自端情報のみを用いた 予測型N波脱調未然防止制御方式の開発

正員 今井 伸一 (東京電力) 正員 小島 康弘 (三菱電機)
正員 庄司 寿哉 (東京電力) 正員 小和田 靖之 (三菱電機)
正員 柳橋 健 (東京電力) 正員 押田 秀治 (三菱電機)
正員 合田 忠弘 (三菱電機)

Development of Predictive Prevention Method for Mid-term Stability Problem using Only Local Information

Shin'ichi Imai, member Yasuhiro Kojima, member
Toshiya Syoji, member Yasuyuki Kowada, member
Ken Yanagihashi, member Hideharu Oshida, member
(Tokyo Electric Power Co.) Tadahiro Goda, member
(Mitsubishi Electric Corp.)

Recently, the stability of power systems becomes more firm involving the extension and complication of power systems, though an unstable behavior after a serious fault is expanding from a transient area to a dynamic area. Therefor we are aiming a development of stabilizing method for dynamic stability using only local information.

In this paper, firstly we proposes a new concept of real time modeling method using only local information after a fault. The control actions to stabilize the power systems are determined using a behavior prediction based on differential equations for this model. Secondly, behavior prediction will be done based on differential equations for above on-line model. And control actions of each generator are determined based on stability judgement results at each local site.

The case studies shows the validity of the proposed method.

キーワード：動態安定度、予測制御、リアルタイムモデリング、自端情報、オンライン安定度計算

1. まえがき

近年の電力系統においては、負荷の大都市偏在や大容量電源の遠隔地集中の傾向が顕著である。一方、電力供給に対してはより一層の高信頼度化が要求されていることから、電力系統の安定度維持は重要な課題となっている。このような背景のもと、過酷事故時における系統安定度維持を目的とし、オンラインデータを用いて脱調予測演算を行い、必要に応じて一部発電機を遮断するリレーシステムが導入されてきている^{(1)–(5)}。

これらのリレーシステムは、発電機群が事故発生後1秒程度以内に脱調する第1波脱調現象のみを対象としていた。しかし将来、基幹系統の強化や連系送電線潮流の増大等に伴い、電力動揺の2波目以降で発電機が脱調する、いわゆるN波脱調現象が問題となることが考えられる。

そこで、上記現象に対応すべく、新しい様々な技術要素

の開発が進められてきた^{(6)–(11)}。本論文では、これらの成果を踏まえ、新たな制御方式を提案している。本方式は、リアルタイムモデリングの導入により、自端情報のみに基づく制御演算を実現しており、伝送系の介在によるシステムの大規模化を回避しつつ、N波脱調現象への対応を実現している。

以下では、本方式の基本的な考え方を述べた上で、手法の概要を示し、2機系統および多機系統モデルへの適用検討を通してその有効性を明らかにしている。

2. 制御方式の基本的な考え方

本論文において構築する制御方式は、将来系統の基幹系過酷事故時において生じうるN波脱調現象抑制を目的としている(過渡領域については別途検討を進めている)。本手法は、将来系統での課題に対応するために、下記に示す方針で構築を行っている。

(a) 自端情報のみを用いて制御演算を実施 従来、不安定な広域電力動揺モード抑制のために、しゃ断制御が必要になる発電機（以下自端発電機）およびこれに相対して動揺する発電機（以下相手端発電機）における事故発生後のオンラインデータを利用して(1)~(3)。また、事故点を自端 - 本系統間の長距離電源線に限定することにより、自端および送電線端で計測可能なオンライン情報から本系統側の状態を推定する方式が提案されている(5)。しかしこれらの制御方式は、複数地点の情報を伝送系を介してやりとりする必要があるため、システム構成が複雑であった。したがって、本制御方式ではそれぞれの自端で計測可能な情報（自端情報）のみで制御演算が行えること、また同じ装置が複数ある場合でもそれぞれが独立して動作することを大前提にして論理構築を行っている(7)。

(b) リアルタイムモデリング手法の採用 制御性能を維持しつつ(a)に示した大前提を実現するためには、相手端側の状態を自端情報から近似的に求める必要がある。そこでまず、多機系である相手端を等価一機にまとめることにより対象系統を2機系に簡略化し、この系統における未知パラメータを自端情報を基に算出するリアルタイムモデリング手法を開発している。この演算には事故除去後の電力動揺データを用いているため、系統の状態が反映された適切なパラメータ算出が期待できる。各種制御演算はこの手法により生成された等価モデルを基に実施する。

(c) オンライン安定度計算に基づく予測制御を適用 過渡領域において生じる動揺は比較的単一モードと見なすことが容易であるのに対し、動態領域では動揺形態が複雑化してくる。そこで本手法では、リアルタイムモデリングにより得られた微分方程式を含む相手端等価モデルを基に予測演算を実施し、その結果得られた将来の系統応動を基に対象発電機の安定度判別および脱調を未然に防止するのに必要な最小遮断量の決定を行なうことを考える。

上記方針に基づき構成した制御アルゴリズムの概略フローを図1に示す。このように、モデル化から制御実施までの流れを一定周期で繰り返すことによりN波脱調現象の抑制を図ることを考える。

3. 制御方式の概要

<3.1> リアルタイムモデリング 自端側発電機に相対する本系統は、実系統においては多数の発電機群と送電線網を含む多機系統となる。しかし、安定化対象として考慮する電力動揺モードに着目した場合、本系統はあたかも1機の等価発電機と回路網からなると見なすことができる。ここで等価発電機は、本系統において自端発電機と相対して動揺する発電機群の慣性中心的な挙動を示すこととなる。そこで本制御では、自端以外の本系統側を1機の等価な発電機および送電線として模擬した2機系統を基本モデルの一つとして考える（図2参照）。ここで発電機は背後電圧一定モデル、発電機間の回路は抵抗分を無視し、負荷

図1: 概略制御フロー

Fig.1: Outline of control flowchart

はないものと仮定する。また、自端側発電機が複数存在する場合は、並列インピーダンス法を用いて1台にまとめておく。

この2機系統モデルにおいては、自端 - 相手端間のリアクタンス、位相差および相手端等価発電機の発電機定数が未知となる。しかし、自端側のオンライン情報のみからこれら全ての未知量を算出することは、理論的に困難である。そこでここでは、演算時に一部変数を固定化する等の前提条件を設けることにより未知量を算出可能にし、上記仮定の影響を他の状態量に吸収させることを考える（以下ではこれら未知数を「調整変数」と称する）。この調整変数は下記(a),(b)の2段階に分けて算出する。

(a) 自端 - 相手端位相角およびリアクタンスの算出 自端および相手端における状態量は図3のような簡単なベクトル図で表現することが出来る。ここで未知量である相手端背後電圧 E_2 の変動幅は比較的小さいと考えられる。そこで E_2 の初期値を定数として与えることにより、自端情報である端子電圧 V_1 、電流 I_1 から自端 - 相手端間位相角 δ 及び線路リアクタンス X_L を算出することを考える(10)。

自端側においては次式が成り立つ。

$$P_{E1} = -V_1 I_1 \cos \alpha, \quad Q_{E1} = -V_1 I_1 \sin \alpha \quad (1)$$

但し、 P_{E1} : 自端発電機有効電力出力、 Q_{E1} : 自端発電機無効電力出力、 α : 電圧中心から見た計測点位相 これらを変形すると以下の式が得られる。

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{Q_{E1}}{P_{E1}} \right), \quad I_1 = -\frac{P_{E1}}{V_1 \cos \alpha} \quad (2)$$

過渡領域においては E_2 は定数として考えると、位相角は図3に基づき次式の通り算出できる。

$$\beta = \cos^{-1} \left(\frac{V_1 \cos \alpha}{E_2} \right) - \alpha \quad (3)$$

一方、位相角 β が最大となる時点において、 E_2 の設定誤

図2: 等価発電機を用いたリアルタイムモデリング
Fig.2: Concept of real-time modeling using equivalent generator

図3: 自端—等価相手端のベクトル図
Fig.3: Vector of local and equivalent system

差の影響が最も小さくなる。そこで X_L を動揺各波における位相角最大のタイミングで下式より算出する。

$$X_L = \frac{E_2 \sin(\alpha + \beta) - V_1 \sin \alpha}{I_1} \quad (4)$$

(4)式で X_L を算出した後(動揺第1波の加速終了後)は、この X_L を用いて次式により β を算出する。

$$\beta = \tan^{-1} \left(\frac{X_L I_1 + V_1 \sin \alpha}{V_1 \cos \alpha} \right) - \alpha \quad (5)$$

位相差 δ は(3)式および(5)式の結果を次式に代入することで得られる。

$$\delta = (\alpha + \beta) + \tan^{-1} \left(\frac{-V_1 \sin \alpha + X'_d I_1 X_1}{V_1 \cos \alpha} \right) \quad (6)$$

また、先に述べたように E_2 の初期値は定数として与えているが、相手端位相角の算出精度を良くするために、オンラインデータを用いて E_2 の補正を行なうことを考える。具体的には、 E_2 を用いて(3)式に基づき算出される仮想相手端位相角(β)と、 X_L を用いて(5)式に基づき算出される位相角(β)を比較し、両者の差が小さくなるように E_2 および X_L の値をそれぞれ補正する。この補正により E_2 の初期値に影響されない適切な相手端位相角が算出可能となる。

(b) 発電機定数の算出 慣性定数 M 、制動係数 D などの発電機定数に関しては、(6)式で得られた位相角の時系列データを発電機の運動方程式に当てはめ、最小二乗法を適用することにより算出が可能となる⁽¹⁰⁾。以下にその基本原理を示す。

発電機の運動方程式は一般的に次式で表現できる。

$$\frac{M}{\omega_0} \frac{d^2 \delta}{dt^2} + \frac{D}{\omega_0} \frac{d\delta}{dt} = P_M - P_E \quad (7)$$

但し、 ω_0 : 基準角周波数、 P_M : 機械的入力

相手端等価発電機を考えた場合、特に前提条件を設けなければ、この式における M, D および P_M が未知数となり、他は全て自端計測より算出できる値である。ここで、時刻 $t_1 \sim t_2$ までのオンラインデータが得られるとすると、(7)式にこれらのデータを代入することにより、以下の行列式が得られる。

$$\begin{aligned} b &= Ax \\ A &= \begin{bmatrix} -\frac{1}{\omega_0} \frac{d^2 \delta(t_1)}{dt^2} & -\frac{1}{\omega_0} \frac{d\delta(t_1)}{dt} & 1 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ -\frac{1}{\omega_0} \frac{d^2 \delta(t_2)}{dt^2} & -\frac{1}{\omega_0} \frac{d\delta(t_2)}{dt} & 1 \\ P_E(t_1) \\ \vdots \\ P_E(t_2) \end{bmatrix} \\ b &= \begin{bmatrix} M \\ D \\ P_M \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (8)$$

この式を最小二乗法で解くことにより、未知数ベクトル x は以下の通り算出できる。

$$x = (A^T A)^{-1} A^T b \quad (9)$$

ただ、上記の原理式においては2階微分項が含まれるおり、演算精度が低下する可能性がある。そのため実際は式全体を積分することにより2階微分項を消去して用いることを考える。また、図2の2機モデルシステムにおいては、自端に比べて相手端の慣性モーメントが大きいため、相手端位相角の変化幅は自端に比べて小さくなり、演算精度低下の原因となる。そこで、この基本モデルを安定度的に等価な一機無限大母線システム(図4参照)に変換し、等価発電機の慣性定数 M 、制動係数 D および機械入力 P_M を求めることとする⁽¹⁰⁾。この際の変換式は以下の通り。

図4: 基本システムモデル

Fig.4: Fundamental model system

$$\begin{aligned} M &= \frac{M_1 M_2}{M_1 + M_2}, & P_E &= M \left(\frac{P_{E1}}{M_1} - \frac{P_{E2}}{M_2} \right) \\ & & P_M &= M \left(\frac{P_{M1}}{M_1} - \frac{P_{M2}}{M_2} \right) \end{aligned} \quad (10)$$

なお、文献7で提示されたアプローチに基づき、文献8でも本論文と同様に事故後のオンライン情報から仮想相手の状態を推定する方法が提案されているが、

- 一旦算出した線路リアクタンスは固定値としている
- 相手端の慣性定数を直接求めている

等の点で、本提案手法とは異なっている。

<3・2> 動揺予測演算 リアルタイムモデリングにより得られた調整変数を用いてオンライン安定度計算を行い、等価発電機の挙動を予測する⁽⁶⁾。

具体的には、等価発電機の位相角、発電機定数および線路リアクタンスを

$$P_E = \frac{E_1 E_2}{X_L + X'_J} \sin \delta \quad (11)$$

で表される回路網方程式および(7)式の運動(微分)方程式に代入し、両方程式をオンラインで解く事により、動揺現象の予測を行なう(図5参照)。

図 5: 予測演算の概念

Fig.5: Concept of predictive calculation

<3.3> 安定度判別・必要遮断量算出 動揺現象の予測演算結果を用いれば、位相角差 δ が増大しながら等価発電機の電氣的出力値 P_E が機械入力 P_M を下回った時点で、すなわち、不安定平衡点を越えた時点で、脱調すると判断できる。従って、発電機が脱調すると予測される場合は、自端側に複数存在する発電機の遮断台数を逐次増加させ、自端側モデルを修正しながら予測演算を繰り返す事により、脱調を未然に防止するのに必要な発電機遮断台数の算出を行なうことが可能である(図6参照)。ただ、この手法はあくまで予測演算の範囲内での脱調抑制を目的としており、1回の制御で確実に動揺を収束させるというものでは

図 6: 制御量算出の概念

Fig.6: Calculation of generation to be cut off

ない。そのことから、制御演算は動揺の収束が確認されるまで繰り返す形となる。

4. 制御方式の検証

本章では、まず最初に正解の得ることが可能な相手端を1機の発電機とした2機系統モデルで個々のアルゴリズム検証を実施する。次に、多機系統への適用検討を実施し、本方式の有効性を示す。

<4.1> 2機モデル系統での検証

(1) 検討条件 検証に用いた2機モデル系統を図7に示す。以下の節では、この系統のBUS1-BUS3間BUS1至近端における三相地絡事故時の不安定現象(4波脱調)を対象に各アルゴリズムを適用している。ここで自端側は揚水発電機を想定し、機械入力値は変動しないものとしている。

図 7: 検証に用いたモデル系統

Fig.7: A model power system for verification

(2) リアルタイムモデリングの適用結果 まず GEN1 で計測した自端情報に基づき自端－相手端間の位相差およびリアクタンス値の算出を行った。ここで相手端背後電圧の初期値は 1.00, 1.05, 1.10pu と仮定した (真値は 1.051pu)。結果を図 8 に示す。このように、算出した位相差は実際の発電機背後間の相差角とはほぼ一致しており、相手端背後電圧初期値の設定誤差は殆ど影響しないことが確認できる。また図 9 より、線路リアクタンスの値 (真値は 2.1316pu) は動揺初期を除き適切に算出されているといえる。

次に、発電機間の位相角差を基に等価発電機の慣性定数および制動係数の算出を行った。ここで慣性定数の真値は(10)式より3.1s、制動係数については-0.6pu(振動発

図 8: 自端－相手端間位相差の演算結果

Fig.8: Calculation result of angle between generators

図 10: 調整変数の演算結果 (1)

Fig.10: Calculation result of regulation variable (1)

図 9: 自端－相手端間線路リアクタンスの演算結果

Fig.9: Calculation result of line reactance

図 11: 調整変数の演算結果 (2)

Fig.11: Calculation result of regulation variable (2)

散波形より逆算)である。1.5秒間のサンプリングデータ(10ms刻み)を用いた推定結果を図10、図11に示す。この結果から、おおよそ調整変数を適切に算出できているといえる。

ただし、調整変数は前提条件等のしわ寄せを受けており、必ずしも真値と一致するわけではない。そのため、厳密には予測演算結果をもって算出精度を評価する必要がある。

(3) 予測演算法の適用結果 事故後の自端情報を用いたリアルタイムモデリング結果に基づき、等価発電機の電氣的出力 P_E および位相角 δ の予測演算を行なった。予測演算結果の一例を図12に示す。

図中、実線は詳細安定度計算により得られた真値、破線は本手法により得られた500ms先の予測結果、点線は事故前の機械的入力 P_M を示す。また、比較しやすいよう予測結果を500msずらして真値と時間を合わせている。この結果から、動作点が不安定平衡点を越える時刻を正確に予測できており(誤差:0.02秒)、予測結果を用いて脱調判別が可能である事が確認できる。

(4) 必要遮断量算出手法の適用結果 自端側発電機G1を安定度的に等価な4台の発電機で置き換え、安定化に必要な遮断量の算出を行なった。なお簡単のため、制御量算出時刻と遮断実施時刻には、ずれがないものとした。

図13に、等価発電機が減速から加速に転じる時点(5.21秒)において必要遮断量算出を行った際の予測演算結果を示す。図中、実線は無制御の場合の発電機出力の変化の実績値を、破線はそれぞれ遮断後の電氣出力の予測値(括弧内は遮断台数)を示す。この予測結果より、必要遮断量は1台と判断される。これに対し、詳細安定度計算の試行錯誤により求めた最適遮断台数も1台であることから、本手法の妥当性が確認できる。この他にも遮断タイミングの異なるいくつかのケースを用いて検証した結果、全てのケースにおいて、最適遮断台数と提案手法で算出した必要遮断台数は一致した。

(a) 等価発電機電気出力

(b) 等価発電機位相角

図 12: 予測演算結果

Fig.12: Prediction result

図 13: 遮断量算出結果

Fig.13: An example of shedding calculation

<4.2> 多機系統モデルへの適用

以下では、2 機モデル系統において検証した制御アルゴリズムを多機系統に対して適用する。多機系統においては、相手端となる発電機を特定することが困難である。そのことから、演算結果を自端と相対して動揺する発電機群の位相角中心と比較することで、その精度検証を行うことを考える。

検討に用いた多機モデル系統を図 14 に示す。この系統において過酷事故が生じた場合、例えば図 15 に示すように揚水機群 A、B と発電機群 A の間で振動発散現象が生じ、最終的に揚水機群が脱調に至る場合がある。これら不安定ケースに対して提案手法の適用を試みた。適用に際しては、全ての揚水発電所に本方式による一部発電機を遮断するリレーシステムを設置し、各装置毎に独立して動作させることを想定した。

図 14: 大規模モデル系統

Fig.14: Configuration of large scale model system

図 15: 無制御時の系統挙動

Fig.15: Simulation result without control

図 16 に、ある揚水機の自端から見た相手端との位相角差の一例を示す。このように、自端からみた相手端の位相角と発電機群 A の位相角中心はかなりよく一致しており、適切な演算が行われていることが分かる。

また、各装置で制御演算・遮断制御を行った結果を図 17 および表 1 に示す。この表 1 に示した最適制御量は詳細

安定度計算を試行錯誤的に行うことにより求めたものである。このように、本方式により得られた安定化制御量は試行錯誤によって求めた最適制御量と比較して若干過剰気味の値となっている。しかし、この最適制御量は全発電機の情報を集めて集中制御を行うことにより初めて実現できるものであるのに対し、本手法は自端情報のみを用いた完全分散制御であり、また誤差自体も全系統容量の3%程度で系統周波数に対して影響を与える程度のものではない。以上の他に多数のケーススタディを実施し、同様に妥当な検証結果を得ることができた。従って、本方式は多機系統に対しても十分適用可能であると考えられる。

図 16: 相手端等価発電機位相角の演算結果
Fig.16: Calculated angle of equivalent generator

図 17: 制御実施時の系統挙動
Fig.17: Simulation result with control

表 1: 最適制御量との比較

Tab.1: Comparison with optimal generation shedding

ケース名	算出制御量	最適制御量
Case 1	4408MW	3165MW
Case 2	0MW	0MW

5. あとがき

本論文では、自端情報のみを用いた新しい予測型制御方式について提案し、2機系統および多機系統を用いた検証によりその有効性を明らかにした。提案方式は、

- 自端情報のみを用いて制御演算を実施(伝送系不要)。
- リアルタイムモデリングによる系統モデル同定機能。
- オンライン安定度計算による予測制御機能。
- N波脱調現象に対処可能。

等の特徴を有しており、これからの系統における広域的なN波脱調現象への有効な対策になりうると考えられる。また、安定度面からの運用制約が解消できるため、既存設備の効率的な運用が可能となり、全体としてのコスト低減にも十分寄与できるものと期待される。

今後は、本方式を基に、過渡安定度対策をも含めた総合的なリレーシステムの検討を進める予定である。

最後に、本研究・開発を進めるにあたり、ご指導いただいた関係者の方々に謝意を表する。

(平成9年5月6日受付、同10年4月10日再受付)

文 献

(1) Y.Ohura, et al.: "Development of a Generator Trip-ping System for Transient Stability augmentation Based on the Energy Function Method", IEEE PWRD-1, No.3 (1986)

(2) 大浦, 松沢, 大塚, 柳橋, 鈴木, 合田, 中村, 押田: 「基幹系統安定化装置の開発と実用化」電力技術研究会 PE-86-111 (昭 61)

(3) 大浦, 松沢, 大塚, 柳橋, 山浦, 水口, 小俣, 渡辺, 中村: 「系統安定化最適制御リレーシステムの開発、実用化」電力技術研究会 PE-86-114 (昭 61)

(4) 鈴木, 柳橋, 富沢, 合田, 押田: 「大容量電源系統のオンライン安定化制御方式の開発」電学論B,110,652 ~ 661 (平 2)

(5) 大浦, 鈴木, 柳橋, 佐藤, 津久井, 松島, 小俣: 「電源系統の事故波及防止システムの方式と構成」電学論B,112,593 ~ 601 (平 4)

(6) 柳橋, 鈴木, 月田, 合田, 押田, 小和田: 「発電機挙動のオンライン予測手法について」平 7 電気学会全大, No.1567

(7) 松沢, 合田, 佐藤: 「将来系統における安定化方策の課題と方向性」平 8 電気学会全大, S.22-9

(8) 大浦, 今井, 佐藤, 石原: 「系統の動揺現象を観測した等価モデルの推定と動揺予測方式の開発」保護リレーシステム研究会 PSR-96-8 (平 8)

(9) 松沢, 今井, 合田, 押田, 小和田: 「予測演算論理に基づく系統安定化制御方式に関する基礎的検討」平 8 電気学会 B 部門大会, No.210

(10) 今井, 庄司, 柳橋, 小島, 小和田, 押田: 「自端情報を用いた安定化制御方式に関する基礎検討」平 9 電気学会全大, No.1681

(11) Y.Kojima, et al.: "Online Modeling for Emergency Control Systems", IFAC/CIGRE Symposium on CPSP'97 (1997)

今井 伸一 (正員) 昭和 39 年 1 月 11 日生。平成元年 3 月大阪大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月東京電力(株)入社。変電設備の保守・運用、系統運用業務を経て、系統運用部系統保護グループにおいて系統保護制御システムの開発に従事。

庄司 寿哉 (正員) 昭和 40 年 10 月 25 日生。平成元年 3 月横浜国立大学工学部電子情報工学科卒業。同年 4 月東京電力(株)入社。変電設備の保守・運用、系統運用業務を経て、系統運用部系統保護グループにおいて系統保護制御システムの開発に従事。

柳橋 健 (正員) 昭和 30 年 8 月 13 日生。55 年 3 月静岡大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月東京電力(株)入社。水力発電設備の保守系統運用業務を経て、系統運用部系統保護グループにおいて系統保護制御システムの開発に従事。現在同グループマネージャ。平成 3 年電気学会論文賞受賞。

小島 康弘 (正員) 昭和 41 年 1 月 10 日生。平成 2 年 3 月大阪大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月三菱電機(株)入社。現在、産業システム研究所にて主として電力系統制御システムおよび計画支援システムの開発に従事。IEEE 会員。

小和田 靖之 (正員) 昭和 40 年 10 月 22 日生。平成 2 年 3 月大阪大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月三菱電機(株)入社。現在、系統変電・交通システム事業所電力系統部において電力系統安定化システムの開発、設計に従事。

押田 秀治 (正員) 昭和 31 年 9 月 13 日生。56 年 3 月成蹊大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月三菱電機(株)入社。現在、系統変電・交通システム事業所電力系統部において電力系統安定化システムの開発、設計に従事。工学博士。平成 3 年電気学会論文賞受賞。

合田 忠弘 (正員) 昭和 22 年 8 月 10 日生。48 年 3 月大阪大学大学院工学研究科修士課程修了。同年 4 月三菱電機(株)入社。平成 7 年 10 月まで制御製作所において電力系統の制御・保護装置の開発に従事。現在、系統変電・交通システム事業所電力系統技術部勤務。平成 3 年電気学会論文賞受賞。