多機系統における非線形性を考慮した動揺安定性指標の提案

正員 天野 博之* 正員 熊野 照久*
正員 井上 俊雄* 正員 谷口 治人*

Proposal of Nonlinear Stability Indices of Power Swing Oscillation in Multi-machine Power System

Hiroyuki Amano*, Member, Teruhisa Kumano*, Member,
Toshio Inoue*, Member, Haruhito Taniguchi*, Member

In this paper, we propose new nonlinear stability indices for multi-mode oscillations in power systems by using normal form analysis. One of the indices indicates the characteristics of damping factor with regard to its amplitude change, and the other indicates the stability region for each oscillation mode. We could obtain more detailed information on the stability of power systems by using the proposed indices together with eigenvalues in comparison with eigenvalue analysis. We show the validity of the proposed indices by numerical simulation in a multi-machine power system.

キーワード：標準形理論，動揺安定性指標，多機系統，モード間相互作用，非線形性

Keywords: normal form theory, stability index of power swing oscillation, multi-machine power system, modal interaction, nonlinearity

1. はじめに

現在，電力系統の安定性解析で一般的に用いられている手法としては，Y法⁽¹⁾に代表されるシミュレーション解析（数値積分による微分方程式の求解）とS法⁽¹⁾に代表される固有値解析が挙げられる。

シミュレーション解析では，忠実に非線形性を考慮して解析を行うことができるが，固有値解析に比べると計算時間は長くなる。また，計算結果として得られるのは波形であるため，動揺の安定性に関する指標は得られず，計算結果から安定性をどう評価するかが難しいケースがある。

一方，固有値解析は，シミュレーション解析に比べて計算時間が短く，動揺の安定性に関する指標が数値として得られるため，安定性を効率的に評価できるという利点がある。しかし，非線形性の影響を考慮することはできないため，適用対象となるのは線形項の影響が支配的な動揺に限られる。

今後の電力系統では，コスト低減のため，既存の設備が最大限に活用されることが予想される。そのような状況では，系統の運転点は安定限界に近付き系統の非線形性の影響は増大するため，比較的小さな動揺であっても非線形性

の影響が無視できなくなり，固有値解析を適用できる範囲が限られてくる懸念がある。すなわち，固有値解析では安定という結果が得られても，動揺振幅がある程度大きくなると，非線形性（モード内の非線形性またはモード間の相互作用など）の影響により動揺が振動的に発散してしまうようなケースが増す恐れがある^{(2)~(4)}。このため，従来の固有値解析のように線形項のみを考慮するのではなく，非線形性まで考慮して動揺の安定性を効率的に評価する新たな手法の開発が期待される。

そのような手法の一つとして，ホップ分岐理論⁽⁵⁾⁽⁶⁾と呼ばれる非線形解析理論の適用が検討されている⁽²⁾⁽⁷⁾⁽⁸⁾。ホップ分岐理論は，最も不安定な一つのモードに着目して，動揺の安定性を3次までの非線形性を考慮して評価するものである。著者らは，ホップ分岐理論を応用して，外乱の大きさの相違によって最終的な安定性が異なる動揺に対して，安定性を判別できる手法を提案し，一機無限大母線系統でその有効性を検証した⁽⁷⁾。多機系統においても，系統の安定性が一つのモードによって支配されるような場合には適用が可能である。

しかし，わが国の60Hz系統のようなくし形系統では，動揺の安定性に複数のモードが関与する場合が考えられる⁽⁴⁾。そのような場合には単一モードを対象とするホップ分岐理論では，安定性を十分評価するのは困難となる。

そこで，本論文では，より一般的な非線形解析理論である標準形理論⁽⁵⁾⁽⁶⁾を用いることにより，複数モードを対象

*（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

として、非線形性を考慮して動揺の安定性を評価できる指標を新たに提案する。

提案指標は注目するモードが複数存在する場合にも有効であり、固有値解析では扱えなかったある程度大きな動揺に対して、非線形性(3次まで)の影響を振幅の変化に対する動揺特性(減衰, 周期)の変化という形で表現する。提案指標の一つは、各モードの振幅の変化に対する各モードの減衰率の変化を表し、もう一つの指標は各モードが安定である領域を表す。提案指標では3次までの非線形性を考慮するため、適用対象となるのは3次の非線形項までの影響が支配的な系統動揺となる。AVRの高ゲインなどによって生じる非線形振動⁽²⁾, モード間の相互作用の影響⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾などは、3次までの非線形性を考慮することによって理解が可能な動揺現象の例である。過渡第一波に対する安定性、制御系のリミタの影響などは4次以上の非線形項の影響が大きいので、提案指標の対象外となる。

本論文の最後では、数値計算結果の例として、注目すべきモードが複数存在するような多機系統に対して提案指標を算出し、シミュレーション解析結果との比較から提案指標の有効性を示す。

なお、これまでに多機系統に対して標準形理論が適用された例があり^{(9)~(13)}, その中では2次の標準形を用いることにより、モード間の相互作用の強さについての考察が行われている。しかし、2次までの標準形を用いた場合には、モード間の相互作用が安定性に直接どのように影響するかという観点からの検討は理論的に不可能である。これに対して、本手法では3次までの標準形を用いているため、モード間の相互作用を含めた3次までの非線形性が動揺安定性に与える影響を、提案指標によって定量的に直接評価することが可能となる。

2. 標準形理論を用いた系の簡約化

標準形理論とは、非線形の座標変換を行うことにより、系の非線形項を順次取り除いていき、系をできる限り簡単な形へ変形する理論である⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

提案指標の算出においては、以下のように標準形理論を用いて系を3次の項まで簡約化する。提案指標は最終的に得られた3次の項の係数として得られる。

なお、標準形理論によって4次以上の非線形項を考慮することも可能だが、計算量が増大するという点、および、4次以上の非線形項が影響する動揺では動揺振幅が大きく、制御系のリミタが影響する場合が多いという点から、3次までの非線形性を考慮することが適当と考えられる。

2・1 線形変換(モード変換) 系統の動特性を記述する微分方程式が次式のように表せるとする[†]。

$$\dot{x} = f(x), \quad x \in R^N \dots\dots\dots(1)$$

[†] 系は一般的には、微分方程式と代数方程式を連立した形となるが、(7), (8), (13), (14) 式中の偏微分を合成関数の微分から計算すれば、以下の計算を同様に行うことができる。

ただし、 $f(x)$ は十分滑らか(微分可能)で、 x_0 という安定な平衡点を持ち、 x_0 での線形化行列 A は対角可能であるとする。

まず、通常モード変換を行う。すなわち、 A の固有ベクトルから成る行列 P による線形座標変換

$$y = P^{-1}(x - x_0) \dots\dots\dots(2)$$

を行うことによって、(1) 式を次のような形に変換する。

$$\begin{aligned} \dot{y} &= F(y) \\ &= Jy + F_2(y) + F_3(y) + \dots, \quad y \in C^N \dots\dots (3) \end{aligned}$$

ここで、 $F(y)$ は

$$F(y) = P^{-1}f(Py + x_0) \dots\dots\dots(4)$$

であり、その線形部分は Jy と表し、 k 次の非線形項は $F_k(y)$ で表すとする。なお、行列 $J = P^{-1}AP$ は対角行列となる。

2・2 2次の変換 次に、2次の座標変換

$$y = w + h_2(w) \dots\dots\dots(5)$$

を行うことにより、2次の項 $F_2(y)$ を取り除く。これを実現するための変換は、標準形理論により次のように求められる^{††}。

$$y_l = w_l + \sum_{m \leq n} h_{m,n}^l w_m w_n, \quad l = 1, \dots, N \dots\dots\dots(6)$$

$$m = n \text{ のとき: } h_{m,n}^l = \frac{1}{2\lambda_m - \lambda_l} \frac{1}{2} \frac{\partial^2 F^l}{\partial y_m^2} \dots\dots\dots(7)$$

$$m < n \text{ のとき: } h_{m,n}^l = \frac{1}{\lambda_m + \lambda_n - \lambda_l} \frac{\partial^2 F^l}{\partial y_m \partial y_n} \dots\dots\dots(8)$$

ただし、 F^l は F の l 番目の要素であり、 λ_l は行列 A の l 番目の固有値とする。また、次の近似を用いている。

$$(id + Dh_2(w))^{-1} = id - Dh_2(w) + O(|w|^2) \dots\dots\dots(9)$$

ここで、 id は単位変換であり、 D は微分演算子を表す。この2次の座標変換は、固有値の間に

$$\lambda_l = \lambda_m + \lambda_n \dots\dots\dots(10)$$

という共振関係が成り立たない限り、行うことができる。この座標変換を行うと、(3) 式は次のようになる。

$$\dot{w} = Jw + \tilde{F}_3(w) + \dots, \quad w \in C^N \dots\dots\dots(11)$$

ここで、3次以上の項は、この変換により変形され $\tilde{F}_k(w)$ となる。

^{††} 文献(9)~(13)では、 $h_{m,n}^l$ などの2次の係数を用いてモード間の相互作用の強さが評価されている。

2.3 3 次の変換と提案指標 安定限界付近の振動モード（複素固有値を持つモード）が M 個あったとすると、そのような振動モード i ($i \leq M$) に対しては、最終的に標準形理論によって 3 次までの範囲で次のような形に変換する。

$$\dot{z}_{2i} = (\alpha_i + j\beta_i)z_{2i} + \sum_{j \leq M} c_{ij} z_{2i} z_{2j} z_{2j+1}, \quad z \in C^N \quad (12)$$

ただし、 z_{2j} と z_{2j+1} は複素共役、 $\lambda_{2i} = \alpha_i + j\beta_i$ である。

ここで、(12) 式の c_{ij} は前述の 2 次の変換を考慮すると、次式によって求めることができる。

$i = j$ の場合：

$$c_{ii} = \frac{1}{2} \frac{\partial^3 F^{2i}}{\partial y_{2i}^2 \partial y_{2i+1}} + \sum_k \left\{ \frac{\partial^2 F^{2i}}{\partial y_k \partial y_{2i+1}} h_{2i,2i}^k + \frac{\partial^2 F^{2i}}{\partial y_k \partial y_{2i}} h_{2i,2i+1}^k \right\} \quad (13)$$

$i \neq j$ の場合：

$$c_{ij} = \frac{\partial^3 F^{2i}}{\partial y_{2i} \partial y_{2j} \partial y_{2j+1}} + \sum_k \left\{ \frac{\partial^2 F^{2i}}{\partial y_k \partial y_{2j+1}} h_{2i,2j}^k + \frac{\partial^2 F^{2i}}{\partial y_k \partial y_{2j}} h_{2i,2j+1}^k + \frac{\partial^2 F^{2i}}{\partial y_k \partial y_{2i}} h_{2j,2j+1}^k \right\} \quad (14)$$

(13)、(14) 式の第 1 項は (3) 式の F_3 に含まれていたもとの非線形項であり、第 2 項は 2 次の変換によって変形された効果を表す。

$c_{ij} z_{2i} z_{2j} z_{2j+1}$ という項[†]は、次節で述べるように、振動モード i, j が安定限界付近である場合に重要な意味を持つため、これらの項の係数 c_{ij} の実部 a_{ij} を提案指標の一つとして用いる。

3. 提案する動揺安定性指標

3.1 提案指標の意味 標準形理論による系の簡約化によって最終的に得られた (12) 式は、モード i の振幅を r_i 、位相を θ_i とすると、すなわち $z_{2i} = r_i e^{j\theta_i}$ 、 $z_{2i+1} = r_i e^{-j\theta_i}$ として極座標表示すると、

$$\dot{r}_i = (\alpha_i + a_{i1} r_1^2 + \dots + a_{iM} r_M^2) r_i \quad (15)$$

$$\dot{\theta}_i = \beta_i + b_{i1} r_1^2 + \dots + b_{iM} r_M^2 \quad (16)$$

と表すことができる。ここで、

$$c_{ij} = a_{ij} + j b_{ij} \quad (17)$$

である。

[†] この項は振動モード i, j が安定限界（固有値実部が零）の場合には標準形理論を用いても取り除くことができない。

(15)、(16) 式は、従来のモード方程式を拡張したような形となっており、(15) 式右辺の括弧内のモード i の減衰率、および (16) 式右辺のモード i の周期が、モード j の振幅 r_j に対してどのように変化するかを表現している。

そこで、非線形性を考慮した動揺安定性指標として、

(1) モードの減衰率の変化を表す指標： a_{ij}

(2) モードが安定である範囲を表す指標： R_i

の二つを提案する。

指標 a_{ij} 指標 a_{ij} は、モード j の振幅 r_j の変化に対するモード i の減衰率の変化を表す。指標 a_{ij} と減衰率の関係は次のようになる。

- $a_{ij} < 0$ の場合は、モード j の振幅 r_j が大きくなる程、線形領域に比べてモード i の減衰が良くなる。
- $a_{ij} > 0$ の場合は、モード j の振幅 r_j が大きくなる程、線形領域に比べてモード i の減衰が悪くなる。

なお、指標 a_{ij} には (13)、(14) 式の第 2 項のようにモード間の 2 次の相互作用が考慮されているため、これらが動揺安定性に与える影響を定量的に評価することができる。

指標 R_i 指標 R_i はモード i が安定である範囲を表すものとし、モード i の減衰率が零となるようなモード i の振幅として算出する。具体的には、(15) 式においてモード i に着目して（その他のモードの振幅は零とする）、減衰率が零となる振幅として次式のように算出する。

$$R_i = \sqrt{-\frac{\alpha_i}{a_{ii}}} \quad (18)$$

ただし、 a_{ii} が負の場合（モードの振幅が大きい程、減衰が良い場合）には、 $R_i = \infty$ とする。

系統事故などの擾乱によって運転点の各モードの振幅が指標 R_i を越えた場合には、平衡点は安定であるにも関わらず、動揺は発散していくことになる。

3.2 提案指標の算出法 指標 a_{ij} ($= \text{Re}[c_{ij}]$) は、(13)、(14) 式から算出する（ $h_{m,n}^l$ は (7)、(8) 式から算出）。したがって、指標 a_{ij} を算出するには、固有値 λ と F の y に対する 2 階と 3 階の偏微分 $\partial^2 F / \partial y_l \partial y_m$ 、 $\partial^3 F / \partial y_l \partial y_m \partial y_n$ ^{††} を求めれば良い。 F の y に対する偏微分は、 f の x に対する偏微分を用いて次のように求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 f}{\partial y_l \partial y_m} &= \sum_{p,q} v_{pl} v_{qm} \frac{\partial^2 f}{\partial x_p \partial x_q} \\ \frac{\partial^2 F}{\partial y_l \partial y_m} &= P^{-1} \frac{\partial^2 f}{\partial y_l \partial y_m} \\ \frac{\partial^3 f}{\partial y_l \partial y_m \partial y_n} &= \sum_{p,q,r} v_{pl} v_{qm} v_{rn} \frac{\partial^3 f}{\partial x_p \partial x_q \partial x_r} \\ \frac{\partial^3 F}{\partial y_l \partial y_m \partial y_n} &= P^{-1} \frac{\partial^3 f}{\partial y_l \partial y_m \partial y_n} \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

ここで、 v_{pl} は l 番目の固有ベクトルの p 番目の要素とする。

^{††} この節では、 $F = [F^1, \dots, F^N]^T$ に対する偏微分を、ベクトルとしてまとめて表記している。 f についても同様。

指標 R_i については, (18) 式から a_{ii} と固有値実部 α_i を用いて算出できる。

3.3 提案指標を用いる際の留意事項 提案指標 a_{ij} , R_i を用いて動揺の安定性評価を行う際には, 次の点に留意する必要があると考えられる。

- 事故の種類, 場所などによって各モードに加えられる外乱の大きさは異なる。このため, 単純に提案指標の値のみによって動揺の安定性を評価するのではなく, 事故除去後のモードの振幅の大きさを考慮して安定性を評価する必要がある。

例えば, モード i の a_{ii} が大きいために, R_i が小さいような場合でも, 事故除去後のモード i の振幅が非常に小さければ, モード i の安定性は問題とならない。

- R_i が非常に大きな値となる場合には, 提案指標の対象とする 3 次の非線形性に収まる領域を越えている可能性がある。このため, そのような場合には R_i による評価はできない。

例えば, $R_i = \infty$ の場合でも, 4 次以上の非線形性の影響により, ある振幅以上では動揺が発散する場合が考えられる。

- (15) 式からわかるように, 非線形性の影響は安定限界に近い (α_i が零に近い) 程大きくなり, モードが安定であれば影響は小さくなる。このため, 十分安定なモードに対しては提案指標を算出する必要はない。

3.4 提案指標の共振現象への適用について 本論文で示した標準形理論による簡約化は, 線形化行列が対角化できない場合, あるいは, 共振条件 (10) 式が成り立つ場合には適用できない。前者は複数のモードの固有値および固有ベクトルが一致する (固有値の比が 1 : 1) 場合であり, 後者は振動モード i, j の固有値の比が 1 : 2 となる場合などである。

一般的に, 実系統では厳密にこのような共振条件が成り立つ場合はほとんどないが, これに近い状況は考えられ, 共振の問題が生じる恐れがある^{(3) (4) (14)}。

このような場合に対して本手法を適用すると, 標準形理論を用いた簡約化における 2 次の変換の係数 $h_{m,n}^l$ の絶対値が大きくなる[†]。これによって, (13), (14) 式から分かるように, 指標 a_{ij} に 2 次のモード間の相互作用が大きく反映されることになる。つまり, 本手法によれば, 共振現象はモード間の相互作用の影響が強まり, 非線形領域での動揺安定性に多大な影響を与える現象として捉えることができる。

しかしその一方で, 2 次の変換の係数 $h_{m,n}^l$ が大きくなると, (9) 式の近似が成り立たなくなるため, 提案指標の精度が低下する恐れがある。このため, 共振現象への本手法の適用性に関しては今後更に検討をしていく必要がある。

[†] 1 : 1 の共振の場合には分母が大きくなり⁽¹³⁾, 1 : 2 の共振の場合には分子が小さくなる。

4. 数値計算例

提案する動揺安定性指標は, 冒頭で述べたように, 従来の固有値解析, ホップ分岐理論では出来なかった, 複数モードを対象とした非線形性を考慮した動揺の安定性評価を可能とするものである。ここでは, 提案指標のこの有効性を, 注目すべきモードが複数存在するような多機系統モデルに対する数値計算例により示す。

4.1 系統モデル 解析対象とした多機系統モデルは図 1 に示す 5 機くし型系統である。発電機モデルとしては Park の 3 次モデルを使用^{††}し, 励磁系モデルは全発電機共通として, 図 2 に示すものを用いた (定数については, G1, G3, G5 と G2, G4 で異なるものを用いた。表 2 参

図 1 系統モデル

Fig. 1. Power system model.

図 2 励磁系モデル

Fig. 2. Exciter model.

表 1 発電機定数

Table 1. Parameters of generators (1,000 MVA base).

$M(\text{sec})$	$X_d(\text{pu})$	$X'_d(\text{pu})$	$X_q(\text{pu})$	$T'_{do}(\text{sec})$	$D(\text{pu})$
7.0	1.7	0.35	1.7	4.86	5.0

表 2 励磁系定数

Table 2. Parameters of exciters.

G1, G3 and G5

$K_1(\text{pu})$	$K_2(\text{pu})$	$T_1(\text{sec})$	$T_2(\text{sec})$	$T_3(\text{sec})$
150.0	1.0	2.0	0.2	0.2

G2 and G4

$K_1(\text{pu})$	$K_2(\text{pu})$	$T_1(\text{sec})$	$T_2(\text{sec})$	$T_3(\text{sec})$
220.0	1.0	0.04	0.2	0.4

^{††} ここでは例として比較的単純な系統モデルを用いているが, 3.2 節から分かるように, 提案指標はより一般的な系統に対しても算出可能である。

表 3 固有値および提案指標の算出結果

Table 3. Eigenvalues and proposed nonlinear stability indices.

mode	eigenvalue	proposed indices					
		a_{ij}				R_i	
1	$-0.069 + j 7.524$	a_{11}	0.00154	a_{12}	0.00041	R_1	6.68
2	$-0.121 + j 3.405$	a_{21}	0.00064	a_{22}	0.03014	R_2	2.01

(a) $t_c = 0.01$ sec: small disturbance case (b) $t_c = 0.08$ sec: marginally stable case (c) $t_c = 0.09$ sec: unstable case

図 3 シミュレーション解析結果

Fig. 3. Time-domain simulation results.

照)。使用した定数を表1,表2にまとめる。系統容量ベースは1,000 MVAとし、発電機の出力、負荷の消費電力はいずれも0.95 pu、発電機および負荷の電圧は1.0 puとした。線路リアクタンスはいずれも0.268 pu、発電機の変圧器リアクタンスはいずれも0.14 puとした。

4・2 固有値解析による評価 まず、固有値解析を行った結果を表3の2列目に示す。この結果は、微小擾乱に対しては、周期約0.84秒のモード1が最も減衰が悪く、次に周期約1.85秒のモード2が減衰が悪いことを示している。なお、他のモードについては十分安定であるため表3では省略している。

4・3 提案指標による安定性評価 この系統に対して、提案指標を算出した結果を表3に併せて示す。モード1,2以外の十分安定なモードに関しては提案指標は算出していない。

これらの提案指標は、従来の固有値解析では扱えなかったある程度大きな外乱に対して、次のような動揺安定性の評価を与える。

(1) a_{ij} はいずれも正であり、モード1,2は振幅が大きくなるほど減衰が悪化する。モード1は振幅が R_1 を越えると、モード2は振幅が R_2 を越えると、動揺が発散する恐れがある。

(2) 各モードに同程度の外乱が加わるとすると、特に a_{22} の値が大きいため、モード2の振幅が大きくなると、モード2の減衰は急速に悪くなる。また、 R_1 と R_2 では R_2 の方が小さいため、安定領域は R_2 によって支配的に制限され、モード1よりも先にモード2が発散しやすいと推測される。

なお、このケースにホップ分岐理論を適用すると、固有値の実部が最も大きい(最も不安定な)モード1に対して、 a_{11} , R_1 が得られるが、その他のモードについての情報は得られない。このため、上記のような評価はできない。

4・4 シミュレーション解析結果との比較 図1のFの点で3LG地絡を発生させ、事故継続時間 t_c を変化させてシミュレーション解析を行った。なお、事故除去後はもとの系統に戻すこととした。動揺波形を図3に示す。左側の図は発電機G5を基準とした発電機G1, G2, G3, G4の発電機相差角、右側の図はモード1, 2(2)式により算出したもの)の動揺である。

図3(a)は、 $t_c = 0.01$ 秒とした小外乱のケースである。モード1と2では、モード1の方が減衰が悪い。

図3(b)は、 t_c を0.01秒ずつ長くしていったとき、安定限界となったケース($t_c = 0.08$ 秒)である。このケースでは、もはやモード1, 2のどちらが減衰が悪いかということ判断するのは難しくなっている。

図3(c)は、さらに t_c を長くして不安定となったケース($t_c = 0.09$ 秒)であり、最終的には脱調に至っている。不安定となった原因は、モード2の影響が支配的である。

これらのシミュレーション解析結果から、固有値解析による評価は、(a)のような外乱が小さい場合に対してのみ

有効であることが確認できる。

一方、提案指標による安定性評価とシミュレーション解析結果を比較してみると、提案指標による安定性評価は、(b), (c)のような場合に対しても有効であることが分かる。

以上のように、提案した動揺安定性指標を固有値と併用すれば、従来の固有値解析では対象としていなかったある程度大きな動揺に対してまで、的確な動揺安定性の評価が可能であると考えられる。

なお、ここでは比較的単純な系統モデル(系統構成:5機くし型系統、発電機モデル:3次のParkモデル)を用いて提案指標の有効性を示したが、計算量や精度の面からの提案指標の実用性については、今後より一般的な系統モデルを用いて検証していく必要がある。

5. ま と め

本論文で得られた結果を以下にまとめる。

(1) 標準形理論を用いることにより、非線形性を考慮できる新たな動揺安定性指標を提案した。提案指標は、注目するモードが複数ある場合に対しても有効であり、従来の固有値解析では扱えなかったある程度大きな動揺に対して、非線形性(3次までの非線形項)の影響をモードの振幅の変化に対する動揺特性(減衰, 周期)の変化という形で表現する。

(2) 多機系統に対して提案指標を算出し、シミュレーション解析結果からその有効性を示した。この結果から、提案指標を固有値と併用することによって、よりの確な動揺の安定性評価が可能になると考えられる。

今後の課題としては、前述したように、共振現象に対しての適用性の検討、一般的な系統を用いた実用性の検討が挙げられる。

(平成15年3月20日受付, 平成15年8月12日再受付)

文 献

- (1) "Integrated Analysis Software for Bulk Power System Stability", CRIEPI Rep.T14 (1990-4) (in Japanese)
「大規模電力系統の安定度総合解析システムの開発」, 電中研報告, T14 (1990-4)
- (2) E.H. Abed and P.P. Varaiya: "Nonlinear Oscillations in Power Systems", *Int. J. Elect. Power Energy Syst.*, Vol.6, No.1, pp.37-43 (1984-1)
- (3) 餘利野直人・森 啓之・田村康男:「電力系統安定度とパラメータ共振の関係について」, 電学論 B, Vol.105, No.1, pp.15-22 (1985-1)
- (4) N. Kakimoto: "Instability of Low-Frequency Oscillation in Longitudinal Power system", *T. IEE Japan*, Vol.115-B, No.3, pp.219-226 (1995-3) (in Japanese)
垣本直人:「長距離くし形系統の内部共振による長周期動揺不安定性」, 電学論 B, 115, 3, pp.219-226 (1995-3)
- (5) J. Guckenheimer and P. Holmes: *Nonlinear Oscillations, Dynamical Systems and Bifurcations of Vector Fields*, Springer-Verlag, New York (1983)
- (6) S. Wiggins: *Introduction to Applied Nonlinear Dynamical Systems and Chaos*, Springer-Verlag, New York (1990)
- (7) H. Amano, T. Kumano, T. Inoue, and H. Taniguchi: "A Stability Criterion for Nonlinear Oscillations in Power Systems by Hopf Bifurcation Theory", *T. IEE Japan*, Vol.121-B, No.6, pp.708-714 (2001-6) (in Japanese)
天野博之・熊野照久・井上俊雄・谷口治人:「電力系統における振

- 動現象のホップ分岐理論による安定性判別」, 電学論 B, **121**, 6, pp.708-714 (2001-6)
- (8) M. Watanabe, Y. Mitani, and K. Tsuji: "Evaluation of Power System Stable Region Based on Hopf Bifurcation Theory", *T. IEE Japan*, Vol.122-B, No.2, pp.174-180 (2002-2) (in Japanese)
- 渡邊政幸・三谷康範・辻穀一朗:「Hopf 分岐理論に基づく電力系統安定領域の評価」, 電学論 B, **122**, 2, pp.174-180 (2002-2)
- (9) C.M. Lin, V. Vittal, W. Kliemann, and A.A. Fouad: "Investigation of Modal Interaction and Its Effects on Control Performance in Stressed Power Systems Using Normal Forms of Vector Fields", *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol.11, No.2, pp.781-787 (1996-5)
- (10) G. Jang, V. Vittal, and W. Kliemann: "Effect of Nonlinear Interaction on Control Performance: Use of Normal Forms Technique in Control Design Part I: General Theory and Procedure and Part II: Case Studies", *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol.13, No.2, pp.401-413 (1998-5)
- (11) S. Zhu, V. Vittal, and W. Kliemann: "Analyzing Dynamic Performance of Power Systems Over Parameter Space Using Normal Forms of Vector Fields—Part I: Identification of Vulnerable Regions (Republished)", *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol.16, No.4, pp.711-718 (2001-11)
- (12) S. Zhu, V. Vittal, and W. Kliemann: "Analyzing Dynamic Performance of Power Systems Over Parameter Space Using Normal Forms of Vector Fields—Part II: Comparison of System Structure", *IEEE Trans. Power Syst.*, Vol.16, No.3, pp.451-455 (2001-8)
- (13) I. Dobson: "Strong resonance effects in normal form analysis and subsynchronous resonance", *Proc. of IREP Conf. Bulk Power System Dynamics and Control V*, pp.563-574, Onomichi, Japan (2001-8)
- (14) I. Dobson, J. Zhang, S. Greene, H. Engdahl, and P. W. Sauer: "Is Strong Modal Resonance a Precursor to Power System Oscillations?", *IEEE Trans. Circuits Syst.*, Vol.48, No.3, pp.340-349 (2001-3)

天 野 博 之 (正員) 1973 年 6 月 8 日生。96 年 3 月 京都大学工学部電気工学科卒業。98 年 3 月 京都大学大学院工学研究科電気工学専攻修士課程修了。同年 4 月 (財)電力中央研究所入所。主に、電力系統における非線形動特性解析, 発電プラントのモデリングに関する研究に従事。平成 15 年電気学会論文賞受賞。

熊 野 照 久 (正員) 1963 年 2 月 4 日生。90 年 3 月 東京大学大学院工学系研究科電気工学専攻博士課程修了。工学博士。同年 (財)電力中央研究所入所。94 年 7 月より 95 年 8 月 テキサス大学アーリントン校客員研究員。98 年 7 月より 2000 年 3 月 超電導発電関連機器・材料技術研究組合出向。主として電力系統の過渡状態解析および同期機解析に関する研究に従事。IEEE 会員。

井 上 俊 雄 (正員) 1958 年 2 月 15 日生。82 年 3 月 早稲田大学工学研究科電気工学専攻修士課程修了。同年 4 月 (財)電力中央研究所入所。現在、狛江研究所電力システム部上席研究員。主として、発電プラントのモデリング・応動解析, 緊急時系統周波数変動解析に関する研究に従事。平成 8 年電気学会論文賞受賞。88 年~89 年, 米国テキサス州立大学アーリントン校客員研究員。IEEE 会員

谷 口 治 人 (正員) 1950 年 8 月 23 日生。75 年 京都大学大学院工学研究科電気工学修士課程修了。同年 (財)電力中央研究所入所。80 年~81 年 米国テキサス大学アーリントン校客員研究員。90 年 系統制御研究室長。96 年 電力システム部長。2001 年 狛江研究所研究コーディネータ。2003 年 狛江研究所副所長。電力系統の計画・運用・制御, 新技術開発に関する研究に従事。CIGRE 会員。工学博士。