制御系を考慮したエネルギー関数による臨界故障除去時間評価法

学生員 小野 貴史* 正員 岩本 伸一 正員 永田 真幸 正員 田中 和幸
 (早稲田大学) (早稲田大学) (電力中央研究所) (電力中央研究所)

Critical Clearing Time Assessment via Energy Function considering Controllers

Takashi Ono, Student Member Shinichi Iwamoto, Member Masaki Nagata, Member Kazuyuki Tanaka, Member
 (Waseda University) (Waseda University) (CRIEPI) (CRIEPI)

Transient stability analysis is more difficult and of great importance because the power system becomes larger and larger. Therefore, accurate stability to contingency faults is demanded in power system planning and operation. The energy function method, which is one of the methods for transient stability assessment, can search the stability limit by one simulation. This method has an advantage of obtaining the result at high speed, but there are faults that enough accuracy is not obtained if this method is applied to general power systems. However, when generators are assumed as the classical model, the energy function method is available to first swing stability. Therefore, there is a problem of improving accuracy in the analysis for power systems that include controllers such as AVR and Governor.

In this paper, we consider the problems that occur when the energy function method with the classical model is applied to a more detailed generator model that includes controllers. It is pointed out that the cause of the inaccuracy comes from changes of internal voltages. Because the internal voltage is affected by AVR's action, an analytical technique is proposed for the treatment of the internal voltage. Moreover, it is proposed that the obtained first critical clearing time be revalued to obtain a more accurate critical clearing time.

キーワード：過渡安定度、エネルギー関数、制御器、臨界故障除去時間、2反作用モデル

1. はじめに

系統規模の拡大に伴って過渡安定度解析はますます困難の度合いを深めており、系統の計画、運用に際して、想定された事故に対する正確な安定度が求められている。過渡安定度解析は、発電機動揺方程式を数値積分し、発電機内部位相角の動揺の様子を見ることによって安定不安定を判別することができるが、刻々と変化する電力系統において、故障除去時間をいろいろに変えて試行錯誤的に安定限界を求めることは、非常に労力を必要とする作業であり、また、1回のシミュレーションで膨大な計算時間がかかるので、この方法では大変効率が悪い。したがって、オンラインでの解析を考える場合などのように高速な演算が要求されるときには、1度動揺方程式を解くだけで安定限界を求めることのできるエネルギー関数法を用いることが有効であると考えられる。エネルギー関数は、現在までさまざまな研究が為されてきており^{[1]~[5]}、発電機モデルを古典モデルで仮定した場合の解析ではその有効性が確かめられている。しかし実際の電力系統においては、発電機には発電機端子電圧を一定に保持するためのAVR(自動電圧調整器)やタービンの回転速度を一定値に保つためのGovernor(調速機)、

系統を安定化するための補助励磁装置であるPSSなどが装備されており、負荷においてもさまざまな電圧特性や周波数特性がある。したがって、古典モデルでの解析を制御系を含んだ一般の系統に適用しようとすると、事故後の系統に対する正確なポテンシャルエネルギーが得られず、そのため安定限界は控えめに算出される傾向があり、十分な解析精度が得られないのが現状である。したがって、過渡安定度に対してAVRなどの制御器の効果は無視できないものであり、エネルギー関数による解析においても過渡時の制御系の振る舞いを考慮に入れて解析を行うことが必要である。

そこで本論文では、古典モデルによるエネルギー関数を、制御器を含めた、より詳細な発電機モデルに適用したときの問題点について考え、その原因が内部電圧の変動であることを指摘する。その内部電圧の変動はAVRの動きによって影響をうけるので、そのことを踏まえて内部電圧の扱いについて1つの解析手法を提案する。また、より正確な臨界故障除去時間を求めるため、はじめに求めた臨界故障除去時間に対する再評価を行うことを提案する。そして、提案する手法についてシミュレーションによりその有効性を検証する。

* 平成11年4月より三菱地所(株)に勤務。

2. エネルギー関数法

2.1 理論

古典モデルでのエネルギー関数の理論を以下に概説する(例えば文献[4]参照)。まず発電機の動揺方程式は、同期平衡の概念より各時刻における発電機位相角、角速度の角中心を(1),(2)式のように定義し、角中心からの偏差として新しい変数を(3),(4)式のように定義する。

$$\delta_0 = \frac{1}{M_T} \sum_{i=1}^n M_i \delta_i \quad \dots (1)$$

$$\omega_0 = \frac{1}{M_T} \sum_{i=1}^n M_i \omega_i \quad \dots (2)$$

δ_i : 第 i 番発電機の内部位相角

ω_i : 第 i 番発電機の角速度

M_i : 第 i 番発電機の慣性定数

M_T : 慣性定数の総和

$$\theta_i = \delta_i - \delta_0 : \text{角中心系における内部位相角} \quad \dots (3)$$

$$\hat{\omega}_i = \omega_i - \omega_0 : \text{角中心系における角速度} \quad \dots (4)$$

すると、古典モデルでの発電機の動揺方程式はダンピングを無視すると次のように表される。

$$\dot{\theta}_i = \hat{\omega}_i \quad \dots (5)$$

$$M_i \dot{\hat{\omega}}_i = P m_i - P e_i - \frac{M_i}{M_T} P_{COA} \quad \dots (6)$$

ただし、 $P m_i$: 機械的入力

$$P e_i = \sum_{j=1}^n |V_i| \cdot |V_j| (G_{ij} \cos \delta_{ij} + B_{ij} \sin \delta_{ij}) : \text{電氣的出力}$$

$$P_{COA} = \sum_{j=1}^n P m_j - P e_j : \text{総電力ミスマッチ}$$

$|V_i|$: 第 i 番発電機の内部電圧の大きさ

$Y_{ij} = G_{ij} + jB_{ij}$: 縮小アドミタンス行列

$$\delta_{ij} = \delta_i - \delta_j = \theta_{ij}$$

エネルギー関数は、(6)式の両辺に $\hat{\omega}_i$ をかけて、総和をとって時間 t で積分することにより、次のように表される。

$$\begin{aligned} V = & \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n M_i \hat{\omega}_i^2 \\ & + \sum_{i=1}^n (G_{ii}^P \cdot |V_i|^2 - P m_i) \cdot (\theta_i - \theta_i^S) \quad \dots (7) \\ & + \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n B_{ij}^P \cdot |V_i| \cdot |V_j| (\cos \theta_{ij}^S - \cos \theta_{ij}) \\ & + \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \int_{\theta_i^S + \theta_j^S}^{\theta_i + \theta_j} G_{ij}^P \cdot |V_i| \cdot |V_j| \cos \theta_{ij} d(\theta_i + \theta_j) \end{aligned}$$

$Y_{ij}^P = G_{ij}^P + jB_{ij}^P$: 事故除去後の縮小アドミタンス行列

θ_i^S : 事故除去後の安定平衡点

ただし、(7)式の第4項は解析積分ができないので、次のように台形積分で近似する。

$$\sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \int_{\theta_i^S + \theta_j^S}^{\theta_i + \theta_j} G_{ij}^P \cdot |V_i| \cdot |V_j| \cos \theta_{ij} d(\theta_i + \theta_j) = \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n I_{ij} \dots (8)$$

$$\begin{aligned} I_{ij}^{(m)} = & I_{ij}^{(m-1)} + \frac{1}{2} G_{ij}^P \cdot |V_i| \cdot |V_j| \{ \cos \theta_{ij}^{(m)} + \cos \theta_{ij}^{(m+1)} \} \quad \dots (9) \\ & \times \{ \theta_i^{(m)} + \theta_j^{(m)} - (\theta_i^{(m-1)} + \theta_j^{(m-1)}) \} \end{aligned}$$

2.2 しきい値(臨界エネルギー)の決定方法と概念

エネルギー関数法を用いる際、安定限界である臨界エネルギーを決定する必要があり、この臨界エネルギー値により臨界故障除去時間が求められる。したがって、臨界エネルギーの決定はエネルギー関数の精度を決めるうえで重要なステップである。

臨界エネルギーの決定法としては、Athay 氏等が提案した UEP 法^[2]と垣本氏らが提案した PEBS 法^[3]がある。UEP 法は事故軌道に近い不安定平衡点を求めて、その不安定平衡点におけるポテンシャルエネルギーを臨界エネルギーとする方法であり、PEBS 法は事故継続軌道において最大となるポテンシャルエネルギー値を臨界エネルギーとする方法である。本稿では PEBS 法を一般化した改良垣本法^{[4][5]}を用いるためそのアルゴリズムについて以下に説明する。

Step.1 時々刻々、微分方程式を解くと同時に各エネルギー値を計算する。

Step.2 ポテンシャルエネルギー V_p が最大 (V_p^{MAX}) となったらその値を臨界エネルギー V_{cr} とする。

Step.3 $V_{cr} = V(t)$ となる時刻 t を臨界故障除去時間とする。

図1 臨界故障除去時間(CCT)の算出

Fig.1. Calculation of Critical Clearing Time

この方法は UEP 法と違って、不安定平衡点を計算する必要がないので高速な演算が可能となる。ただし、UEP 法と

PEBS 法は手法は異なるが、両者は本質的に同じ概念に基づくものである。以下にそのことについて述べる。

古典モデルにおけるエネルギー関数の式は(7)式のように表された。この式は運動エネルギー V_K とポテンシャルエネルギー V_P の和として表されており、簡単に表すと、

$$V = \underbrace{\frac{1}{2} \sum_{i=1}^n M_i \dot{\omega}_i^2}_{V_K} - \underbrace{\int \sum_{i=1}^n \left\{ Pm_i - Pe_i(\theta, Y^P) - \frac{M_i}{M_T} P_{COA} \right\} d\theta_i}_{V_P} \cdots (10)$$

となる。簡単のため一機無限大母線系統で考えると、(10)式のポテンシャルエネルギー V_P は図2の斜線部分に関して Pm より上の面積を正、下の面積を負としたときの面積の和を表している。ただし、1機であることから P_{COA} の項は省略する。

図2 一機無限大母線系統における電力相差角曲線
Fig.2. Power-angle curve on One-Machine to Infinite Bus System

改良垣本法ではこのポテンシャルエネルギーが最大となるところが臨界エネルギーであり、図2の矢印で示した部分で最大となる。また、UEP法では故障に対応する不安定平衡点でのポテンシャルエネルギーが臨界エネルギーであり、この場合不安定平衡点は δ'' にあたる。したがってPEBS法とUEP法は、1機無限大母線系統で考えるとまったく同じであり、基本的な概念は同じであるといえる。

3. 2反作用モデルと制御器

発電機のモデルを古典モデルではなく、2反作用モデルを用いて解析することを考える。2反作用モデルの発電機微分方程式は(11)~(14)式のように表される。

$$\frac{d\delta_i}{dt} = \omega_i - \omega_0 \quad \cdots (11)$$

$$\frac{d\omega_i}{dt} = \frac{\omega_0}{M_i} (Pm_i - Pe_i - D_i (\frac{\omega_i - \omega_0}{\omega_0})) \quad \cdots (12)$$

$$\frac{dE'_{qi}}{dt} = (E_{FDi} - E'_{qi} - (x_{di} - x'_{di}) \cdot i_{di}) / T'_{doi} \quad \cdots (13)$$

$$\frac{dE'_{di}}{dt} = -(E'_{di} - (x_{qi} - x'_{qi}) \cdot i_{qi}) / T'_{qoi} \quad \cdots (14)$$

δ_i : 発電機内部位相角	ω_i : 発電機角速度
ω_0 : 定格角速度	E_{FDi} : 界磁電圧
D_i : 制動係数	M_i : 慣性定数
E'_{di} : d 軸背後電圧	E'_{qi} : q 軸背後電圧
T'_{doi} : d 軸開路時定数	T'_{qoi} : q 軸開路時定数
i_{di} : d 軸電機子電流	i_{qi} : q 軸電機子電流
x_{di} : d 軸同期リアクタンス	x_{qi} : q 軸同期リアクタンス
x'_{di} : d 軸過渡リアクタンス	x'_{qi} : q 軸過渡リアクタンス

解析する際に制御器を含める場合には、それらの動特性を微分方程式で表し、(11)~(14)式に加えることによって考慮することができる。動特性を詳細に表現しようとするとき非常に複雑な式になるが、それらを1次遅れの伝達関数として簡単に表すことを考える。1次遅れで表されたAVRとGovernorの微分方程式は次の式ようになる。

$$\frac{dE_{FDi}}{dt} = (K_{Ai}(V_{Si} - V_i) - (E_{FDi} - E_{FDi}(0))) / T_{Ai} \quad \cdots (15)$$

$$\frac{dPm_i}{dt} = (Pm_{Si} - Pm_i - K_{Gi}(\frac{\omega_i - \omega_0}{\omega_0})) / T_{Gi} \quad \cdots (16)$$

Pm_i : 機械的入力	Pm_{Si} : 機械的入力指定値
K_{Ai} : AVR ゲイン	K_{Gi} : Governor ゲイン
T_{Ai} : AVR 時定数	T_{Gi} : Governor 時定数
V_{Si} : 端子電圧指定値	V_i : 端子電圧
$E_{FDi}(0)$: E_{FDi} の初期値	

この(15)、(16)式を発電機の微分方程式と同時に解くことで制御器を考慮することができる。

4. 2反作用モデルによるエネルギー関数

2反作用モデルでのエネルギー関数は、(12)式を角中心系に変換してから古典モデルと同様に次のように表す。ただし、 $D=0$ と仮定している。

$$\begin{aligned} V &= \int_{-\infty}^{\infty} \left[M_i \dot{\omega}_i - Pm_i + Pe_i(Y^P, E'_{di}, E'_{qi}, \theta) + \frac{M_i}{M_T} P_{COA} \right] \cdot \dot{\omega}_i dt \\ &= \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n M_i \dot{\omega}_i^2 - \int \sum_{i=1}^n (Pm_i - Pe_i(Y^P, E'_{di}, E'_{qi}, \theta) - \frac{M_i}{M_T} P_{COA}) \cdot \dot{\omega}_i dt \\ &= \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n M_i \dot{\omega}_i^2 - \sum_{i=1}^n \int_{\theta_i^s}^{\theta_i} (Pm_i - Pe_i(Y^P, E'_{di}, E'_{qi}, \theta) - \frac{M_i}{M_T} P_{COA}) d\theta_i \\ &= V_K + V_P \end{aligned} \quad \cdots (17)$$

ただし、 Y^P : 事故除去後の縮小アドミタンス行列
 θ_i^s : 事故除去後の安定平衡点

であり、ポテンシャルエネルギー V_p の項は台形積分の形で解いていく。

古典モデルでは θ_i と $\dot{\omega}_i$ という2つの変数だけであったのでエネルギー関数として(10)式のような形で表すことができた。しかし、制御器を考慮した2反作用モデルでは6つの変数があり、これは、内部電圧の大きさ一定、機械的入力一定という古典モデルでの仮定が成り立たないことを意味している。結局、エネルギー関数として2反作用モデルで解析を行う場合次のような不都合が生じることになる。

2反作用モデルにおける出力 P_{ei} は次のように表される。

$$P_{ei} = E'_{di} \cdot i_{di} + E'_{qi} \cdot i_{qi} + (x'_q - x'_d) \cdot i_d \cdot i_q \quad \cdots (18)$$

ただし、

$$i_{di} = \sum_{j=1}^n E'_{dj} (G_{ij} \cos \delta_{ij} + B_{ij} \sin \delta_{ij}) - E'_{qi} (-G_{ij} \sin \delta_{ij} + B_{ij} \cos \delta_{ij}) \quad \cdots (19)$$

$$i_{qi} = \sum_{j=1}^n E'_{qj} (G_{ij} \cos \delta_{ij} + B_{ij} \sin \delta_{ij}) + E'_{di} (-G_{ij} \sin \delta_{ij} + B_{ij} \cos \delta_{ij}) \quad \cdots (20)$$

古典モデルでの出力 P_{ei} は θ_i （もしくは δ_i ）のみに依存していたが、(18)式を見ると2反作用モデルの場合、 δ_i のみならず内部電圧 E'_d と E'_q によっても変化することになる。つまり、改良恒本法のように事故継続時の軌道を基に安定限界を求める方法では、 E'_d と E'_q の値も事故継続時の値で計算されることになり、たとえ δ_i の軌道が真の安定限界を越える軌道を近似したとしても正確なポテンシャルエネルギーを表すことができなくなる。UEP法でも結局、内部電圧の値によってポテンシャルエネルギーは変化するので正確な臨界エネルギーを求めるのは難しくなる。

このことは、1機無限大系統で電力相差角曲線を見るとよくわかる。図3に古典モデルの場合の電力相差角曲線を、図4に2反作用モデルの場合の電力相差角曲線を示す。この図は、事故除去後のアドミタンス行列を用いて計算した出力 $P_{ei}(Y_p)$ の波形を δ に関して描いたものである。各発電機モデルにおける事故継続時の波形と臨界故障除去時間(CCT)+ ΔT で事故を除去した不安定なケースの波形を比べてみると、まず図3の古典モデルの場合には2つの波形は重なっており、ポテンシャルエネルギーの計算もまったく同じになることがわかる。

図3 古典モデルによる波形

Fig.3. Power-angle curve by classical model

一方、2反作用モデルの場合には古典モデルの場合と異なり、事故継続時の波形とCCT+ ΔT で除去したときの波形ではポテンシャルエネルギーを示す面積部分に違いがあることが分かる。また、Governorを考慮すれば Pm_i も変化するので、この値も事故継続時の値を用いると多少誤差が生じることになる。したがって、事故継続時の値を基に(17)式のエネルギー関数を計算すると、安定限界における臨界エネルギーを正確に表すことができなくなる。

図4 2反作用モデルによる波形

Fig.4. Power-angle curve by two reaction theory model

5. 提案する手法

5.1 エネルギー関数における内部電圧の扱い

臨界エネルギーは安定限界を表すものであり、臨界故障除去時間は安定限界を時間で表現したものである。正確な臨界故障除去時間は、事故が発生して発電機が加速されたとき、それを減速させるための出力 P_{ei} が事故除去後にどのくらい得られるのかわかれば求められると考えられる。前述の考察で、(17)式のエネルギー関数を2反作用モデルの解析で用いる場合、事故継続時の値を導入すると臨界エネルギーを正確に表せない可能性を指摘した。これは、古典モデルでは内部電圧の大きさを一定と考えているので事故継続中も変化しないが、2反作用モデルで解析する場合は事故中にも内部電圧が変化しているためである。また、その内部電圧はAVRの動作によって変化するものなので、AVRの時定数やゲインによっても変わってくる。したがって、この内部電圧の変化に対して、エネルギー関数においてどのように解析するかが問題となってくる。そこで、1つの解析手法として、エネルギー関数において事故継続中の内部電圧を用いるのではなく、ある時刻で事故を除去した場合の安定した内部電圧値を用いることを提案する。これにより、位置エネルギー平面は事故除去後のより安定した状態で考えることができ、また、事故後の過渡的な内部電圧の動きすなわちAVRの動きも考慮することができるであろう。以上より、エネルギー関数法を次のような方法で計算することを提案する。

今回の提案法では、過渡安定度計算を行う際、各微分方程式をルンゲクッタ法などの数値積分法をもちいて時々刻々解いてエネルギー関数を含めた各値を計算していくが、

特にその時に2種類の変数を用いることにする。一方の変数はある時刻で事故を除去したときの値を計算したものとし、他方の変数は事故を継続させたときの値を計算したものとする。これより、ポテンシャルエネルギー V_p を求める式における $Pe_i(\theta_i, E'_d, E'_q, Y^p)$ の θ_i と運動エネルギー V_k を求める式の $\dot{\omega}_i$ に事故継続させた値を用いることにする。そして、 Pm_i と $Pe_i(\theta_i, E'_d, E'_q, Y^p)$ の E'_d と E'_q は事故除去したときの値を用いる。ただし、実際には検討時間領域における機械的入力 Pm_i の変化は小さいので、検討時間領域では Pm_i 一定の仮定が成り立つことが認められた。このようにして計算された各エネルギー値を、改良垣本法を用いて臨界故障除去時間を求めることにする。

図5 計算アルゴリズム
Fig.5. Calculation Algorithm

この方法で問題となるのは事故を除去する時間であるが、実際に事故が起きた場合に遮断器が動作する時間は約80[msec]であるので、アルゴリズムにおいてはこの時間を除去時間とする。この方法により、内部電圧の動き、すなわちAVRの動きを考慮しながら、古典モデルで考えているような事故継続時の θ_i の軌道で近似して臨界エネルギーを計算することで、 $Pe_i(\theta_i, E'_d, E'_q, Y^p)$ の波形で図4のような大きな違いは少なくなり、これにより1波脱調するケースにおいて真の臨界故障除去時間に近い解を得ることが期待できる。

5.2 CCTの算出手順

エネルギー関数法の概念は、

$V \leq V_{cr}$ ならば 安定
 $V > V_{cr}$ ならば 不安定

であるから、臨界故障除去時間において除去したときにはポテンシャルエネルギーの最大値において運動エネルギーは非常に小さな値をとるので、つまりそのときのポテンシャルエネルギーが臨界エネルギーにほぼ等しくなる。したがって、臨界故障除去時間に近い時間で除去したときに得られるポテンシャルエネルギーの最大値は真の臨界エネルギーに近い値であると考えることができる。これより、80[msec]で除去して求めたCCT1で除去したときに不安定と判定される場合、そのCCT1は真値を極端に越えていない限り、その時間で除去したときのポテンシャルエネルギーの最大値は、臨界エネルギーに近いものと考えることができる。ただし、ここで求められる臨界エネルギーは第1動揺に対する安定限界を求めることになる。以上の考察より、提案する手法はつぎのような手順で行う。

- STEP-1 80[msec]で除去したときの内部電圧を用いてエネルギー関数により臨界故障除去時間CCT1を求める。
- STEP-2 求めたCCT1で事故除去し、安定不安定を判別する。
- STEP-3 安定ならばCCT1を臨界故障除去時間とする。
- STEP-4 不安定ならば、そのときの $V_{pmax}=V(t)$ よりCCT2を求め、それを臨界故障除去時間とする。

ただし、STEP-2の安定不安定の判別手法については、発電機内部位相角の動揺の様子を時系列で見ることにより行っている。

6. シミュレーション

6.1 シミュレーション系統

シミュレーションは図6に示す3機9母線系統^{[6][7]}を用いて行う。各発電機の設定数は表1の値を用いて行った。発電機のモデルは2反作用モデルで行い、制御器はAVRとGovernorとする。

図6 3機9母線系統
Fig.6. 3 generator 9 bus system

表 1 発電機定数
Table 1. Generator Constants

Gen	H	D	Xd	Xq	Xd'	Xq'
1	50.0	0.0	1.57	1.55	0.35	0.35
2	9.0	0.0	1.65	1.60	0.38	0.38
3	6.0	0.0	1.22	1.15	0.25	0.25

Gen	Tdo'	Tqo'	K _A	K _G	T _A	T _G
1	5.14	0.50	25.0	20.0	0.5	5.0
2	5.90	0.54	25.0	20.0	0.5	5.0
3	8.97	1.50	25.0	20.0	0.5	5.0

H, Tdo', Tqo', T_A, T_G の単位は[sec]、その他は[pu]

6. 2 シミュレーション結果

シミュレーションは、各母線の至近端において地絡事故が起きたものと想定し、事故除去後は事故前の系統に戻す、いわゆる Temporary Fault とする。それぞれのケースにおいて各手法における臨界故障除去時間を求めた。

まず、各事故ケースにおいて試行錯誤的に臨界故障除去時間を求め、その値を真値とする。次にエネルギー関数を用いて解析を行う。まず従来法として、事故を継続させた場合の臨界故障除去時間を求める。次に提案する手法を用いて解析を行うが、まず E'_d と E'_q の値を 80[msec] で事故を除去したときの値を用いて解析を行う。そして、その結果得られた臨界故障除去時間 (CCT1) で事故を除去し、安定不安定の判別を行う。このとき安定となった場合は最終結果を CCT1 とする。もし不安定となった場合には、そのときのポテンシャルエネルギーの最大値から臨界故障除去時間を算出し、得られた結果 CCT2 を最終結果とする。以上の結果を表2に示す。ただし、表の太字の値は CCT の最終結果を示している。

表 2 臨界故障除去時間の比較
Table 2. Comparison of Critical Clearing Time

事故 母線	試行 錯誤法	事故 継続	CCT 1	安定 判別	CCT 2
1	0.30	0.23	0.32	×	0.30
2	0.18	—	0.16	○	
3	0.26	0.19	0.30	×	0.25
4	0.27	0.18	0.29	×	0.27
5	0.27	0.18	0.28	×	0.27
6	0.30	0.24	0.32	×	0.30
7	0.19	—	0.18	○	
8	0.23	0.08	0.23	○	
9	0.24	0.14	0.26	×	0.24

事故継続時の“—”の表示については、ポテンシャルエネルギー

ギー V_p が最大とならなかったために、解が得られなかったことを示している。

表 2 をグラフにすると図 7 のようになる。

図 7 シミュレーション結果
Fig. 7. Simulation result

図 7 を見ると、事故継続時の値を用いてエネルギー関数を計算した場合、全体として真の安定限界よりもかなり控えめな値が得られており、2 番、7 番母線における事故では解が得られないことがわかる。一方、提案する手法において、80[msec] で除去したときの内部電圧を用いたエネルギー関数で求めた CCT1 は、真値を越えた値もあるが比較的良好な値が得られていることがわかる。また、CCT1 で不安定と判定されたケースについて、再び求めた CCT2 はほぼ真値に等しい結果が得られている。

これより結果として、内部電圧の値として 80[msec] で除去したときの値を用いてエネルギー関数の計算を行った場合には、事故継続時のように解が得られないなどの極端な控えめさは解消されることがわかった。また、そのとき求めた CCT1 で除去したときに不安定となる場合、そのときの V_{pmax} から求めた臨界故障除去時間は非常に良い精度の解が得られていることがわかった。

また、従来手法として事故継続したときの値を用いてエネルギー関数で計算した場合と、提案アルゴリズムで計算した場合の計算時間及び解析精度を比較したところ表 3 のようになった。今回、シミュレーションに使用したコンピュータの CPU は 400[MHz] であり、プログラム言語は Matlab を使用した。誤差は真値に対する各手法により求められる臨界故障除去時間の差を、真値で割ったときの割合を平均したものを示している。

表 3 計算時間及び精度の比較

Table 3. Comparison of computing time and accuracy

	従来法	提案法 (CCT1 のみ)	提案法
計算時間	3.12 [sec] (1.00)	5.36 [sec] (1.72 倍)	8.94 [sec] (2.87 倍)
誤差	49.31 [%]	7.17 [%]	2.25 [%]

これより計算時間を比較すると、提案法として CCT1 の

計算のみで最終結果とする場合は従来法に比べて 1.7 倍の計算時間を要しており、また、CCT1 の再評価をする場合には 2.87 倍の計算時間を要している。しかし解析の精度を比較すると、従来法の場合は真値と比べて約 50 [%] の誤差が生じているが、一方、CCT1 のみの場合には誤差は 7.17 [%] となり、再評価を行うと 2.25 [%] までに小さくなっている。したがって、提案法ではやや計算時間が増えるものの十分な解析精度が得られることがわかる。

8. まとめ

本研究では、エネルギー関数を用いた過渡安定度評価において、古典モデルではなく制御系を考慮したより詳細な発電機モデルで解析する場合についての考察を行った。そして、従来のような事故継続時の値を用いた解析ではかなり控えめな結果が出てしまうことを指摘し、エネルギー関数を計算する際には遮断時間で事故を除去したときの値を用いて行うことを提案した。また、そのときに得られた解に対する信頼性を向上させるため、真値を越えて評価されたケースに対し新たに評価を行うことを提案した。そしてシミュレーションにより、提案する手法で得られる臨界故障除去時間は、従来の事故継続時の解析に比べて計算時間は多くなるが、精度の面に関しては、ほぼ真値に近い値が得られることを確認した。今後の課題としては、今回のアルゴリズムでは求められた CCT1 がどれくらい真値に近い値であるか知ることができないので、その点に関して検討する必要がある。最後に、本論文作成に当たり多大なご協力をいただいた大学院生飯沼慶氏に感謝いたします。

(平成 11 年 2 月 1 日受付, 同 11 年 6 月 9 日再受付)

文 献

- [1] A.H.El-Abiad and K.Nagappan : " Transient Stability Regions of Multimachine Power Systems", IEEE Trans. on PAS-85, p169 (1966)
- [2] T.Athay, R.Podmore, S.Virmani : " A Practical Method for Direct Analysis of Transient Stability", IEEE Trans. on PAS, Vol.PAS-98, No.2, p573 (1979)
- [3] N.Kakimoto, Y.Ohsawa and M.Hayashi : " Transient Stability Analysis of Electric Power System via Lur'e Type Lyapunov Function - Part I and II", Trans. IEE of Japan Vol.98, p63-p79 (1978)
- [4] 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, 102, 873, (昭 60-10)
- [5] 中野・岩本 : "系統構成および非線形負荷を保存したエネルギー関数形過渡安定度計算法", 電学論 B, 106, 717, (昭 61-8)
- [6] P.M.Anderson and A.A.Fouad : " Power System Control and Stability", 1977
- [7] 関根泰次 : "電力系統過渡解析論", 1984, オーム社

小野 貴史 (学生員) 昭和 49 年 11 月 20 日生。

平成 9 年 3 月早稲田大学理工学部電気工学科卒業。平成 11 年 3 月同大学院修了。電力系統の過渡安定度解析に関する研究に従事。平成 11 年 4 月より三菱地所 (株) に勤務。

岩本 伸一 (正員) 昭和 23 年 1 月 25 日生。

昭和 46 年早稲田大学理工学部電気工学科卒業。昭和 49 年アメリカ・クラークソン大学大学院修士課程修了。昭和 53 年 3 月早稲田大学大学院博士課程修了。同年 4 月東海大学工学部専任講師、昭和 56 年同助教授。昭和 57 年早稲田

大学理工学部助教授、昭和 61 年同教授、現在に至る。平成 4 年～5 年アメリカ・ワシントン大学客員教授。工学博士。電力系統工学、特に電力潮流計算、電圧安定度、過渡安定度、先端技術応用の研究に従事。

永田 真幸 (正員) 昭和 43 年 11 月 30 日生。

平成 3 年 3 月東京大学工学部電気工学科卒業。平成 8 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) 昭和 26 年 12 月 30 日生。

昭和 51 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。昭和 56 年 8 月～57 年 9 月米国テキサス大学客員研究員。平成 3 年 10 月～4 年 7 月九州工業大学客

員助教授。工学博士。