

# 多機電力系統における最適再閉路方式

一 柳 勝 宏, 小 林 英 夫, 渡 部 進

## Optimal Reclosing Method of Multimachine Power Systems

Katsuhiko ICHIYANAGI, Hideo KOBAYASHI, Susumu WATANABE

多機電力系統の過渡安定度の取扱いについて「位相中心」の考え方に基づいた有効な、等価簡略法がある。

ここでは簡略法によって得られた過渡安定度評価指標を用いて新しく評価関数を定義し、これが最大となるための、送電線の最適再閉路時刻を決定する方法をみだしている。さらにこの簡略法を用いることにより、多機系統であっても簡単にただ一つの位相面表示が可能である点に注目し、最適再閉路装置の設計を行っている。

### 1. 緒 言

近年における電力需要の増加は目覚ましいものであり、系統は大規模、複雑化し安定度の問題は益々重要になっている。

多機電力系統の過渡安定度の研究は既に多く発表されているが、大規模な電力系統をデジタルシミュレートする場合は、記憶容量、計算時間等により自ら制限されるという欠点があった。従って、もとの大規模電力系統の特性を保持しつつ、適当な簡略化を行うことによってモデルの低次元化をはかる必要がある。

この必要性に対し「位相中心」という考え方に基づく等価簡略法が既に発表され、過渡安定度の評価に対する有効性が示された。(1), (2)

これはある系統内に事故が発生した場合、最も動揺の著しい発電機と、残りの発電機群の二つに分割し、後者を物理学における重心の概念を用いて、位相中心に総慣性定数が集中した一台の発電機に置き換えて、等価二機系統、さらに等価一機無限大母線系統に簡略化しようとするものである。

著者らは簡略法によって得られた過渡安定度評価指標を用いて新しい評価関数を定義し、これが最大となるための送電線の最適再閉路時刻を決定している。

さらに、この簡略法を逐次用いることにより多機系統であっても簡単にただ一つの位相面表示が可能となり一機無限大母線系統のような位相面解析も可能となるので、位相面上に最適再閉路曲線が決定できる。この考え方に基づき二種の最適再閉路装置の設計を行った。

### 2. 再閉路と多機系統の位相面表示

従来、送電線の高速再閉路の再閉路時刻は、故障によって発生したアークの消滅する時間を基準としている。一般に再閉路を行った場合、故障が永久に続いている場合（再閉路失敗）と、故障が除去されている場合（再閉路成功）とがあり、特に再閉路失敗時における再閉路操作は、再度の故障を発生させたのと同じ結果となり、著しく安定度を阻害することがある。

しかし再閉路失敗の場合、この再閉路時刻を適切に選ぶことにより再閉路しない時よりも、むしろ系統動揺を鎮めることができる。このことについては一機無限大母線系統をモデルとする模擬送電装置により実験的に確かめられ、また発電機の位相角  $\theta$  と角速度  $\dot{\theta}$  の位相面表示による最適再閉路の領域の決定についても、一部報告されている。(3)

しかし、一般の多機系統の場合、全系統の状態を知るための位相面表示はその数も多くなり、一機無限大母線系統のように簡単にはできない。この点に関して、前述の位相中心の考え方は基準となる発電機（以下  $\#K$  機とする）さえ決定すれば系統の大きさに関係なく、ただ一つの  $\phi_K - \dot{\phi}_K$  の位相面表示ができる。

すなわち、 $n$  機系統の場合、 $\phi_K, \dot{\phi}_K$  は次式より得られる。

$$\left. \begin{aligned} \phi_K &= \theta_K - \theta_{K0} \\ \dot{\phi}_K &= \dot{\theta}_K - \dot{\theta}_{K0} \end{aligned} \right\} \dots\dots (1)$$

ここで

$$\theta_{ko} = \frac{\sum_{j=1, j \neq k}^n M_j \theta_j}{M_{ko}}, \quad \dot{\theta}_{ko} = \frac{\sum_{j=1, j \neq k}^n M_j \dot{\theta}_j}{M_{ko}}$$

$$M_{ko} = \sum_{j=1, j \neq k}^n M_j \quad \text{である.}$$

なお記号については付録1を参照されたい.

### 3. 再閉路操作のための評価関数

ここで取扱おうとしている再閉路操作は、線路アドミタンスのバングバング制御と考えることができる. 系を最小時間で安定運転状態へ移行させることを目的とした最小時間制御および安定化制御については先に報告しているが<sup>(4)</sup>, <sup>(5)</sup>, ここでは過渡安定度評価指標  $I(t)$  を用いた新しい評価関数 P.I. を定義し, これを最大とするような最適再閉路時刻を決定する.  $I(t)$  については付録2を参照されたい.

$$P. I. = \int_{t_c}^{t_{fin}} I(t) dt \quad (2)$$

ここで,  $t_c$  は故障除去時刻で,  $t_{fin}$  は計算終了時刻である.

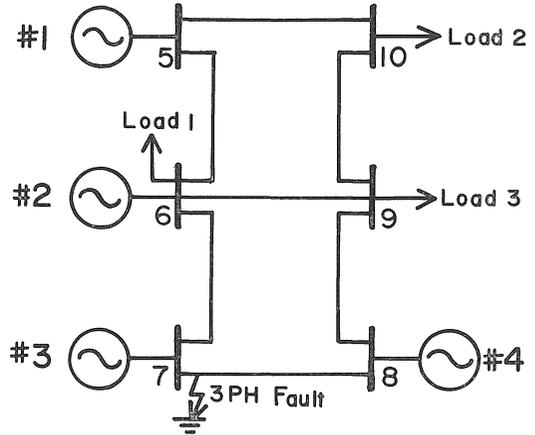
すなわち, この P.I. が大きい値となるような再閉路は系統動揺も少なく, 安定化制御として利用できる.

上述した再閉路操作は, 再閉路失敗時の, 線路の永久地絡故障の場合にのみ有効であるが, すでに地絡故障が除去されているような再閉路成功の場合には, 別の操作, たとえば直列に抵抗やリアクターを投入するような操作に切り換えて行く必要があるが, ここでは再閉路成功時には不安定となることは殆どないので, むしろ再閉路失敗時の不安定な場合について取扱うことにする.

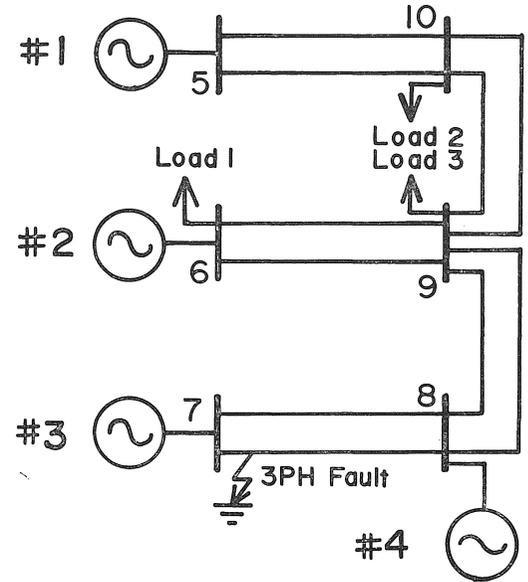
### 4. 最適再閉路時刻の検討

ここでは, 多機系統のモデルとして第1図(a)に示すループ状4機系統<sup>(6)</sup> (以下A系統という)を用いる. 各種定数は付録3を参照されたい. なお故障の種類は共に発電機#3の母線に接近した地点(したがって等価簡略をするための基準となる発電機は以下において#3機とする)の三相地絡故障を想定し, 再閉路失敗の場合について前述の評価関数P.I.を用い最適な再閉路時刻  $t_{rs}^*$  を決定する.

まず, 三種類の故障除去時間  $t_c$  をとりあげ, それぞれの再閉路時刻  $t_{rs}$  に対し, P.I. 値を求め, その結果を第2図に示す. ここで P.I. 値の最大を与える  $t_{rs}$  が最適再閉路時刻  $t_{rs}^*$  となる. なお, 再故障除去時刻  $t_c$  はいずれの場合も,  $I(t)$  が増加から減少に変化する時刻と



(a) A 系統

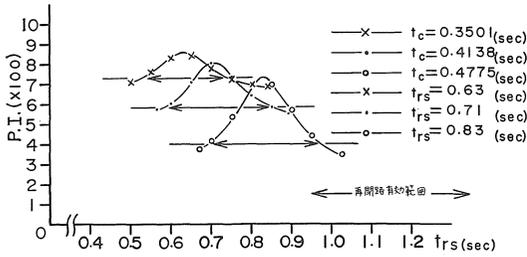


第1図 モデル系統 (b) B 系統

している. この再故障除去時刻  $t_{re}$  は, 後述するごとく故障線路除去後の系統の新しい安定平衡状態の位相点  $(\varphi_{ks}, 0)$  の近傍に, 最適再閉路により系統状態の位相面軌道が到着した時刻に相当している. この位相点に系統の状態が到達した時, 再閉路していた回線を再閉路すると, 系統は, その新しい安定平衡点で全く動揺なしに収束する.

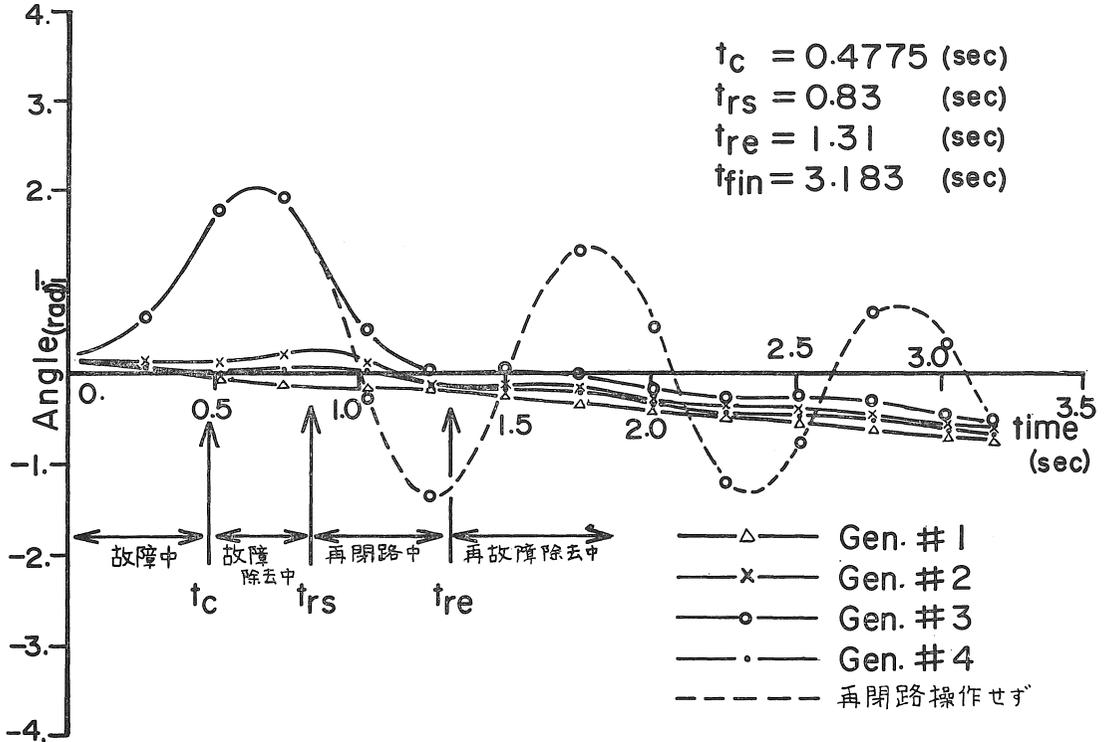
また図中の直線は, 再閉路しない場合の P.I. 値であり, この値より大きい P.I. 値をもつような  $t_{rs}$  において再閉路すれば, その系統は再閉路しない場合よりも動揺が少なくなることを示している.

さらに故障除去時間  $t_c = 0.4775$ 秒とした場合, 再閉



第2図 再閉路時刻  $t_{rs}$  と P.I 値

路操作をしないと、最適再閉路時刻  $t_{rs}^*$  による再閉路操作したときの、各発電機の位相角変化を第3図に示す。この結果、再閉路操作により系の動揺は急速に抑制され、その有効性が判る。



第3図 最適再閉路操作による系の安定化

5. 最適再閉路操作の方法 I

前述の結果から、最適な再閉路時刻は、P.I. が最大となるような時刻を選べばよいことが判った。しかし、最適再閉路時刻  $t_{rs}^*$  を見出すためには、いろいろな再閉路時刻  $t_{rs}$  における P.I. の値を計算した結果を比較検討したうえで得られる性質のものであり、この方法は系統設計の一手段として有効であるにすぎない。このような事情から、故障除去時間  $t_c$  の情報のみを用いて、最適再閉路時刻  $t_{rs}^*$  が一意的に決定されるような簡単な関係式が見出されるならば、極めて有益である。

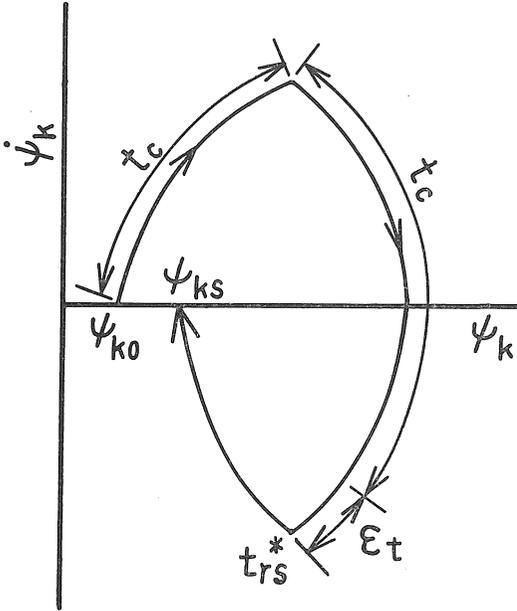
このようにして、第4図にみるように経験的に次の関係式を仮定する。

$$t_{rs}^* = 2t_c + \epsilon_t \quad (3)$$

この  $\epsilon_t$  は最適再閉路時刻  $t_{rs}^*$  を、故障除去時刻  $t_c$  から求めるための補正項であり、第1表にみるように系統構成によって変化がみられる。

すなわち、中央の計算機により、故障発生前における系統の状態から、補正項  $\epsilon_t$  が第1表に示すような値で与えられれば、故障を除去した時点で、最適再閉路時刻が式(3)で決定され、再閉路装置に投入指令が与えられる。この装置の概念図を第5図に示す。

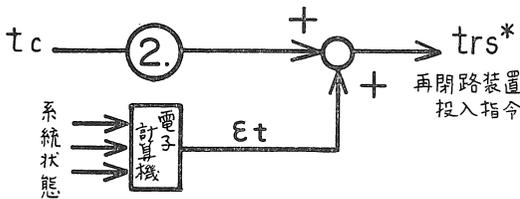
電力系統の構成としては、ループ状系統と樹枝状系統とに大別されるが、両者は過渡動揺時には安定度の点で、その性質が大きく異なる。系統構成や系統状態など



第4図 最適再閉路時刻 trs\* の決定

第1表 最適再閉路時刻決定のための補正值 εt

モデル系統	tc (sec)	trs(sec)	εt (sec)
A	0.4775	0.825	0.1300
A	0.4138	0.705	0.1226
A	0.3501	0.635	0.0652
B	0.4775	1.100	0.1450
B	0.4138	0.960	0.1324



第5図 最適再閉路装置動作概念図(その1)

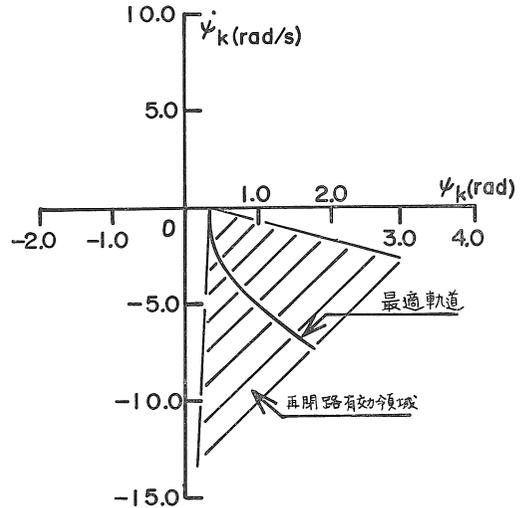
の、多数の組合せについて、さらに検討を重ねて、補正項 εt の値の変動許容範囲の明確な把握を行う必要がある。

6. 最適再閉路操作の方法II

位相中心の考え方に基づく式(1)を用いて第2図中に示す再閉路有効範囲を、位相面における再閉路有効領域

として第6図のように表示しなおすことができる。

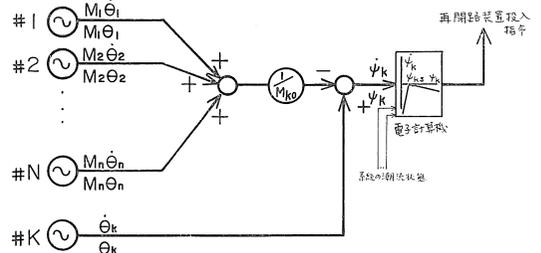
この再閉路有効領域(以下Γ、で表わす)は、位相面上の第IV象限において、点(φks, 0)を頂点とする扇形領域で経験的に表示できる。そして、最適再閉路曲線(以下1\*で表わす)も、その扇形の中央に位置していると考えられる。したがって、φks が与えられると、この領域Γおよび曲線1\*の形、位置がほぼ決定できることになる。



第6図 再閉路有効領域および最適再閉路曲線

ここで、常時中央の計算機は、系統の潮流状態を入力しているものとし、故障としては、永久三相地絡故障を仮定する。

したがって、計算機では、もとの多機系において各線路毎の永久三相地絡故障を想定し、その故障線路を除去した系統の等価簡略化を行い、得られた等価一機無限大母線系統から、安定平衡点 φks, さらに、各線路毎の φks に対応する領域Γをあらかじめ決定しておく。そして、故障発生による過渡動揺時の各発電機からの位相角 θi および角速度 θ̇i の情報を受けとって、式(1)を用いて計算される φk, φ̇k がこの領域Γ内の曲線1\*付近に達



第7図 最適再閉路装置動作概念図(その2)

した時点で、再閉路投入指令を出せばよい。この装置の動作概念図を第7図に示す。

問題の基準とする発電機 #k 機は、一意的に定まらないかも知れないが、故障地点が検出されれば、それに一番近い発電機が最も動揺が著しく、これを基準にとればよいと考えられる。

## 7. 結 言

一機無限大母線系統をモデルとした最適再閉路領域を実験的に求め、再閉路制御装置がC社において試作された。(3)

今回の多機系統の場合、系統の状態の情報を中央の計算機に与え、各送電線路の故障に対応する前述の最適再閉路曲線 I\* または補正項  $\epsilon_t$  を本手法より求めておきさえすれば、一機無限大母線系統の場合と同様に最適再閉路操作を行うことができ、したがって、多機系統の過渡安定度の向上をはかることができる。

また、故障除去した時点で、等価簡略法から得られる過渡安定度評価指標 I (tc) が、時間的に計算可能であるとすれば、この I (tc) の値を用いて最適な再閉路操作を加えても不安定となるであろうと判断される場合(非常に苛酷な場合で、等価簡略が完全でないと思われるが)不安定の可能性が情報として与えられるから、本手法と同様の考え方により、別の安定化制御(負荷しゃ断、系統分離など)の操作を指令することができる。これについて今後さらに検討を進めたい。

今回用いた多機系統モデルでは、比較的完全な等価簡略ができたが、もっとさらに複雑な多機系統で、かつ二機以上の発電機が同時に激しく動揺するような場合には、簡略のための基準となる発電機が一意的に決定できなくなり、本手法が適用できないという欠点がある。この問題の解決には、より完璧な簡略法をみつける必要があり、今後の研究課題の一つであろう。

## 3. 参 考 文 献

- (1) A. Rahimi et al : Dynamic Aggregation and the Calculation of Transient Stability Indices, IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-91, No.1, 1972 Jan./Feb. , PP 118—122
- (2) 小林・渡部・一柳：多機電力系統の等価簡略法による過渡安定度評価指標について、昭和48年電気学会全国大会論文集, No.915
- (3) 中部電力系統運用専門部会：新再閉路方式について、昭和48年2月
- (4) 一柳・小林：電力系統過渡安定度問題に対する最大原理の適用、愛知工大研報 No.6, 1971

(5) 小林・一柳：過渡動揺時における電力系統の準最適安定化制御、電気学会論文誌, 95—B (昭50—1), P17

(6) A.H.El-Abiad et al : Transient Stability Regions of Multimachine Power Systems, IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS—85, No.2, 1966, Feb. PP169—179

(7) 小林・渡部・一柳：多機電力系統の等価簡略法による過渡安定度評価指標について(II)、昭和48年電気四学会東海支部連合大会論文集 26a-I-2

## 付 録

### 1. 多機電力系統の等価簡略法

- イ. 発電機は動揺中、過渡リアクタンス背後の起電力は一定に保たれる。
- ロ. 発電機への機械的入力(トルク)は動揺中一定である。
- ハ. 発電機の制動トルクを無視する。
- ニ. 送電線路のインピーダンスは純粋にリアクタンスのみである。

以上のような仮定のもとで、n 機系統の i 番目発電機の動揺方程式は次式で表わされる。

$$M_i \ddot{\theta}_i = P_i - \sum_{j=1, j \neq i}^n S_{ij} \cdot \sin(\theta_i - \theta_j) \cdots \cdots (1) \quad (i=1, 2, \dots, n)$$

ここに  $\theta_i$  : 内部起電力の位相角,  $M_i$  : 慣性定数,  $P_i$  : 機械的入力,  $S_{ij}$  : j 号機への電氣的出力の最大値である。

さて、ある事故に対して最も動揺の激しい発電機を k 番目として選ぶ時、k 番目以外の発電機群の総慣性定数  $M_{k0}$  は次のようになる。

$$M_{k0} = \sum_{j=1, j \neq k}^n M_j \quad \cdots \cdots (2)$$

また物理学における重心の考え方を利用し「位相中心」 $\theta_{k0}$  を求めると

$$\theta_{k0} = \frac{\sum_{j=1, j \neq k}^n M_j \theta_j}{M_{k0}} \quad \cdots \cdots (3)$$

をうる。これらを用いて n 機系統を等価二機系統に簡略化し、さらに一機無限大母線系統に変換して次式をうる。

$$\varphi_k = \theta_k - \theta_{k0} \quad \cdots \cdots (4)$$

$$M_{ek} = \frac{M_k \cdot M_{k0}}{M_k + M_{k0}} = \frac{M_k (M_T - M_k)}{M_T}$$

$$(ただし M_T = \sum_{j=1}^n M_j) \quad \cdots \cdots (5)$$

$$P_{ek} = P_k - \frac{M_k}{M_T} \sum_{j=1}^n P_j \quad \dots\dots (6)$$

式 (4) を時間微分して、式 (1) から

$$M_{ek} \ddot{\varphi}_k = P_{ek} - \sum_{j=1, j \neq k}^n S_{kj} \cdot \sin(\theta_k - \theta_j) \quad \dots\dots (7)$$

をうる。ここで

$$\eta_{kj} = \theta_j - \theta_{k0} \quad \dots\dots (8)$$

とし、また

$$S_k = \sqrt{\left( \sum_{j=1, j \neq k}^n S_{kj} \cdot \cos \eta_{kj} \right)^2 + \left( \sum_{j=1, j \neq k}^n S_{kj} \cdot \sin \eta_{kj} \right)^2} \quad \dots\dots (9)$$

$$\alpha_k = \tan^{-1} \frac{\sum_{j=1, j \neq k}^n S_{kj} \cdot \sin \eta_{kj}}{\sum_{j=1, j \neq k}^n S_{kj} \cdot \cos \eta_{kj}} \quad \dots\dots (10)$$

とおくと、式 (7) より次式をうる。

$$M_{ek} \ddot{\varphi}_k = P_{ek} - S_k \cdot \sin(\varphi_k - \alpha_k) \quad \dots\dots (11)$$

これが等価簡略法による一機無限大母線系統の動揺方程式である。なお過渡動揺中、 $S_k$ 、 $\alpha_k$  は時間の経過と共に変化するため、これを時間の関数として次のように表わすことができる。

$$M_{ek} \ddot{\varphi}_k = P_{ek} - S_k(t) \cdot \sin(\varphi_k - \alpha_k(t)) \quad \dots\dots (12)$$

2. 過渡安定度評価指標

付録 J の式 (11) に  $\dot{\varphi}_k$  を乗じて時間について積分し、パラメータの時間変化を考慮すると、

$$\frac{1}{2} M_{ek} \dot{\varphi}_k^2 + P_{ek} \varphi_k - S_k(t) \cdot \cos(\varphi_k - \alpha_k(t)) = E(t) \quad \dots\dots (13)$$

をうる。ここで左辺第一項は運動エネルギー  $K.E$  を、第二、三項は位置エネルギー  $P.E$  を表わし、右辺は系統の全エネルギーを表わす。付録 1 の式 (12) から安定平衡点  $\delta_k(t)$  と不安定平衡点  $\delta'_k(t)$  はそれぞれ次のようになる。

$$\delta_k(t) = \alpha_k(t) + \sin^{-1} \frac{P_{ek}}{S_k(t)} \quad \dots\dots (14)$$

$$\delta'_k(t) = \begin{cases} \alpha_k(t) + \pi - \sin^{-1} \frac{P_{ek}}{S_k(t)} & (P_{ek} > 0) \\ \alpha_k(t) - \pi - \sin^{-1} \frac{P_{ek}}{S_k(t)} & (P_{ek} < 0) \end{cases} \quad \dots\dots (15)$$

$\hat{\varphi}_k(t)$  をある時刻におけるその系の運転点とし、 $P.E$ 、 $K.E$  の関係を用いると、 $\hat{\varphi}_k(t)$  において、

$$\begin{aligned} \Delta(\hat{\varphi}_k(t), \dot{\hat{\varphi}}_k(t)) &= P.E(\delta'_k(t)) \\ &\quad - P.E(\hat{\varphi}_k(t)) - K.E(\hat{\varphi}_k(t)) \quad \dots\dots (16) \end{aligned}$$

また  $\delta_k(t)$  において

$$\begin{aligned} \Delta(\delta_k(t), 0) &= P.E(\delta'_k(t)) - P.E(\delta_k(t)) \\ &= 2 \sqrt{S_k^2(t) - P_{ek}^2} + P_{ek} \left( 2 \cdot \sin^{-1} \frac{P_{ek}}{S_k(t)} - \pi \right) \quad \dots\dots (17) \end{aligned}$$

となる。これらの式から過渡安定度評価指標は次のように定義される。

$$I(t) = I(\hat{\varphi}_k(t), \dot{\hat{\varphi}}_k(t)) = \frac{\Delta(\varphi_k(t), \dot{\varphi}_k(t))}{\Delta(\delta_k(t), 0)} \quad \dots\dots (18)$$

したがって、指標  $I(t)$  は、安定平衡点では  $I(t) = 1$  の値をとり、安定範囲内で  $0 < I(t) < 1$ 、境界上で  $I(t) = 0$ 、またその境界外では  $I(t) < 0$  となる。

3. A, B 両系統の各種定数

両モデル系統に対して用いた各種定数は付 1, 2, 3 表に示すが、線路定数としてはノード間の合成インピーダンスが AB 両系統で同一となるようにしている。また両系統に対して文献 (6) より負荷定数を引用する場合、特に B 系統については潮流計算による定常解が得られず、定態安定度が維持できない程苛酷な負荷となる。したがって負荷定数は A 系統のそれに対し B 系統では  $\frac{1}{2}$  とする。さらに故障発生前の潮流状態を付 4 表に示す。

付・1 表 発電機定数 (A, B 両系統共通)

xd'...過渡リアクタンス  
xd... 直軸同期リアクタンス  
xg...横軸同期リアクタンス

Gen. No.	Capacity (MW)	Inertia Constant (PU)	Damping Coefficient	$X'_d$ (PU)	$X_d \cdot X_q$ (PU)
#1	100	0.76346	0.00318	0.004	0.0044
#2	15	0.01145	0.0382	1.000	1.111
#3	40	0.0229	0.0079	0.500	0.555
#4	30	0.01528	0.0191	0.400	0.444

付・2表 線路定数 A系統

Line		Impedances	
From Bus	To Bus	R	X(P.U)
5	6	0.05	0.20
6	7	0.10	0.50
7	8	0.20	0.80
8	9	0.10	0.30
9	10	0.20	0.40
10	5	0.10	0.15
6	9	0.20	0.50

B系統

Load No.	Loads	
	P (MW)	Q (Mvar)
1	10	5
2	15	5
3	20	7.5

B系統

Line		Impedances	
From Bus	To Bus	R	X (P.U)
5	10	0.20	0.30
6	9	0.40	1.00
7	8	0.40	1.60
8	9	0.20	0.60
9	10	0.40	0.80

付・4表 潮流計算結果 A系統

ノード番号	端子電圧の 実効値 E	端子電圧の 無効値 F	有効電力 P	無効電力 Q	端子電圧 V
5	1.0	0.0	0.33214	0.09039	1.0
6	1.00232	-0.00218	0.10005	0.05006	1.0023
7	1.08007	0.0872	0.30003	0.20004	1.0836
8	1.02502	0.0253	0.20005	0.10006	1.0253
9	0.95458	-0.04671	-0.39995	-0.14995	0.9557
10	0.95196	-0.0383	-0.29998	-0.09998	0.9527

単位 P.U. ε=0.0001.

付・3表 負荷定数 A系統

Load No.	Loads	
	P(MW)	Q(Mvar)
1	20	10
2	30	10
3	40	15

B系統

ノード番号	端子電圧の 実効値 E	端子電圧の 無効値 F	有効電力 P	無効電力 Q	端子電圧 V
5	1.0	0.0	-0.10038	-0.02724	1.0
6	1.09379	0.09692	-0.00003	-0.00001	1.09808
7	1.28640	0.40562	0.29997	0.19999	1.34883
8	1.17544	0.21517	0.19993	0.99980	1.19497
9	1.09379	0.09693	-0.20009	-0.07502	1.09808
10	1.01412	0.01233	-0.15003	-0.04999	1.0142

単位 P.U. ε=0.0001