力端の電圧変動は以下のように表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} \dot{v} &= K (\dot{p}_1 + \dot{p}_2) \\ \dot{v}_1 &= k \dot{p}_1 + \dot{v} \\ \dot{v}_2 &= k \dot{p}_2 + \dot{v} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 K は図 3 の Z により、 k は z_G によりそれぞれ決まる電圧感度係数である。このとき、(3)、(4)、(13) 式から、出力および滑り、電圧の位相関係をフェーザ図で表すと図 5 の通りとなる。

2.4 ブレード回転角位相差の理論式導出 これまでの仮定や近似関係を基に、2 機の発電機のブレード回転位相差に関する微分方程式を求める。

本論文では簡単のため 2 機の出力平均値が同一であると仮定する。このとき、(11) 式から各機の滑り平均値の差を以下のように導くことができる。

$$\bar{s}_2 - \bar{s}_1 = \frac{1}{\bar{v}} (\dot{v}_1 \cdot \dot{s}_1 - \dot{v}_2 \cdot \dot{s}_2) \dots\dots\dots (14)$$

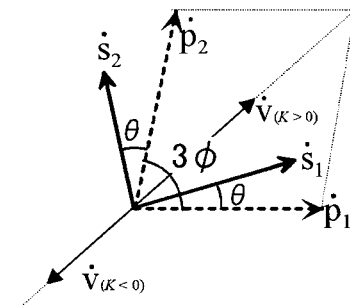


図 5 出力、電圧、滑り変動のフェーザ図
Fig. 5. Phasor diagram for power, voltage and slip.

(2) 式と (14) 式とから、ブレード回転角の位相差は電圧と滑りの変動成分を用いて以下のように表すことができる。

$$\frac{d\bar{\phi}}{dt} = \frac{\omega_0}{N\bar{v}} (\dot{v}_1 \cdot \dot{s}_1 - \dot{v}_2 \cdot \dot{s}_2) \dots \dots \dots (15)$$

電圧変動を出力変動で表すために (13) 式を (15) 式に代入すると、以下ようになる。

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{\phi}}{dt} &= \frac{\omega_0}{N\bar{v}} \{k\dot{p}_1 + K(\dot{p}_1 + \dot{p}_2)\} \cdot \dot{s}_1 - \{k\dot{p}_2 + K(\dot{p}_1 + \dot{p}_2)\} \cdot \dot{s}_2 \\ &= K \frac{\omega_0}{N\bar{v}} (\dot{p}_2 \cdot \dot{s}_1 - \dot{p}_1 \cdot \dot{s}_2) \dots \dots \dots (16) \end{aligned}$$

ここに図 5 より、出力変動の振幅、滑り変動の振幅および両変動の位相差が 2 機で同一であることを考慮し、以下の関係を用いている。

$$\dot{p}_1 \cdot \dot{s}_1 - \dot{p}_2 \cdot \dot{s}_2 = 0 \dots \dots \dots (17)$$

さらに、図 5 のフェーザ図に示す滑りと出力の変動振幅及び位相差を用いると、(16) 式は次のように表せる。

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{\phi}}{dt} &= K \frac{\omega_0}{N\bar{v}} |p| |s| \{ \cos(3\bar{\phi} - \theta) - \cos(3\bar{\phi} + \theta) \} \\ &= K \frac{2\omega_0}{N\bar{v}} |p| |s| \sin \theta \sin(3\bar{\phi}) \dots \dots \dots (18) \end{aligned}$$

以上により、同期化現象を表す理論式として、2 機の風力発電機のブレード回転位相差 ϕ に関する簡潔な微分方程式を導出できた。

2.5 理論式導出のまとめ 同期化現象を表す本質的な式は (15) 式である。同式によれば、ブレード回転角位相差の時間変化が生じるには、2 機で電圧変動と滑り変動との位相差が異なることが必要である。

さらに、同式中の電圧変動を出力変動で表現したものが (18) 式となる。同式は、出力変動と滑り変動との間に位相差 θ が大きいほど同期化現象が起りやすいことを示唆している。これは、発電機の内部時定数が大きい場合に対応する (付録 1 参照)。

3. 同期化現象の発生条件

本章では、2 章で得た理論式に対して安定度解析を行い、ブレード回転角位相差が収束する角度とその条件を導き、同期化現象が発生する条件を具体的に検討する。

3.1 ブレード回転角位相差の平衡点 本節では、ブレード回転角位相差がどこに収束するかを平衡点の安定度解析により求める。

導出した理論式 (18) 式は、比例定数を用いて以下のよう

$$\frac{d\bar{\phi}}{dt} = KA \sin(3\phi) \dots \dots \dots (19)$$

ここに、 K は発電機出力変動に対する連系点の電圧変動の感度係数であり正または負のほぼ定数である。また、 A は定格回転数や出力端の電圧平均値、出力変動の振幅、出力変動と滑り変動の位相差によって決まる正の定数である。

回転角位相差 ϕ の平衡点を考える。これは (19) 式で右辺が 0 となる条件である。ここで、3 枚翼の風力発電機においては $0 \leq \phi < 2/3\pi$ が有意な定義域であることを考慮すると、平衡点は $\phi = 0, \pi/3$ の 2 点である。

3.2 平衡点の安定性 次に、平衡点付近での変分方程式から、この平衡点の安定性を判別し、ブレード回転角位相差の収束点を考察する。

平衡点よりわずかにずれた点 $\phi = 0 + \xi_1, \pi/3 + \xi_2$ について、(19) 式から以下が近似的に成り立つ。

$$\frac{d\xi_1}{dt} = KA \sin 3\xi_1 \cong 3KA \cdot \xi_1 \dots \dots \dots (20)$$

$$\frac{d\xi_2}{dt} = KA \sin 3(\pi/3 + \xi_2) \cong -3KA \cdot \xi_2 \dots \dots \dots (21)$$

比例定数のうち、 A は常に正であることから、 ϕ の収束条件は K の正負によって以下のように分けられる。

- $K > 0$ の場合には、変分 ξ_1 は発散し、変分 ξ_2 は 0 に収束する。すなわち、 $\phi = \pi/3$ が安定平衡点であり、 $\phi = 0$ は不安定平衡点となる。
- $K < 0$ の場合には、変分 ξ_1 は 0 に収束し、変分 ξ_2 は発散する。すなわち、 $\phi = 0$ が安定平衡点であり、 $\phi = \pi/3$ は不安定平衡点となる。

以上により、ブレード回転位相差が零となり、3N 変動により出力変動が増大する条件は $K < 0$ である。ここに、比例定数 K は (12) 式から系統条件や発電機の力率で決まる。すなわち、 $K < 0$ となるには次の場合が考えられる。

- 発電機から見た背後インピーダンスのリアクタンス成分が抵抗成分に対して大きい場合。これはすなわち、変圧器や連系統線のリアクタンス成分が大きい場合に相当する。
- 発電機出力の無効電力が有効電力に対して大きい場合。これはすなわち、発電機出力の力率が低い場合に相当する。

なお、文献 (2) に記されている実測波形においても、出力変動の位相差が零での同期化が起きている状態で、電圧感度係数 K が負である様子が見てとれる。

一方、 K が正となる系統条件ではブレード回転角位相差は $\pi/3$ の位相差で収束するため、出力の 3N 変動の位相差は π となり出力変動が相殺されることとなる。

なお (18) 式の微分方程式の解は、変数分離法により解析的に求めることができる。その結果は下式の通りである。

$$\bar{\phi} = \frac{2}{3} \tan^{-1} \left\{ \tan \left(\frac{3}{2} \phi_0 \right) \times e^{3AKt} \right\} \dots \dots \dots (22)$$

ここに ϕ_0 は時刻 0 におけるブレード回転角の位相差である。

4. シミュレーション解析による検討

本章では、図 3 の系統モデルにおける同期化現象について、シミュレーション解析を行う。これにより、2 章で導出した理論式の妥当性や、3 章で論じた同期化現象の発生条件の確認などを行う。

4.1 シミュレーションモデルの概要 まず、解析にあたり想定した発電機や変圧器、線路の諸元を図 6 及び表 1 にそれぞれまとめる。発電機定数は出力が 1MW 級の大型機の値⁽¹⁰⁾とし、また変圧器や線路は高压配電系統での値とした。配電線の巨長はおよそ 3 km とする。

なお、このモデルにおけるインピーダンスの値は、3 章で論じた位相差零への同期化現象を起こす条件にあっている。また、各機出力端から連系点までのインピーダンスは省略したが、これはこの部分のインピーダンスに相当する(13)式中の係数 k が(18)式で相殺されており、現象に直接の影響を及ぼさないことによる。

これらの値を基に、MATLAB/Simulink を用いて瞬時値レベルでの解析を行った。モデルの概要を図 7 に示す。ここに、誘導発電機は d-q 変換を用いたモデルとした。またタワーシャドウに伴う 3N 変動は、ブレード回転角(ブレード回転数を積分した値)を位相とする正弦関数を発電機の入力トルクとして用いることによりモデル化した。

4.2 シミュレーション解析による同期化現象 ブレード回転角位相差の初期値を $\pi/6$ (rad)、入力トルクの変動振幅を平均値の 35%としてシミュレーションを行った。解析結果として、2 機のブレード回転角位相差の時間変化の様子を図 8 に、各機の出力・滑りの変動および連系点(図 6 における C 点)での電圧変動を図 9 に示す。なお図 8 でシミュレーション結果としては、タワーシャドウに伴う出力

変動の周期における平均値を示している。

また、シミュレーション解析から評価した(18)式の各パラメータの値を表 2 に示す。これに基づいて(18)式から計算したブレード回転角の位相差も図 8 に併せて示している。

4.3 シミュレーション解析結果の考察

(1) 現象再現の確認と理論式の妥当性 図 8 から、2 機のブレード回転角の位相差(入力トルク変動の位相差)が零へ収束することが確認できる。また同図によれば、理論曲線と解析結果は概ね一致している。つまり、(18)式が同期化現象を表す理論式として妥当な式であることが分かる。また図 9 によれば、出力変動や滑り変動は直流分に正弦

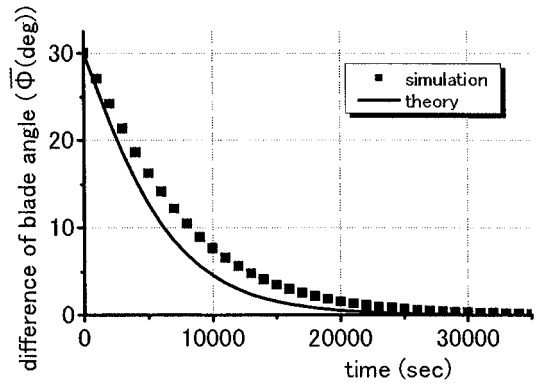


図 8 ブレード回転角位相差の時間変化

Fig. 8. Sample trend in phase angle of rotors revolution.

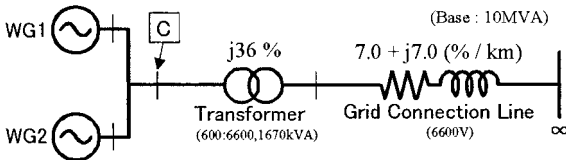


図 6 システムモデルの諸元

Fig. 6. Assumed constants of grid model.

表 1 発電機定数

Table 1. Machine constants of generators.

r_1	0.007 (pu)	P-rated	1000 (kW)
x_1	0.093 (pu)	V-rated	600 (V)
r_2	0.010 (pu)	moment of inertia	5.0 (sec)
x_2	0.097 (pu)	gear ratio	1500 : 21
x_m	3.0 (pu)		

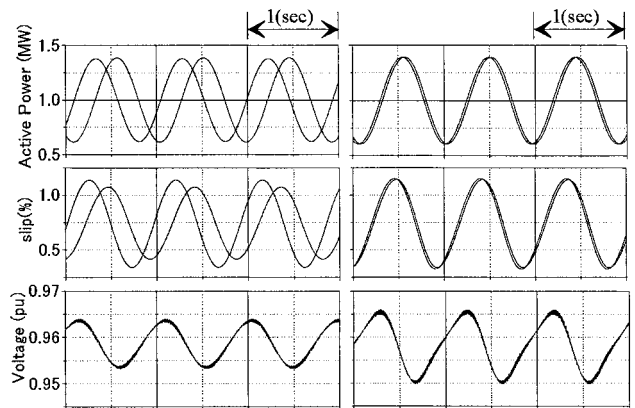


図 9 2 機の出力・滑り変動および連系点の電圧変動

Fig. 9. Sample of power and slip fluctuation of two machines and voltage fluctuation at the point C in Fig. 6.

表 2 理論値計算に用いた各パラメータの値

Table 2. Parameters for theoretical studies.

K	-0.014
ω_0	$50 \cdot 2\pi$ (rad/sec)
N	1500/21
v	0.96 (pu)
$ p $	0.35 (pu)
$ s $	0.0034
θ	$\pi/6$

波状の変動分を重畳した波形で近似できるという仮定が、瞬時値レベルでのシミュレーション解析結果から見ても概ね妥当であるといえる。理論式導出の際に仮定した他の近似もシミュレーション結果からみて概ね妥当であるが、詳細にみると、理論式における「滑り変動の振幅が両機で同一」という仮定には多少の問題がある。これは図8における理論曲線と解析結果の違いの原因になっていると考えられる。

(2) ブレード回転角位相差の変化速度 図8によれば、ブレード回転角の位相差の変化が収束するまでには数時間を要している。このことから、本論文で対象とする同期化現象では、風力発電機の運転が長時間継続することも重要な発生条件になると考えられる。

なお、位相差の変化速度 $d\phi/dt$ は同期化現象の性質を検討する上で重要なパラメータであるため、5章でこれについて詳細に分析する。

(3) 連系点の電圧変動 図9によれば、初期状態に比べて同期状態に達した場合には、出力変動の位相が揃うことに伴って連系点の電圧変動が増大することが明らかとなる。

5. 同期化現象の基本的性質

本章では、(18)式中の各種パラメータが変化した場合に、同期化現象がどのように変化するかについて、理論式とシミュレーション解析の両面から検討し、同期化現象に対する各種パラメータの影響度を明らかにする。なお、そのための指標として、ブレード回転角位相差の変化速度 $d\phi/dt$ に着目する[†]。

5.1 ブレード回転角位相差と位相差の変化速度 2機のブレード回転角と $d\phi/dt$ について、シミュレーション結果と 4.2 節で求めた理論式の値をあわせて図10に示す。解析で用いた各パラメータの値は4章の値と同一である。同図によれば、(19)式が示唆する通り、 $d\phi/dt$ は位相差に対して正弦関数状に変化することが分かる。

また、同図からもブレード位相差が零に収束することがわかる。すなわち、 $0 < \phi < \pi/3$ の領域では $d\phi/dt$ が負の値であるため、位相差が減少することにより0に収束しブレード回転は同期化する。一方、 $\pi/3 < \phi < 2/3\pi$ の領域では $d\phi/dt$ が正であるため、位相差の値が大きくなり $2/3\pi$ に収束し、やはりブレード回転は同期化する。

5.2 背後インピーダンスと位相差変化速度 本節では、2機連系点から無限大母線までのインピーダンス（背後インピーダンス）の抵抗分やリアクタンス分の大きさが $d\phi/dt$ にどのような影響を及ぼすかについて検討する。なお、シミュレーション解析にあたり、背後インピーダンス以外のパラメータについては 4.1 節の条件で同一とする。ブレード回転角の位相差 $\phi = \pi/6$ 、すなわち $d\phi/dt$ が最大

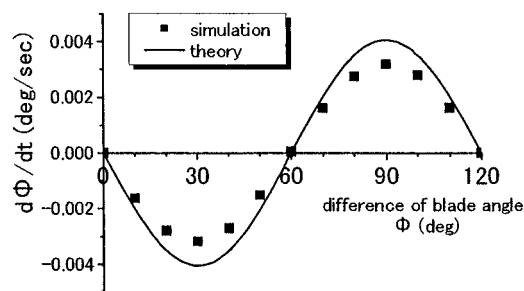


図10 位相差 ϕ と位相変化速度 $d\phi/dt$ との特性
Fig. 10. Phase difference “ ϕ ” vs. “ $d\phi/dt$ ”.

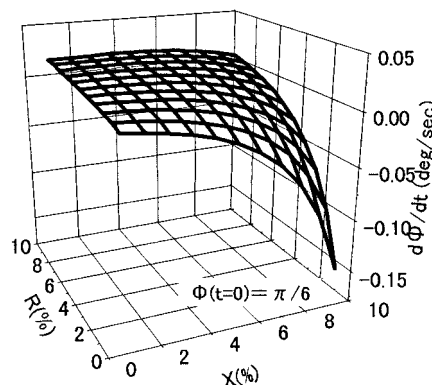


図11 背後インピーダンスに対する $d\phi/dt$ の特性
(シミュレーション結果)

Fig. 11. Back-impedance vs. “ $d\phi/dt$ ” (simulation results).

となる点（図10参照）において、背後インピーダンスの抵抗成分（R成分）およびリアクタンス成分（X成分）の変化に対する $d\phi/dt$ の値のシミュレーション結果を図11に示す。

同図によれば、R成分に対してX成分が大きい場合には $d\phi/dt$ が負の値となっている。発電機からの出力力率が一定の場合、R成分に対してX成分が大きければ、(12)式によると電圧感度係数 K が負の値を取る。この場合、(19)式から $d\phi/dt$ は負となるが、これは図11の結果と合致している。一方、背後インピーダンスのX成分に対してR成分が大きい場合に $d\phi/dt$ が正の値であることも、同様に説明できる。

また図11から、R成分に対するX成分の比率が大きくなるほど、 $d\phi/dt$ の絶対値が非線形的に大きくなる。これは、理論式(18)式で示すように $d\phi/dt$ が電圧感度係数 K と滑り変動振幅の積に比例することが影響していると考えられる。すなわち、R成分に対するX成分の比率が大きくなるほど電圧感度係数 K の値が負で絶対値が大きくなることに加え、電圧の変化に伴って滑り変動振幅も大きくなるからと考えられる（詳細については付録2参照）。

5.3 変動振幅に対する位相差変化速度 出力変動振幅が位相差の変化速度 $d\phi/dt$ に及ぼす影響を検討するため、入力トルク変動の変動振幅を直流成分の10~50%まで変化させた。このとき、 $\phi = \pi/6$ での $d\phi/dt$ について、シ

[†] 本章で対象とする回転角 ϕ は、正確には、(1)式等に示した上線を付したゆっくりとした変動成分を表すが、簡単のため、本章では簡単のため回転角 ϕ への上線を省略する。

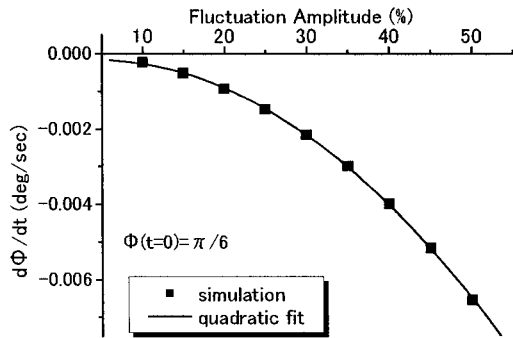


図 12 変動振幅に対する $d\phi/dt$ の特性 (シミュレーション結果)

Fig.12. Magnitude of output fluctuation vs. “ $d\phi/dt$ ” (simulation results).

シミュレーション結果を図 12 に示す。なお、 $d\phi/dt$ の値が負となっているのは電圧感度係数 K が負である条件での解析によるためである。

同図から明らかな通り、 $d\phi/dt$ の大きさは出力変動の振幅のほぼ自乗に比例して変化する。これは、電圧変動の振幅がその平均値に対して大きくない場合には滑り変動振幅が出力変動振幅に対してほぼ比例して現れること(付録 1 参照)と、理論式 (19) 式に示すように $d\phi/dt$ が出力振幅と滑り振幅の積に比例していることによると考えられる。

出力の 3N 変動の振幅は平均風速と正の相関を持つとの報告がある⁽¹⁾ ことを考慮すると、高風速時ほど同期化現象が発生しやすいと考えることができる。

6. むすび

本論文では、ウィンドファームなど風力発電機が複数機近接して設置される場所における、各機ブレード回転の同期化現象を理論的に検討した。その結果、以下の点を明らかにした。

- (1) 同期化現象に関する理論式として、ブレード回転角位相差に関する微分方程式を導出した。またシミュレーション解析によりこの理論式の妥当性を確認した。
- (2) 位相差零でブレード回転が同期化する場合のあることを明らかにした。この場合、出力変動が同期化し電圧変動が増大する。ただし、同期状態に達するまでにはかなりの時間を要することも示した。
- (3) ブレード回転が位相差零で同期化するには、各機で出力変動と滑り変動とに位相差があり、各機でその位相差の異なることが必要であることを示した。またさらに発電機の内部時定数や背後インピーダンスのリアクタンス成分が大きく、出力の力率が低い場合に位相差零で同期化する傾向のあることを示した。
- (4) 背後インピーダンスのリアクタンス成分が大きい系統に連系される場合や、平均風速の大きい場所ほど、同期状態に至る時間が短いことを明らかにした。

今後の課題としては、機器パラメータの影響度の検討、風の乱れが同期化に及ぼす影響の検討、考慮する発電機数を増やしての検討などが挙げられる。

(平成 15 年 12 月 24 日受付, 平成 16 年 4 月 5 日再受付)

文 献

- (1) T. Maejima, T. Nanahara, M. Asari, T. Sato, and K. Yamaguchi: “Measurement of 3p Components in Wind Turbine Output and its Features”, 2003 National Convention Record IEE Japan, No.7-160 (2003) (in Japanese) 前島 努・七原俊也・浅利真宏・佐藤隆光・山口浩司:「風力発電出力の 3N 成分の実測と特徴分析」, 平成 15 年電気学会全国大会, No.7-160 (2003)
- (2) S. Andreas and S. Fritz: “Synchronism of grid connected wind energy converters in a wind farm”, *DEWI Magazin*, No.7, pp.80-86 (1995-8)
- (3) S. Fritz and G. Gerhard: “Grid Inference Caused by Grid Connected Wind Energy Converters”, *DEWI Magazin*, No.5, pp.35-41 (1994-8)
- (4) “Wind turbine generator systems. Part21: Measurement and assessment of power quality characteristics of grid connected wind turbines”, International Standard, IEC64100-21, p.51 (2001-12)
- (5) P. Gardner: “VAWT windfarms and output power coherence”, 13th British Wind Energy Association Conference, pp.239-246 (1991)
- (6) J. Cidras, A. Feijoo, and C. Carrillo: “Synchronisation of asynchronous wind turbines”, *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol.17, No.4, pp.1162-1169 (2002-11)
- (7) J.O.G. Tande, G. Relakis, and O.A.M. Alejandro: “Synchronisation of wind turbines”, Wind power for the 21st Century, Subject No.3, Germany (2000-9)
- (8) 林 千博・仁田工吉: 大学課程 電気機器 (2) オーム社 (1970)
- (9) N. Katayama, M. Miyake, and T. Nanahara: “A study on Voltage Fluctuation of Various Types of Wind Energy Converters”, 2003 National Convention Record IEE Japan, No. 6-039 (2003) (in Japanese) 片山敬英・三宅賢稔・七原俊也:「風力発電の発電方式が電圧に及ぼす影響の検討」, 平成 15 年電気学会全国大会, No.6-039 (2003)
- (10) 新エネルギー・産業技術総合開発機構/電力中央研究所:「風力発電電力系統安定化等調査」, 平成 13 年度調査報告書 (2001)
- (11) P.K. Kovacs: *Transient Phenomena in Electrical Machines*, pp.67-83, ELSEVIER (1984)

付 録

1. 誘導機の出力変動と滑り変動の伝達関数

誘導機の運動方程式は、単位法を導入した場合、以下のよう表される。

$$T_e = T_m + h \frac{d\omega}{d\tau} \dots \dots \dots (付 1)$$

ここに、 T_e : 電気トルク, T_m : 機械トルク, ω : 回転角速度, h : 単位慣性定数, $\tau = t \cdot \omega_0$, ω_0 : 同期回転角速度

なお、上式は誘導電動機、誘導発電機のいずれについても成立する。ただしここでは電動機の場合のトルク、出力、滑り等を正にとるものとする。

誘導機への電気入力、電気トルクと回転数との積で与えられることから、次が成り立つ。

$$P = T_e \omega \dots \dots \dots (付 2)$$

(付 1) 式の両辺に回転数 ω を乗じて (付 2) 式を代入すると、以下が成り立つ。

$$P = T_m \omega + h \frac{d\omega}{d\tau} \omega \dots \dots \dots (付 3)$$

このとき、単位法を用いた値であることを考慮し、また

誘導機は滑りがごく小さい範囲で運転されると仮定すると、以下の近似が成り立つ。

$$\omega = 1 - s \approx 1 \quad (s \ll 1) \quad \dots\dots\dots (付 4)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = -\frac{ds}{dt} \quad \dots\dots\dots (付 5)$$

ここに滑りを s とおいた。これらを (付 3) 式に代入すると、次式が成り立つ。

$$P \approx T_m - h \frac{ds}{dt} \quad \dots\dots\dots (付 6)$$

さらに、各パラメータの変動分をとり、ラプラス変換を適用すると、次式が成り立つ。

$$\Delta P \approx \Delta T_m - j\Omega h \Delta s \quad \dots\dots\dots (付 7)$$

一方、機械トルク変動と滑り変動との伝達関数は、以下のように

$$\frac{\Delta T_m}{\Delta s} = j\Omega h + \frac{2T_p}{s_p + j\Omega} \quad \dots\dots\dots (付 8)$$

と近似できる⁽¹¹⁾。ここに T_p, s_p を以下のように定義する。

$$T_p = \frac{(X_m/X_r)^2}{2(X_r - X_m^2/X_s)} v_s^2 = \frac{(X_m/X_r)^2}{2X_r'} v_s^2 \quad \dots\dots\dots (付 9)$$

$$s_p = \frac{R_r}{X_r - X_m^2/X_s} = \frac{R_r}{X_r'} \quad \dots\dots\dots (付 10)$$

ここに、 X_s : 1 次側自己リアクタンス、 X_r : 2 次側自己リアクタンス、 X_m : 相互リアクタンス、 R_r : 1 次側巻線抵抗、 v_s : 1 次側端子電圧

T_p は最大トルクを表しており、端子電圧の自乗に比例する。また、 s_p は誘導機の内部時定数の逆数を表している。

(付 8) 式を (付 7) 式に代入すると以下が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} \Delta P &= \left(j\Omega h + \frac{2T_p}{s_p + j\Omega} \right) \Delta s - j\Omega h \Delta s \\ \therefore \frac{\Delta s}{\Delta P} &= \frac{s_p}{2T_p} \left(1 + j \frac{\Omega}{s_p} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (付 11)$$

さらに、(付 9) 式を (付 11) 式に代入すれば、出力変動に対する滑り変動の伝達関数が以下の通りに得られる。

$$\frac{\Delta s}{\Delta P} = s_p \frac{X_r'}{(X_m/X_r)^2} \frac{1}{v_s^2} \left(1 + j \frac{\Omega}{s_p} \right) \quad \dots\dots\dots (付 12)$$

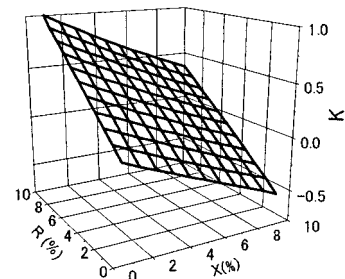
上式から、次のことが明らかとなる。

- 電圧変動がほぼ一定とみなせる範囲では、滑り変動振幅は出力変動振幅に比例する。
- (付 12) 式右辺の虚部の係数が正であることから、滑り変動は出力変動に対して進み位相となる。また、このときの位相差は $1/s_p$ 、すなわち発電機内部時定数の大きさに左右される。

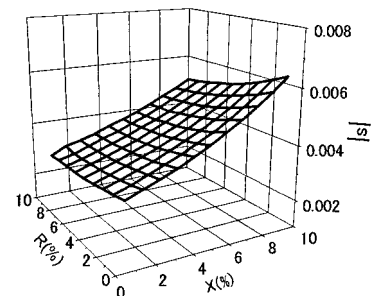
2. 背後インピーダンスと理論式 (16) のパラメータの関係

理論式 (16) のパラメータで、背後インピーダンスの影響を受けると考えられる電圧感度係数 K と発電機の滑り変動振幅 $|s|$ の値についてのシミュレーション結果を付図 1 及び付図 2 に示す。

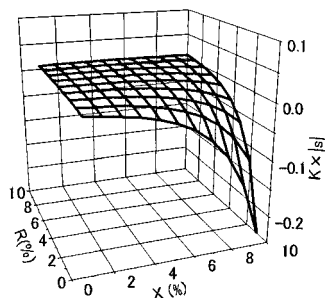
まず、付図 1 については、 X 成分が大きくなると K が負で絶対値の大きな値をとる結果を示しているが、これは (11) 式で K が $(RP - XQ)$ に比例することと合致している。また、付図 2 については次のように説明できる。すなわち、電圧降下は $(RP - XQ)$ に比例する⁽⁸⁾ ため、 R 成分に対して X 成分が大きいかほど電圧平均値自体が小さくなる。一方、(付 9) 式から出力変動に対する滑り変動振幅のゲインは電圧自乗に反比例するため、付図 2 のような特性が現れると



付図 1 背後インピーダンスに対する電圧感度係数 K 特性 (シミュレーション結果)
app. Fig. 1. Back-impedance vs. K (simulation results).



付図 2 背後インピーダンスに対する滑り変動振幅特性 (シミュレーション結果)
app. Fig. 2. Back-impedance vs. $|s|$ (simulation results).



付図 3 背後インピーダンスに対する K と $|s|$ との積
app. Fig. 3. Back-impedance vs. product of K and $|s|$.

考えられる。なお、両図の各プロットの積を取ると付図3の通りとなり、図11とほぼ同様の傾向を示す。

片山 敬英 (学生員) 1980年2月17日生。2002年3月東京工業大学電気電子工学科卒業。2004年3月同大学大学院理工学研究科電気電子工学専攻修了。在学中、主として分散型電源の出力変動と電圧変動に関する研究に従事。同年4月より、東京ガス(株)に勤務、現在に至る。



高田 剛 (学生員) 1980年3月31日生。2002年3月神戸市立工業高等専門学校専攻科電気電子工学専攻修了。2004年3月東京工業大学大学院理工学研究科電気電子工学専攻修士課程修了。在学中、主として誘導機直結型風力発電の系統連系に関する研究に従事。同年4月より、松下電器産業(株)に勤務、現在に至る。



三宅 賢稔 (正員) 1972年7月28日生。2001年3月東京工業大学大学院理工学研究科博士課程修了。同年4月同大学大学院理工学研究科寄附講座教員(助手)、現在に至る。主としてエネルギー・マネージメント、プラズマ理工学に関する研究に従事。応用物理学会会員。博士(工学)。



七原 俊也 (正員) 1955年3月25日生。1979年3月京都大学大学院工学研究科修了。同年4月(財)電力中央研究所入所。1984~1985年テキサス大学アーリントン校客員研究員、2001年より東京工業大学・理工学研究科・電気電子工学専攻・客員教授、特任教授。主として電源計画・需給計画、風力発電などの再生可能エネルギー発電、分散型電源、エネルギーシステムに関わる研究に従事。博士(工学)。

