エネルギー関数と臨界故障除去時間を用いた 過渡安定度予防制御手法

学生員 高田 大 正員 岩本 伸一 (早稲田大学)

正員 永田 真幸 正員 田中和 幸 (電力中央研究所)

Transient Stability Preventive Control Using Energy Function and Critical Clearing Time
Hiroshi Takada, Student Member Shinichi Iwamoto, Member (Waseda University)
Masaki Nagata, Member Kazuyuki Tanaka, Member (CRIEPI)

As the electric power demand increases, power systems become larger and more complex. The dependence of industries on electric power is increasing. And the influence of outages in power systems is becoming more crucial. Therefore preventive control is desired in power system operations. In this paper, we propose a generation rescheduling method to solve the problem. First, when the output of the j -th generator is increased we compute the kinetic energy change at the fault clearing time through Taylor series expansion. Using the information we decide the ratio of the rescheduling. Second, we reschedule generation using the linearity relationship between the critical clearing time and the generator output on the faulted bus for the critical contingency. Then the generation rescheduling is implemented. The proposed method is demonstrated using a sample 9 machine 20 bus system.

キーワード：電力系統，過渡安定度，予防制御，運動エネルギー，テイラー級数展開，想定事故計算

1. はじめに

近年の電力需要の増大に伴い、電力系統はますます大規模で複雑なものになってきている。また、社会全体の電力への依存度はますます高くなってきているので、電力の供給に支障が生じたときの社会的、あるいは経済的な影響も一層大きくなってきている。したがって、電力系統の運用状態を把握し、安定に運用していくことはますます重要になってきており、供給信頼度を保つためには平常時の予防制御が重要となってくる。平常時に行われる予防制御においては、ある程度の外乱が発生しても系統が安定であるように、あらかじめ系統を安定側に移行させておくことが必要である。

過渡安定度を対象とした予防制御においては、系統が想定事故に対してどのくらい安定であるかを見分けることは難しいことであり、オンラインで実行するためには計算時間がかかり、その重要性にもかかわらず、まだ実系統に適用された例はほとんどない。しかし、近年、エネルギー関数に基づく指標として、故障除去時の運動エネルギーと臨界故障除去時のその大きさとの差による指標^[1]や AE 値と呼ばれる加速エネルギーの発電機間アンバランス分を示す

指標^[2]を用いた手法、あるいはコヒーレンシーに基づく指標^[3]を用いた手法が提案されてきている。また、パターン認識による手法^{[4][5]}や非線形計画法手法^[6]なども提案されてきている。

また、発電機の内部状態を表す動揺方程式は微分方程式で表されるので、発電機の内部状態はテイラー展開を用いることで近似することができる^[7]。このテイラー展開をエネルギー関数に適用し、高速に過渡安定度判定する手法なども提案されている^[8]。

本稿では文献[3]で提案されたコヒーレンシーに基づく指標を用いて想定事故スクリーニングを行い、不安定になる想定事故がある場合には、予防制御として発電機出力の配分を行う。この時に、最も厳しい想定事故の事故母線にある発電機の出力と CCT (critical clearing time : 臨界故障除去時間) の間にほぼ線形性があることを利用し^[9]、どの程度まで出力を減少させれば目標とする故障除去時間に対して安定にできるかを決定することを提案する。また、各発電機の出力の配分量は事故除去時の運動エネルギーが発電機の出力変化に伴いどのように変化するかを計算することで決定することを提案する。また、高速に計算を行うために、テイラー展開をこの手法に適用することを提案する。

2. 電力系統モデル

同期平衡の概念より角中心を定義すると、古典モデルにおける発電機の動揺方程式は次のように表される。ただし、ダンピングを無視する。

$$\dot{\theta}_i = \hat{\omega}_i \quad (1)$$

$$\dot{\hat{\omega}}_i = \frac{\omega_0}{M_i} \left[Pm_i - Pe_i - \frac{M_i}{M_T} P_{COA} \right] \quad (2)$$

ただし、 $P_{COA} = \sum_{j=1}^n (Pm_j - Pe_j)$ 、 $M_T = \sum_{i=1}^n M_i$ であり、

θ_i : 角中心系における発電機内部位相角

$\hat{\omega}_i$: 角中心系における角速度

M_i : 慣性定数

Pm_i : 機械的入力 Pe_i : 電氣的出力

n : 発電機数

である。

3. テイラー級数展開による近似^[7]

角中心系における事故中の i 番目の発電機の内部位相角と角速度は次のようなテイラー級数展開によって近似して、表現することができる。

$$\theta_i(t) = \theta_i(0) + \theta_i^{(1)}t + \theta_i^{(2)}\frac{t^2}{2!} + \theta_i^{(3)}\frac{t^3}{3!} + \dots \quad (3)$$

$$\hat{\omega}_i(t) = \hat{\omega}_i^{(1)} + \hat{\omega}_i^{(2)}t + \hat{\omega}_i^{(3)}\frac{t^2}{2!} + \hat{\omega}_i^{(4)}\frac{t^3}{3!} + \dots$$

$\theta(0)$ は事故前の内部位相角であり、 $\theta^{(m)}$: $m=1,2,3,\dots$ は事故中の系統パラメータを使って、 $t=0$ において計算された内部位相角の m 階微分である。 $t=tcl$ において事故除去されたならば、事故除去後の i 番目の発電機の内部位相角と角速度は次の級数で表現される。

$$\theta_i(t_1) = a_{i0} + a_{i1}t_1 + a_{i2}t_1^2 + a_{i3}t_1^3 + \dots \quad (4)$$

$$\hat{\omega}_i(t_1) = a_{i1} + 2a_{i2}t_1 + 3a_{i3}t_1^2 + 4a_{i4}t_1^3 + \dots$$

ただし、 $a_{i0} = \theta_i(tcl)$ 、 $a_{i1} = \hat{\omega}_i(tcl)$ 、 $a_{im} = \theta_i^{(m)} / m!$: $m=2,3,\dots$ 、 $t_1=t-tcl$ 、であり、係数 a は $t=tcl$ において、事故除去後の系統パラメータを使って計算されたものである。また、(4)式の係数 a_{i0} と a_{i1} はそれぞれ事故除去した瞬間の角度と速度であり、(3)式の t に tcl を代入することによって得られる。

また、このテイラー展開による近似の精度を上げるためには、より高次の近似を行うよりも、事故除去後に(4)式と同様な係数の更新を(5)式のように行うほうが良い。

$$\theta_i(t_2) = b_{i0} + b_{i1}t_2 + b_{i2}t_2^2 + b_{i3}t_2^3 + \dots \quad (5)$$

$$\hat{\omega}_i(t_2) = b_{i1} + 2b_{i2}t_2 + 3b_{i3}t_2^2 + 4b_{i4}t_2^3 + \dots$$

ただし、 $b_{i0} = \theta_i(tnew_n)$ 、 $b_{i1} = \hat{\omega}_i(tnew_n)$ 、 $b_{im} = \theta_i^{(m)} / m!$:

$m=2,3,\dots$ 、 $t_2=t-tnew_n$ であり、係数 b は $t=tnew_n$ において計算されたものである。ここで、 $tnew_n$ は n 回目の係数更新を行った時間のことである。また、(5)式の係数 b_{i0} と b_{i1} は(4)式(2回目以降の係数更新の時には(5)式の t に $tnew_n$ を代入することによって得られる。

4. コヒーレンシーに基づく指標^[3]

電力系統は大規模で複雑なシステムである。したがって、考えられる想定事故の数は膨大な数になる。したがって、全ての想定事故に対して過渡安定度計算により、詳細に安定判別を行っていたのでは時間がかかりすぎてしまう。そこで、詳細に安定判別を行った方が良いと考えられる不安定となりそうな厳しい想定事故を高速に選択することのできるスクリーニング手法が必要であると言える。そこで、本稿では想定事故スクリーニングを行うために、文献[3]で提案された(6)式で表されるような指標 PI を用いる。この指標は角中心系において、安定な場合、それぞれの発電機の内部位相角は角中心とともに動き、不安定な場合には角中心から離れていくというコヒーレンシーの概念に基づくものである。

$$PI = \begin{cases} \text{MAX}\{\theta_i\} & (\text{stable case}) \\ t_{180} & (\text{unstable case}) \end{cases} \quad \text{first swing} \quad (6)$$

本稿では想定事故として、発電機至近端における三相地絡事故、事故除去時間 $t=tcl$ における2回線中1回線開放を考える。この事故除去時間 tcl をどのような値に設定するかによってどのレベルの想定事故を予防制御の対象とすることを決定することができる。基本的には、遮断器の実際の動作時間よりもやや大きめの値に設定するものとする。

(6)式において、 MAX は全ての発電機の内部位相角の中の最大を意味する。したがって、安定な場合には全ての発電機の内部位相角の中で、最大となったものの値を用いる。また、1つでも発電機の内部位相角が 180° に達するものがあつた場合には、角中心系においては不安定と判定することができ、そのような場合には、最初に内部位相角が 180° に達した時間 t_{180} を用いる。したがって、安定な場合には、 PI の値が大きければ大きいほど、その想定事故は厳しいものであり、不安定な場合には、 PI の値が小さければ小さいほど、想定事故は厳しいということになる。ただし、この指標で判別できるのは第1波脱調だけである。

本稿では、この指標 PI の計算はテイラー級数展開による近似を用いて行うことを提案する。テイラー級数展開を用いると、(5)式のように事故除去後の発電機の内部位相角と

角速度を表せるので、指標 PI の値を得るためには $t=new_n$ において、全ての発電機について、(7)式と(8)式の 2 つの方程式を解けば良いことになる。ただし、 $tnew_1=tcl$ として考えるものとする。

$$\dot{\omega}_i(t) = 0 \quad (7)$$

$$\theta_i(t) = \pi(180^\circ) \quad (8)$$

(7)式の解が $tnew_n < t < tnew_{n+1}$ の範囲に存在すれば、その時に内部位相角は極値をとるので、その解を(5)式に代入して、内部位相角の極値を計算する。この極値の中で最大のものが指標 PI の値となる。全ての発電機に対して、この解が存在すれば安定と判定することができ、その時点で計算は終了させる。

また、(8)式の解が $tnew_n < t < tnew_{n+1}$ の範囲に存在すれば、その時に内部位相角が 180° に達するので、その解が指標 PI の値となる。複数の発電機に対して解が存在する時には、その中で最小のものが指標 PI の値となる。すなわち、この解が存在すれば不安定と判定することができ、その時点で計算は終了させる。

5. 発電機出力配分による予防制御

想定事故スクリーニングの結果より、最も厳しい想定事故が設定した故障除去時間に対して、不安定になる場合には、その想定事故において、事故母線の発電機から開放する線路に流れ込む潮流が多いためであると考え、その時の事故母線の発電機の出力を減少させる。他の発電機に関しては、安定群と不安定群に分け、それぞれ出力配分量を決定するものとする。

図に示すと、図 1 のようになる。母線 cr における事故が最も厳しい想定事故とすると、 G_{cr} の出力は減少させる。そして、 G_j については、安定群と不安定群に分類し、それぞれの出力変化を定めるものとする。この時、需給のバランスを保つために、出力の減少分と同じ大きさだけ出力を増加させなければならない。

図 1 発電機出力配分

Fig.1 Generation Rescheduling

6. 提案法

本稿では、運動エネルギーの変化量による発電機出力の配分手法を提案する。

文献[3]では、発電機出力に対するクリティカルな発電機の内部位相角の感度により、発電機出力の再配分を行っている。つまり、ひとつひとつの発電機の出力がクリティカルな発電機の内部位相角に対してどのような影響を及ぼすかということに着目している。それに対し、本稿では、 Vk_{bus} という値を用いることにより発電機出力の再配分を行う。この Vk_{bus} の値は各発電機の角速度より運動エネルギーを計算し、その総和をとるので、想定事故が与えるすべての発電機への影響を考慮できる。

はじめに、事故除去時、すなわち $t=tcl$ の時の運動エネルギーの値 Vk_{bus} を(9)式のように計算する。 Vk_{bus} は事故中に蓄えられる運動エネルギーであるので、この値が各想定事故において小さくなれば安定になる。

$$Vk_{bus} = \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} M_i \dot{\omega}_i(tcl)^2 \quad (9)$$

ここで、 bus は地絡の起きた母線の番号であり、 n は系統内の発電機の数である。

想定事故スクリーニングの結果により、不安定と判定された全ての想定事故について Vk_{bus} を計算する。ただし、同じ母線における地絡事故であれば、開放する線路が異なってもこの値は同じになるので、事故母線が異なる想定事故に対してだけ計算するものとする。

次に、最も厳しい想定事故において事故母線にある発電機の出力を $0.01[p.u.]$ 下げ、その減少分だけ j 番目の発電機の出力を増加させる。ただし、 j 番目の発電機の母線をスラック母線にすることで出力を計算する。この時の j 番目の発電機の出力の変化量に対する運動エネルギーの変化量の割合を ΔVk_{busj} とし、(10)式のように表す。

$$\Delta Vk_{busj} = \frac{Vk_{bus} \text{ の変化量}}{j \text{ 番目の発電機の出力の変化量}} \quad (10)$$

この値が全ての不安定想定事故に対して負になれば、 j 番目の発電機の出力を増加させても、事故除去時の運動エネルギーは減少するので、安定群とする。また、正になるものがある場合には、 j 番目の発電機の出力を増加させると、事故除去時の運動エネルギーが増加するので、不安定群とする。この値によって、出力の配分の割合を決定することを提案する。また、この値は先に述べたように、テイラー級数展開により発電機の角速度は近似できることを利用し、(3)式に $t=tcl$ を代入することで、 $t=tcl$ の時の角速度を計算し、算出するものとする。

不安定群の発電機出力の変化量 ΔPe_j は次のように定める。ただし、 ΔPe_j は最も厳しい想定事故における事故母線にある発電機の出力の減少分とする。

(a)最も厳しい想定事故において、 $\Delta V_{k_{crj}}$ の値が正となった発電機は(11)式のように出力を減少させる。 $\Delta V_{k_{crj}}$ は最も厳しい(critical)な事故における値である。

$$\Delta Pe_j = - \frac{\Delta V_{k_{crj}}}{\sum_{l \in A} \Delta V_{k_{cr l}}} \Delta Pe_f \quad (11)$$

(b)最も厳しい想定事故において、 $\Delta V_{k_{crj}}$ の値は負となり、それ以外の想定事故において、 $\Delta V_{k_{busj}}$ の値が正となった発電機は(12)式のように出力を減少させる。ただし、その想定事故において $\Delta V_{k_{busj}}$ の値が最大となった発電機だけ出力は減少させるものとし、他の発電機は出力を変化させないものとする。これは、最も厳しい想定事故においては、 $\Delta V_{k_{crj}}$ の値は負となっていたのであるから、これらの発電機の出力を減少させすぎると、最も厳しい想定事故を安定にする妨げになるからである。また、多くの発電機出力を変化させてしまうと新しく不安定となる想定事故が出てしまうので、できるだけ元の系統状態を変化させずに安定度を改善することにする。

$$\Delta Pe_j = \left(\frac{V_{k_{bus}}}{V_{k_{cr}}} \right)^2 \Delta Pe_f \quad (12)$$

ただし、 $V_{k_{cr}}$ は最も厳しい事故における値である。

(12)式において、2乗としているのは、最も厳しい想定事故の出力の減少分を大きくし、最も厳しい想定事故を安定にすることを最大の目標とするためである。

また、安定群の発電機出力変化量 ΔPe_j は(13)式のように定める。

$$\Delta Pe_j = - \frac{\Delta V_{k_{crj}}}{\sum_{l \in A} \Delta V_{k_{cr l}}} \times (\text{減少分の総和}), j \in A \quad (13)$$

A は安定群の発電機であり、(13)式にある減少分の総和とは、最も厳しい想定事故における事故母線にある発電機の出力の減少分と不安定群の発電機の出力の減少分の和のことである。

したがって、 ΔPe_f の大きさを決定すれば、全ての発電機の出力を決定できることになる。その大きさはCCT(critical clearing time: 臨界故障除去時間)と最も厳しい発電機の出力 Pe_f の間に線形性があることを用い、対象としている想定事故において目標とするCCTを設定し、それを達成できるように ΔPe_f を推定し、決定することにする。実際には、線形性等の誤差も考慮して数%の余裕を考えることにする。

ただし、 ΔPe_f を推定するために Pe_f とCCTの関係を計算する際にはテイラー級数展開は用いないこととする。それは、テイラー級数展開を用いることで内部位相角の波形を近似することはできるが、CCTを正確に算出することは難しいからである。

ここですべての不安定想定事故に対して、常に安定となる発電機が存在するという保証はない。しかし、安定群の発電機が存在しないということになれば、発電機出力を増

加させることのできる発電機がなくなってしまう、発電機出力の再配分ができないことになってしまう。よって、そのような場合には、厳しい事故から順に考えていって安定群が存在するところまでしか予防制御の対象としないこととする。また、出力を増加させる発電機がなくなってしまうといった場合には、目標としているCCTをその系統では達成できないと考えなくてはならない。

7. シミュレーション

シミュレーションには、図2のような9機20母線系統^[10]を用いる。また、表1に発電機定数を、表2には初期状態での発電機出力を示す。発電機は(1)式、(2)式からなる古典モデルで表される。

図2 9機20母線系統

Fig.2 9 machine 20 bus system

G1とG2は初期状態において定格出力で運転されているので、出力は変化させないものとする。出力の配分は残りのG3～G9の7つの発電機で行うものとする。

表1 発電機定数(マシンベース値)

Table 1 Generator Constants(machine base)

発電機	容量[MVA]	M [p.u.]	x'_d [p.u.]
G1	11111.11	6.0	0.32
G2	11111.11	6.0	0.32
G3	5555.55	6.0	0.32
G4	555.55	6.0	0.32
G5	1666.66	6.0	0.32
G6	555.55	6.0	0.32
G7	555.55	6.0	0.32
G8	555.55	6.0	0.32
G9	1666.66	6.0	0.32

表 2 発電機出力(1000MVA ベース)

Table 2 Generation(1000MVA base)

発電機	出力[p.u.]	発電機	出力[p.u.]
G1	10.0	G6	0.42
G2	10.0	G7	0.42
G3	4.34	G8	0.42
G4	0.42	G9	1.25
G5	1.25	-	-

7.1 テイラー級数展開による近似波形

3.で述べたテイラー級数展開によって近似した内部位相角の波形を図3と図4に示す。シミュレーションケースは⑤における3相地絡事故で、図3は故障除去時間 $t_{cl}=0.17[\text{sec}]$ であり、図4は $t_{cl}=0.20[\text{sec}]$ である。図3が安定な場合であり、図4が不安定な場合である。ここでは、G3、G5、G9の3つの波形を示してある。

図3 $t_{cl}=0.17[\text{sec}]$ の波形(安定)

Fig.3 Rotor Angle Through Taylor Series Expansion (Stable Case)

図4 $t_{cl}=0.20[\text{sec}]$ の波形(不安定)

Fig.4 Rotor Angle Through Taylor Series Expansion (Unstable Case)

実線で示してある波形は(1)式と(2)式の動揺方程式を、 $0.01[\text{sec}]$ 刻みの4次のルンゲクッタ法を用いて解いた波形である。

テイラー級数展開による波形は、得られた級数に $0.01[\text{sec}]$ 毎に値を代入し、プロットしたものである。この時、係数更新は事故除去後 $0.05[\text{sec}]$ 後、その後 $0.20[\text{sec}]$ 毎に行っている。また、内部位相角は3次までの近似、角速度は2次までの近似としている。

このように、事故除去後 $0.20[\text{sec}]$ 毎に係数更新をすれば第一波に関しては、その時の内部位相角の様子に分かるくらいまでは近似できることが分かる。系統状態が変化した後には再びシミュレーションを行う場合には、係数の更新を再度行う。

7.2 指標PIによる想定事故スクリーニング

想定事故として、図2における①～⑪の11ヶ所での発電機至近端3相地絡、 $t=t_{cl}$ における2回線中1回線開放を考える。指標PIを用いた想定事故スクリーニング結果を表3に示す。ただし、故障除去時間は $t_{cl}=0.20[\text{sec}]$ としている。また、このときの指標PIの計算には、事故除去後 $0.05[\text{sec}]$ 後、その後 $0.15[\text{sec}]$ 毎に係数更新を行ったテイラー級数展開による近似を用いた。また、内部位相角は3次までの近似、角速度は2次までの近似としている。

表3においてCCTは試行錯誤的に求めたものであり、指標PIによるランク付けが正確であるかどうかを確かめるための基準としてだけ用いている。よって、必ずしもCCTをここで算出する必要はない。

表3 スクリーニング結果(初期状態)

Table 3 Screening Result(Initial Condition)

	事故点	開放	PI[deg]	CCT[sec]
1	⑤	16	15	0.72[sec]
2	⑥	16	17	0.94[sec]
3	⑪	20	13	0.98[sec]
4	④	15	16	107.71
5	②	15	14	101.71
6	⑩	20	19	98.78
7	③	15	19	96.49
8	⑨	19	20	91.14
9	⑦	19	18	86.08
10	⑧	19	15	85.91
11	①	12	13	40.59

表3より、CCTによる厳しさと、スクリーニング結果による安定度結果はほぼ一致しているので、指標PIを用いることにより精度の高いスクリーニングがされていると言える。また、事故点⑤と⑥と⑪における事故では、内部位相角が 180° に達したものがあつた為に、不安定と判定されてい

る。したがって、これらの想定事故に対しても、安定にできるような発電機出力の配分を考える。

なお、テイラー級数展開による近似を行うことにより、図2における11の想定事故点におけるスクリーニングは、従来法に比べ約1/3の時間で実行することができた。

7.3 運動エネルギーの変化量による出力の配分

表3の結果より、事故点⑤と⑥と⑪における想定事故が不安定と判定されていることが分かる。すなわち、母線16と母線20における事故が不安定と判定されている。したがって、この母線に地絡事故が起きた時の運動エネルギーの変化量 ΔV_{k16j} と ΔV_{k20j} を、事故除去後0.05[sec]後、その後0.15[sec]毎に係数更新を行ったテイラー級数展開による近似を用いて計算する。内部位相角は3次までの近似、角速度は2次までの近似としている。ここでは、⑤における想定事故が最も厳しいので、母線16にある発電機G5とG6の出力を減少させるものとする。このように1つの母線に2つの発電機がある場合には、出力の減少分は容量比で与えるものとする。つまり、 $\Delta P_{e5} : \Delta P_{e6} = C_5 : C_6$ とする。また、 ΔV_{k16j} と ΔV_{k20j} はG5とG6の減少分(ΔP_{e5} と ΔP_{e6})の和が0.01[p.u.]となるようにして、(10)式より計算するものとする。

表4に ΔV_{k16j} と ΔV_{k20j} の値を示す。この結果より、G3は ΔV_{k16j} と ΔV_{k20j} ともに負となったので安定群とする。G4、G7、G8、G9は ΔV_{k16j} は負になったが、 ΔV_{k20j} は正になったので不安定群とする。ただし、4つの発電機の中で、 ΔV_{k20j} が最大となったG8のみ出力は減少させ、G4、G7、G9は出力変化させないものとする。

表4 ΔV_{k16j} と ΔV_{k20j} の値
Table 4 Value of ΔV_{k16j} and ΔV_{k20j}

発電機	ΔV_{k16j}	ΔV_{k20j}	分類
G3	-591.27	-136.66	安定群
G4	-414.27	18.87	不安定群 (出力変化なし)
G7	-465.56	118.78	不安定群 (出力変化なし)
G8	-542.24	464.63	不安定群 (出力減少)
G9	-541.58	454.24	不安定群 (出力変化なし)

$$V_{k16}=576.10, V_{k20}=563.16$$

例として、 P_{e5} を1.15[p.u.]に減少させた時の他の発電機の出力の計算を以下に示す。G3は(13)式により出力の増加分を計算する。G8は(12)式により出力の減少分を計算し、G4、G7、G9は出力を変化させないものとする。また、 ΔP_{e7} はG5とG6の出力変化の和とする。

$$\Delta P_{e5} = -0.10[p.u.]$$

$$\Delta P_{e6} = \frac{C_6}{C_5} \times \Delta P_{e5} = \frac{555.55}{1666.66} \times -0.10 = -0.033[p.u.]$$

$$\rightarrow P_{e6} = 0.42 - 0.033 = 0.387[p.u.]$$

$$\Delta P_{e7} = \Delta P_{e5} + \Delta P_{e6} = (-0.10) + (-0.033) = -0.133[p.u.]$$

$$\Delta P_{e8} = \left(\frac{V_{k20}}{V_{k16}} \right)^2 \times \Delta P_{e7} = \left(\frac{563.16}{576.10} \right)^2 \times 0.133 = -0.127[p.u.]$$

$$\rightarrow P_{e8} = 0.42 - 0.127 = 0.293[p.u.]$$

$$\Delta P_{e4} = 0.0[p.u.] \rightarrow P_{e4} = 0.42[p.u.]$$

$$\Delta P_{e7} = 0.0[p.u.] \rightarrow P_{e7} = 0.42[p.u.]$$

$$\Delta P_{e9} = 0.0[p.u.] \rightarrow P_{e9} = 1.25[p.u.]$$

$$(\text{減少分の総和}) = (-0.133) + (-0.127) = -0.260[p.u.]$$

$$\sum_{i \in A} \Delta V_{k16i} = -591.27$$

$$\begin{aligned} \Delta P_{e3} &= -\frac{\Delta V_{k163}}{\sum_{i \in A} \Delta V_{k16i}} \times (\text{減少分の総和}) \\ &= -\frac{591.27}{-591.27} \times -0.260 = 0.260[p.u.] \end{aligned}$$

$$\rightarrow P_{e3} = 4.344 + 0.260 = 4.604[p.u.]$$

以上のように計算される。ただし、G3はスラック母線にある発電機なので、その他の発電機の値を用いて、再度潮流計算を行い、その結果により決定される。その結果は $P_{e3}=4.601[p.u.]$ となる。

図5に P_{e5} を0.05[p.u.]ずつ減少させた時のCCTと P_{e5} の関係を示す。CCTは各出力において、試行錯誤的に求めたものである。

図5 P_{e5} とCCTの関係

Fig.5 Relationship P_{e5} and CCT

図5の結果より、 P_{e5} とCCTの間にはほぼ線形関係があることが分かる。この線形性を用いて、 $CCT=tc/(0.20[\text{sec}])$ となる時の発電機出力の値を推定する。つまり、初期状態におけるCCTと任意の P_{e5} におけるCCTを求め、その2点を直線で結び、その推定直線から $CCT=tc/(0.20[\text{sec}])$ とな

る時の Pe_5 を求めるということである。

ここでは、 $Pe_5=1.25[p.u.]$ (初期状態)と出力約 10%減の $Pe_5=1.15[p.u.]$ の 2 点において CCT を算出した。その結果は、それぞれ $0.18[sec]$ と $0.21[sec]$ となった。したがって、2 点を結ぶ直線は図 6 のようになり、 $CCT=tcl(0.20[sec])$ となるのは、臨界値として $Pe_5=1.18[p.u.]$ と求まる。実際に予防制御を行う場合は線形性等の誤差も考慮し、例えば $0.02[p.u.]$ の余裕をとり、 $Pe_5=1.16[p.u.]$ とする。このときの出力変化を表 5 に示す。

図 6 発電機出力の推定

Fig.6 Estimation of generation

表 5 出力配分の結果

Table 5 Rescheduling Result

発電機	配分前 出力[p.u.]	配分後 出力[p.u.]	変化量 [p.u.]
G3	4.34	4.57	+0.23
G4	0.42	0.42	± 0
G5	1.25	1.16	-0.09
G6	0.42	0.39	-0.03
G7	0.42	0.42	± 0
G8	0.42	0.31	-0.11
G9	1.25	1.25	± 0
$\sum_{i=3}^9 \Delta Pe_i $	-	-	0.36

表 5 のように出力を変化させ、想定事故スクリーニングを行った結果が表 6 である。表 6 の結果より、すべての想定事故に対して安定になったことが分かる。

また、発電機モデルを AVR、ガバナを考慮した詳細なモデル^[11]に変えて想定事故スクリーニングを行うと表 7 のような結果となった。ただし、ここではテイラー級数展開を用いた計算は行っていない。表 7 より、この例ではすべての想定事故に対して表 6 と同等な結果が得られたことが分かる。実際には、発電機出力配分を行う前にオフライン状態で、古典モデルと詳細モデルによるシミュレーションの

差を予め把握し、前もってチューニングを行えば、本提案手法は有効に利用できると考えられる。

表 6 スクリーニング結果(配分後)

Table 6 Screening Result(After Rescheduling)

	事故点	開放		$PI[deg]$	$CCT[sec]$
1	⑤	16	15	115.48	0.21
2	⑥	16	17	104.45	0.21
3	⑪	20	13	97.67	0.22
4	④	15	16	86.01	0.25
5	②	15	14	83.34	0.25
6	⑩	20	19	82.19	0.23
7	③	15	19	78.73	0.25
8	⑨	19	20	76.47	0.27
9	⑧	19	15	75.59	0.28
10	⑦	19	18	75.41	0.28
11	①	12	13	47.72	0.30

表 7 スクリーニング結果(配分後・詳細モデル)

Table 7 Screening Result(After Rescheduling·detailed model)

	事故点	開放		$PI[deg]$	$CCT[sec]$
1	⑤	16	15	134.38	0.20
2	⑥	16	17	115.68	0.20
3	⑪	20	13	93.82	0.21
4	⑩	20	19	88.78	0.22
5	④	15	16	78.91	0.25
6	②	15	14	79.92	0.25
7	③	15	19	79.32	0.25
8	⑨	19	20	78.23	0.27
9	⑧	19	15	77.12	0.27
10	⑦	19	18	76.87	0.28
11	①	12	13	49.24	0.29

8. 結論

本稿では、過渡安定度予防制御として、発電機出力の配分量の決定手法について提案した。

提案した手法は、最も厳しいと判定された想定事故の事故母線にある出力を一定量減少させ、その減少分だけ j 番目の発電機の出力を増加させた時の事故除去時の運動エネルギーの変化量を算出する。この値から不安定想定事故に対して、発電機出力の変化が与える影響を考慮し、発電機を安定群と不安定群に分類する。そして、この値により出力の配分量を決定し、事故母線にある発電機と CCT の間に線形関係があることを用いて、任意の CCT となるように、発電機出力の変化量を決定するものである。また、テイラー展開により発電機の内部状態を近似できることを示し、テイラー展開を適用してシミュレーションを行った。

シミュレーションは9機20母線系統を用いて行い、提案法により、考慮している全ての想定事故に対して安定にできることを示した。

本稿では、CCTは試行錯誤的に求めたが、例えば、文献[12]にあるようなエネルギー関数法を用いて求めることもできる。過渡安定度解析においてはCCTの算出は重要な問題である。しかし、近年、計算機の性能が向上していることや、エネルギー関数法や縮約一機系(SIME)を用いた手法[13]などのCCTを高速に算出する手法が提案されてきているので、2つの運転状態のCCTから制御量を算出する提案法は有効なものであると考えられる。

最後に、本論文作成にあたり多大なご協力をいただいた早稲田大学大学院の加藤義之氏に感謝致します。

(平成12年3月24日受付、同12年10月5日再受付)

文 献

- [1] 北, 西谷, 長谷川:「エネルギー関数法に基づいた電力系統のオンライン過渡安定度予防制御手法」電学論B、110巻9号、平成2年
- [2] 田村, 鈴木, 杉浦, 小岩, 佐藤, 小俣, 古谷:「予防制御における過渡安定度判定のスクリーニング手法と制御量算出法」電気学会研究会、PE-86-46
- [3] Wenping Li, Anjan Bose:「A Coherency Based Rescheduling Method for Dynamic Security」IEEE Trans. on Power System, vol.13, No.3, August 1998
- [4] 山城, 奈良, 小池:「パターン認識による電力系統のセキュリティ予防制御」電学論B、105巻1号、昭和60年
- [5] 北, 水野, 西谷, 長谷川:「パターン認識に基づく過渡安定度評価を用いた電力系統の動的予防制御手法」電学論B、111巻6号、平成3年
- [6] M.La Scala, M.Trovato, C.Antonelli:「ON-LINE DYNAMIC PREVENTIVE CONTROL: AN ALGORITHM FOR TRANSIENT SECURITY DISPATCH」IEEE Trans. on Power System, vol.13, No.2, May 1998
- [7] M.H.Haque, A.H.M.A.Rahim:「Determination of first stability limit of multimachine power systems through Taylor series expansions」IEEE Proc., vol.136, Pt.C, No.6, November 1989
- [8] 古谷, 岩本:「テイラー展開とエネルギー関数による高速過渡安定度判定法」電学論B、105巻6号、昭和60年
- [9] 炭田, 岩本, 田中, 永田:「安定度・送電限界評価及びエネルギー関数に関する一考察」電気学会研究会、PE-98-90
- [10] 電気共同研究「電力系統の安定度」第34巻 第5号
- [11] 関根泰次:「電力系統過渡解析理論」、オーム社、1984

[12] 岩本:「エネルギー関数法による過渡安定度問題の一つの定式化と解法」電学論B、105巻10号、昭和60年

[13] Zhang, Y., Wehenkel, L. Pavella, M.Y. Zhang, et al:「SIME: a comprehensive approach to fast transient」Transactions of the Institute of Electrical Engineers of Japan, Part B Vol: 118-B Iss: 2 p. 127-32

高 田 大 (学生員) 1976年2月5日生。

1998年 早稲田大学理工学部電気電子情報工学科卒業。

2000年 早稲田大学大学院修士課程修了。主に、過渡安定度計算、過渡安定度予防制御に関する研究に従事。2000年4月より東北電力株式会社に勤務。

岩 本 伸 一 (正員) 1948年1月25日生。

1971年 早稲田大学卒業。1974年 アメリカ Clarkson 大学大学院修士課程修了。1975年 早稲田大学大学院修士課程修了。1978年 同博士課程修了。同年 東海大学専任講師。1981年 同助教授。1982年 早稲田大学助教授。1986年 同教授。現在に至る。1986年電気学会論文委員会主査(電力エネルギー部門)。1990年～1992年電気学会編集理事。1988年 カナダ Waterloo 大学客員教授。1992年～1993年 アメリカ Washington 大学客員教授。工学博士。主に、電力潮流計算、電力自由化、電圧安定度、過渡安定度、先端技術応用に関する研究に従事。

永 田 真 幸 (正員) 1968年11月30日生。

1991年3月東京大学工学部電気工学科卒業。1996年3月同大学大学院工学系研究科博士課程修了。博士(工学)。同年4月(財)電力中央研究所入所。現在に至る。主に電力系統の解析に関する研究に従事。

田 中 和 幸 (正員) 1951年12月30日生。

1976年3月九州大学大学院修士課程(電気工学)修了。同年4月電力中央研究所入所。主として電力系統の計画・運用・解析に関する研究に従事。1981年8月～1982年9月米国テキサス大学客員研究員。1991年10月～1992年7月九州工業大学客員教授。工学博士。