

同期機における Canay インダクタンスの特性と過渡安定度に対する影響について

正員 田村 淳二* 正員 高橋 理音*
 正員 高澤 毅** 正員 多田 泰之**
 正員 栗田 篤**

Characteristics of Canay Inductance of Synchronous Machines and Its Effects on Transient Stability

Junji Tamura*, Member, Rion Takahashi*, Member, Tsuyoshi Takazawa**, Member, Yasuyuki Tada**, Member, Atsushi Kurita**, Member

This paper presents a consideration on the characteristics of d and q axes parameters of synchronous machines. When parameters of d/q axes equivalent circuits are determined from measured data, some approximations are often used. In this paper, a consideration on the accurate determination of d/q axes equivalent circuit parameters from measured data is presented with considering Canay inductance. This paper also presents a consideration on the effect of Canay inductance on the transient stability. It is well known that Canay inductance has much effects on the transient response of field current. However its effect on the transient stability has scarcely been studied so far. In this paper, simulation studies about transient stability are performed for a model system of synchronous generator with and without considering Canay inductance, and then the effect of Canay inductance on the transient stability is clarified.

キーワード：同期機，d，q 軸等価回路，キャナイのインダクタンス，過渡安定度

Keywords: synchronous machine, d/q axes equivalent circuits, Canay inductance, Transient stability

1. まえがき

同期発電機は電力システムの安定性等に対して大きな影響を有しており，そのモデルの高精度化はシステムの動特性解析において非常に重要である。系統解析のための同期機モデルとしては一般に Park の d，q 軸モデルが最も多く用いられており，特に多機系統解析に有効に適用できるような他のモデルがほとんど無いために，今後も系統解析用モデルとして最も重要である状況に変わりはないと考えられる。

Park モデルはその発表から 70 年が経過しており⁽¹⁾⁽²⁾，理論的にはほとんど完成しているが，問題点もあり，種々の検討が依然として進められている。それらの中で，著者らは同期機の Park モデルにおける d，q 軸等価回路の諸定数

並びに Canay インダクタンスの特性に関する検討を進めている。Canay のインダクタンス⁽³⁾は提唱されて以来既に 30 年以上が経過し，その重要性は広く認識されているにも関わらずわが国においてはほとんど使用されていないのが現状である。例えば，IEEE では既に Canay のインダクタンスがスタンダードに取り入れられているが⁽⁴⁾，一方わが国においては電力系統解析プログラムとして最も利用されている電中研 Y 法⁽⁵⁾⁽⁶⁾においても全く考慮されていない。Canay インダクタンスの有無によって同期機の界磁電流の応答が全く異なることは周知のことである。このような背景の下，最近わが国においても Canay インダクタンスに関する検討結果が幾つか報告されていることは注目に値する⁽⁷⁾⁽⁸⁾。著者らも Canay インダクタンスを考慮した場合の d，q 軸回路定数の特性に関して検討しており，測定等によって得られる諸定数から等価回路定数を正確に導出する方法，また界磁電流の応答の違いが同期機の過渡安定度にどのような影響を与えるかという 2 点に関してこれまで報告してきた⁽⁹⁾⁻⁽¹²⁾。今後，Canay インダクタンスの系統解析への導入を推進するために前者の検討は重要不可欠と考えられる。一方，近年は AVR が高速化しており，Canay インダクタンスの有

* 北見工業大学電気電子工学科
 〒090-8507 北見市公園町 165
 Kitami Institute of Technology

165, Koen-cho, Kitami 090-8507

** 東京電力(株)技術開発研究所
 〒230-8510 横浜市鶴見区江ヶ崎町 4-1
 Tokyo Electric Power Company

4-1, Egasaki-cho, Tsurumi-ku, Yokohama 230-8510

無によって界磁電流の応答がかなり異なることが予想されるので、系統解析においてその過渡安定度への影響を明白にすることには大きな意義がある。特にこの問題に関しては国内外においてこれまでほとんど検討例がない。本論文は、以上の二つの問題点に関する検討結果をまとめたものである。

2. 同期機の電氣的過渡現象解析のための基本式

2.1 電氣的過渡現象解析のための基本式⁽¹³⁾ 初めに、理論展開の出発となる同期機の電氣的過渡現象解析のための基本式を示す。その際の基礎として図1に示す回転子回路部分を一般化したd, q軸等価回路モデルを用いる。図1は、一般的にその構造が自明である電機子回路部分を除いて回転子回路部分をブラックボックスで表現したものであり、系統解析等に用いられているほとんど全てのモデルを包含するものである。図中での各変数等の添え字は、d, q, a が電機子回路, f が界磁回路であり, r は巻線抵抗, l は漏れインダクタンス, L_{md} , L_{mq} は励磁インダクタンスである。

図1の等価回路を基礎として、ラプラス変換を用いて回転速度が同期速度 ω_0 一定である条件下での電氣的過渡現象解析のための基本式を導出すると、その結果が次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \tilde{v}_d - \frac{v_{d0}}{s} &= \\ -r_a \left(\tilde{i}_d - \frac{i_{d0}}{s} \right) + s \left(\tilde{\Phi}_d - \frac{\Phi_{d0}}{s} \right) - \omega_0 \left(\tilde{\Phi}_q - \frac{\Phi_{q0}}{s} \right) \\ \tilde{v}_q - \frac{v_{q0}}{s} &= \\ -r_a \left(\tilde{i}_q - \frac{i_{q0}}{s} \right) + \omega_0 \left(\tilde{\Phi}_d - \frac{\Phi_{d0}}{s} \right) + s \left(\tilde{\Phi}_q - \frac{\Phi_{q0}}{s} \right) \\ \tilde{i}_f - \frac{i_{f0}}{s} &= G'_f(s) \left(\tilde{v}_f - \frac{r_f i_{f0}}{s} \right) - s G_f(s) \left(\tilde{i}_d - \frac{i_{d0}}{s} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(1)$$

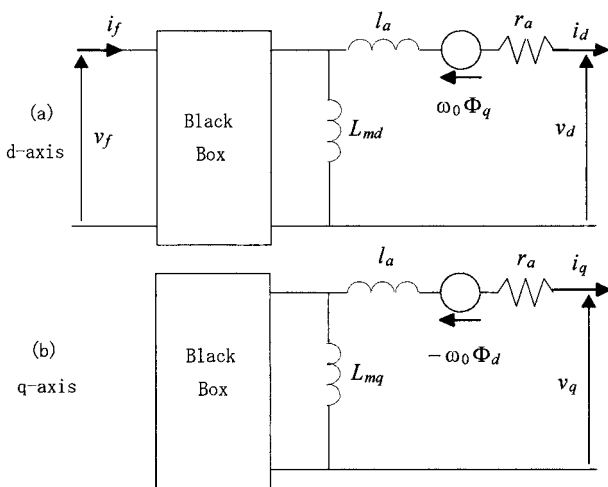


図1 一般化d, q軸等価回路

Fig. 1. General d- and q-axis equivalent circuits.

$$\left. \begin{aligned} \tilde{\Phi}_d - \frac{\Phi_{d0}}{s} &= -L_d(s) \left(\tilde{i}_d - \frac{i_{d0}}{s} \right) + G_f(s) \left(\tilde{v}_f - \frac{r_f i_{f0}}{s} \right) \\ \tilde{\Phi}_q - \frac{\Phi_{q0}}{s} &= -L_q(s) \left(\tilde{i}_q - \frac{i_{q0}}{s} \right) \\ \Phi_{d0} &= -L_d i_{d0} + L_{md} i_{f0} \\ \Phi_{q0} &= -L_q i_{q0} \\ L_d &= l_a + L_{md} \\ L_q &= l_a + L_{mq} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

変数の頭に~を付したものはラプラス変換後の裏関数を意味し, sはラプラス演算子である。また, $L_d(s)$, $L_q(s)$, $G_f(s)$ はいわゆるd, q軸オペレーショナルインダクタンスと界磁伝達関数であり, 更に $G'_f(s)$ は界磁電圧も変化する状況において必要となる伝達関数である。上式が回転速度一定の条件の基礎での同期発電機の電氣的過渡現象解析のための基本式, つまり電機子電圧・電流と界磁電圧・電流の関係を表す式である。ここで重要なことは、図1のように回転子回路構造が不明であっても、ブラックボックス部分が可逆回路であれば、一般的に上式の関係が成立するという点である。

d, q軸オペレーショナルインダクタンスと2個の伝達関数 $L_d(s)$, $L_q(s)$, $G_f(s)$, $G'_f(s)$ の具体的表現は、d, q軸回転子回路(界磁回路と制動回路)の構造が決まれば定まるが、オペレーショナルインダクタンスはブラックボックス部分を集中定数回路で表現した場合に、その自由度に等しい次数の多項式を分子に有する式で一般的に表現される。例えば、伝統的に用いられているd, q軸回路モデルとして図2のようにd, q軸ともに制動回路を1個の集中定数回路で表現した場合には、d軸は2次(界磁回路+制動回路), q軸は1次の多項式となり、次式のように一般的に表現されることになる。

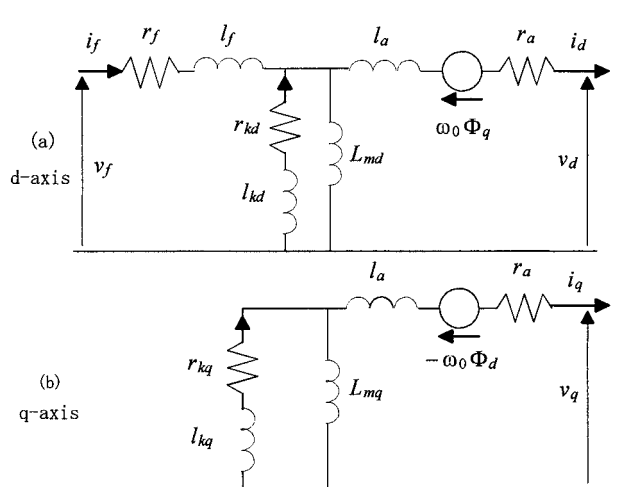


図2 伝統的d, q軸等価回路

Fig. 2. Conventional d- and q-axis equivalent circuits.

$$\left. \begin{aligned} L_d(s) &= L_d \frac{(1 + T'_d s)(1 + T''_d s)}{(1 + T'_{do} s)(1 + T''_{do} s)} \\ L_q(s) &= L_q \frac{(1 + T'_q s)}{(1 + T'_{qo} s)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

同様に、 $G_f(s)$, $G'_f(s)$ も一般的に次式で表現される。

$$\left. \begin{aligned} G_f(s) &= \frac{L_{md}}{r_f} \frac{(1 + T_{kd} s)}{(1 + T'_{do} s)(1 + T''_{do} s)} \\ G'_f(s) &= \frac{1}{r_f} \frac{(1 + T'_{kd} s)}{(1 + T'_{do} s)(1 + T''_{do} s)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

上式で、 $T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}, T'_q, T''_q$ は短絡過渡 or 短絡初期過渡時定数、開放時定数 or 開放初期時定数であり、その定義式として伝統的な式が一般に用いられているが、後に示すようにそれらは q 軸の定義式を除いて近似式である。また、 T_{kd}, T'_{kd} は制動回路の定数で決まる時定数であり、3・4 節で示すように特に T_{kd} は重要である。

2・2 試験定数と等価回路定数の関係 同期機の種々の過渡現象を Park の d, q 軸モデルを基礎として解析する際には、基本的に図 1 のブラックボックス部分を例えば図 2 のように具体的に表現した上で等価回路の各定数の値が必要になる。これら回路定数を各種試験に基づいて決定する際に、同期発電機の電氣的過渡現象は、(1), (2) 式の基本式によって表されているように基本的に 2 個のオペレーショナル・インダクタンスと 2 個の伝達関数 $L_d(s), L_q(s)$, $G_f(s), G'_f(s)$ によって記述される。従って、電機子電圧・電流と界磁電圧・電流の何らかの形の観測によって同期機の定数を決定する場合、いかなる形であれまず第一にこれら 4 個の関数を決定することから始まることになる。特に、通常一般的と考えられる界磁電圧一定下において電機子回路諸量の観測によって定数決定を行う場合には、オペレーショナル・インダクタンス $L_d(s), L_q(s)$ が現象を決定することになる。

例えば、図 2 の等価回路モデルを用いる場合には、 $L_d(s), L_q(s)$ は (3) 式のように一般的に定数 $L_d, L_q, T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}, T'_q, T''_q, T'_{qo}, T''_{qo}$ によって表されるので、まずこれら定数の値が試験によって初めに求まり、次にこれらの試験定数の値より図 2 の d, q 軸等価回路定数が決定されることになる。なお、3 相突発短絡試験法のように得られる定数が $T'_d, T''_d, L_d, L'_d, L''_d$ である場合にも、 L'_d, L''_d は各開放時定数 T'_{do}, T''_{do} と従属関係にあるので、結果として $L_d, L_q, T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}, T'_q, T''_q, T'_{qo}, T''_{qo}$ が求まる場合と基本的に同じであることは文献 (9) で示したとおりである。これら試験によって得られる定数を以後試験定数と呼ぶ。

3. Canay のインダクタンスを考慮した場合の試験定数と等価回路定数の関係

3・1 基本的背景 図 2(a) の d 軸回路は、3 個の巻線（電機子巻線、界磁巻線、制動巻線）全てに鎖交する主磁束（励磁インダクタンス L_{md} ）と各巻線のもれ磁束（漏れインダクタンス l_a, l_f, l_{kd} ）のみを考慮して回路が構成

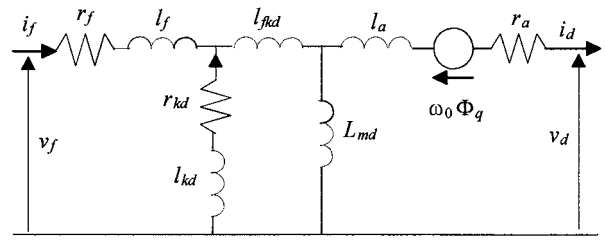


図 3 Canay のインダクタンスを考慮した d 軸等価回路

Fig. 3. d-axis equivalent circuit considering Canay inductance.

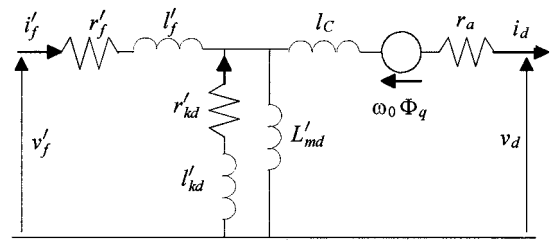


図 4 Canay のインダクタンスを消去した d 軸等価回路

Fig. 4. d-axis equivalent circuit eliminating Canay inductance.

されている。しかしながら、現実には 3 個のうちの 2 個の巻線（例えば円筒型タービン発電機の場合には制動巻線と界磁巻線）を取り囲む磁束が存在する。この磁束に対応したインダクタンスを l_{fkd} として図 2(a) の d 軸回路を書き直すと図 3 が得られる⁽¹⁴⁾。これは 3 巻線変圧器や 2 重かご形誘導機の場合と同様である⁽¹⁵⁾。 l_{fkd} に関して最初に詳細な検討を行ったのが Canay であり⁽³⁾、それゆえ l_{fkd} は一般に Canay インダクタンスと呼ばれている。わが国においては、ほとんどの場合に l_{fkd} を考慮しないで解析が行われているが、Canay は l_{fkd} を無視すると界磁電流の応答における誤差が大きくなることを示している。

次節では、図 2 の伝統的回路モデルおよび図 3 の Canay インダクタンスを考慮したモデルのそれぞれにおける試験定数から等価回路定数を導出する計算式を示し、Canay インダクタンス導入のための基礎を確立する。なお、同様な展開は Canay 自身によっても示されているが⁽¹⁶⁾、Canay の第一の目的は特性インダクタンス l_c の導入である。すなわち、図 3 においてこの l_c を l_a の代わりに使用し、他の回路定数部分にも変更を加えた結果として図 4 に示されている等価的に l_{fkd} のない等価回路を求めるものであり、それに対する定数決定法となっている。図 4 は一見 Canay のインダクタンスが無い形になっているが、その影響は考慮されており実質的に図 3 と等価である。ただし、励磁インダクタンスも含めて回転子側回路の諸量（' の付いたもの）が Canay インダクタンスによって定まる係数によって補正され、実際の値とは異なるものになる。更に、図 4 のモデルでは主磁束の飽和レベルに応じて ' の付いた定数値が全て変

化するという欠点があり、ほとんど実用されていない。これに対して以下に示す等価回路定数計算法は図 3 そのものに対するものであり、試験定数との明白な関係も取れているので、実用上価値のあるものである。ちなみに、文献(16)の方法では、試験定数として後述する T_{kd} の代わりに l_c が必要である。

以下に、試験定数 $L_d, L_q, T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}, T'_q, T''_q$ (ないしは L'_d, L''_d, L'_q) および T_{kd} から等価回路定数を計算する方法をまとめて示す。詳細は文献(9),(10)参照。

3.2 図 2 に対する伝統的方法 (3) 式の各オペレーショナルインダクタンスは図 2 の回路定数に対応して結果的に次式のように表現できる。

$$L_d(s) \approx L_d \frac{(1 + T'_{d*} s)(1 + T''_{d*} s)}{(1 + T'_{do*} s)(1 + T''_{do*} s)} \dots\dots\dots (5)$$

$$\left. \begin{aligned} T'_{d*} &= \frac{1}{r_f} \left(l_f + \frac{L_{md} l_a}{L_{md} + l_a} \right) \\ T''_{d*} &= \frac{1}{r_{kd}} \left(l_{kd} + \frac{l_f L_{md} l_a}{l_f L_{md} + L_{md} l_a + l_a l_f} \right) \\ T'_{do*} &= \frac{L_{md} + l_f}{r_f} \\ T''_{do*} &= \frac{1}{r_{kd}} \left(l_{kd} + \frac{L_{md} l_f}{L_{md} + l_f} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

$$L_q(s) = L_q \frac{1 + s T''_{qo}}{1 + s T'_{qo}} \dots\dots\dots (7)$$

$$\left. \begin{aligned} T''_{qo} &= \frac{1}{r_{kq}} \left(l_{kq} + \frac{L_{mq} l_a}{L_{mq} + l_a} \right) \\ T'_{qo} &= \frac{L_{mq} + l_{kq}}{r_{kq}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

上式で、d 軸に関する (5) 式の表現は (6) 式で定義される各時定数の近似式 (その意味で下添え字 * を付した) で表現したものであり、これら時定数の近似表現は (3) 式に現れる時定数と厳密には一致しない。一方、q 軸の関係式は正確な式であり、(7)、(8) 式は (3) 式と理論的に正確に一致する。従って、q 軸等価回路定数は (8) 式の関係式を用いて試験定数から正確に求めることができる。更に、過渡・初期過渡リアクタンスに関しては伝統的に次の関係式が用いられている。

$$\frac{1}{L'_{d*}} = \frac{1}{L_d} \left[\frac{T'_{do*}}{T'_{d*}} \right] \dots\dots\dots (9)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{L''_{d*}} &= \frac{1}{L_d} \frac{T'_{do*} T''_{do*}}{T'_{d*} T''_{d*}} \\ \frac{1}{L''_{qo}} &= \frac{1}{L_q} \frac{T'_{qo}}{T''_{qo}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

以上において、8 個の試験定数 $L_d, L_q, T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}, T'_q, T''_q$ を (6)、(8) 式に適用し、(2) 式の L_d, L_q における電機子漏れインダクタンス l_a は別途得られるものとして、8 個の等価回路定数 $L_{md}, L_{mq}, r_f, l_f, r_{kd}, l_{kd}, r_{kq}, l_{kq}$ が求まることになる。3 相短絡試験などで $T'_{do}, T''_{do}, T'_{qo}$ の

代わりに L'_d, L''_d, L'_q が得られる場合には (9)、(10) 式も使用する。

3.3 図 2(a) に対する正確な方法(正確な方法 I) 図 2 の等価回路に対する正確な等価回路定数を求める方法を示す。ただし、q 軸に関しては前節の伝統的方法で正確な値が得られるので、以下では d 軸回路定数についてのみ記述する。まず次式により $T_{d1}, T_{d2}, T_{d3}, R_{dr}$ を計算する。

$$\left. \begin{aligned} R_{dr} &= \frac{L_{md}^2}{L_d \{ (T'_{do} + T''_{do}) - (T'_d + T''_d) \}} \\ T_{d3} &= \frac{T'_{do} T''_{do} - T'_d T''_d}{(T'_{do} + T''_{do}) - (T'_d + T''_d)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

ただし、 T_{d1}, T_{d2} は次式の 2 根を s_1, s_2 とすると、

$$\left. \begin{aligned} 1 + as + bs^2 &= 0 \\ a &= \frac{L_d(T'_d + T''_d) - l_a(T'_{do} + T''_{do})}{L_{md}} \\ b &= \frac{L_d T'_d T''_d - l_a T'_{do} T''_{do}}{L_{md}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

次式により計算される。ただし、 $|s_1| < |s_2|$ 、つまり $T_{d1} > T_{d2}$ である。

$$\left. \begin{aligned} T_{d1} &= -1/s_1 \\ T_{d2} &= -1/s_2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

これらの値を次式に代入して等価回路定数が得られる。

$$\left. \begin{aligned} r_f &= R_{dr} \frac{T_{d1} - T_{d2}}{T_{d1} - T_{d3}} \\ r_{kd} &= R_{dr} \frac{T_{d1} - T_{d2}}{T_{d3} - T_{d2}} \\ l_f &= r_f T_{d1} \\ l_{kd} &= r_{kd} T_{d2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

なお、3 相突発短絡試験等の場合で、開放時定数 T'_{do}, T''_{do} が得られず、代わりに L'_d, L''_d が得られる場合には、 T'_{do}, T''_{do} は次式の 2 根として求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} x^2 - Ax + B &= 0 \\ A &= \frac{L_d L''_d T'_d + T''_d (L_d L'_d + L'_d L''_d - L_d L'_d)}{L'_d L''_d} \\ B &= T'_d T''_d \frac{L_d}{L'_d} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

3.4 図 3 に対する正確な方法(正確な方法 II) Canay インダクタンスを考慮した図 3 の d 軸等価回路に対する試験定数から d 軸回路定数を求める方法を示す。図 3 の等価回路に対しても (1)、(2) 式の基本式が成立することは言うまでも無いが、この場合も図 2(a) と同様に d 軸回転子回路部分の自由度は 2 であり、d 軸オペレーショナルインダクタンスと界磁伝達関数 $L_d(s), G_f(s)$ も (3)、(4) 式で表されることになる。

さて、前節で示したように図 2(a) の等価回路定数は全て $L_d(s)$ に関する情報のみによって決定することができる。し

かしながら, Canay インダクタンスを考慮する場合には未知数に対して試験定数の数が不足する。この場合, 界磁電圧一定の条件下における電機子側諸量の試験結果からは $L_d(s)$ の情報しか得られないので, 界磁電流の試験結果, すなわち $G_f(s)$ に関する情報を用いることが必要になる。具体的には T_{kd} の値が得られれば良い。従って, この場合の試験定数は $L_d, T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}, T_{kd}$ であり, 等価回路定数は別途得られる l_a を別として $L_{md}, r_f, l_f, r_{kd}, l_{kd}, l_{fkd}$ の 6 個が未知数となる。なお, 3 相突発短絡試験法等の場合で試験定数が $T'_d, T''_d, L_d, L'_d, L''_d, T_{kd}$ となる場合にも (15) 式を用いて L'_d, L''_d から T'_{do}, T''_{do} を計算すればよい。なお, 文献 (17) では 3 相突発短絡試験時の界磁電流測定値から T_{kd} を決定する方法が示されている。前節と全く同様にして $T_{d1}, T_{d2}, T_{d3}, R_{dr}$ を計算した後, 次式により等価回路定数が得られる。(16) 式より $T_{kd} = l_{kd}/r_{kd}$ の関係が有り, T_{kd} が制動回路の時定数を表していることが分かる。

$$\left. \begin{aligned} T_f &= \frac{T_{d1}T_{d3} + T_{d2}T_{d3} - T_{d1}T_{d2} - T_{kd}T_{d3}}{T_{d3} - T_{kd}} \\ r_f &= R_{dr} \frac{T_{kd} - T_f}{T_{d3} - T_f} \\ r_{kd} &= R_{dr} \frac{T_{kd} - T_f}{T_{kd} - T_{d3}} \\ l_f &= r_f T_f \\ l_{kd} &= r_{kd} T_{kd} \\ l_{fkd} &= R_{dr} \frac{T_{d1}T_{d2} - T_{kd}(T_{d1} + T_{d2}) + T_{kd}^2}{T_{d3} - T_{kd}} \end{aligned} \right\} \dots (16)$$

4. 等価回路定数の計算例

前述の 3 種の方法 (伝統的方法, 正確な方法 I, Canay のインダクタンスを考慮した正確な方法 II) に基づいて試験定数から回路定数を計算した例を示す。なお, q 軸回路定数は伝統的方法により求めたが, これは正確な値となる。

供試定数として電機子漏れインダクタンス l_a および試験定数 $L_d, L'_d, L''_d, T'_d, T''_d, L_q, L'_q, T'_q$ を想定する。文献 (18) に記載されている水車発電機と原子力発電機の代表機定数を例として計算した結果を表 1, 表 2 に示す。なお, 電機子抵抗も別途示してあるが, これは次式で表される電機子時定数 T_a の定義式⁽¹⁵⁾ に従って計算したものである。

$$T_a = 2L'_d L''_q / \{r_a(L'_d + L''_q)\} \dots (17)$$

伝統的方法欄に示した%値は正確な値に対する相対誤差であり, 最大 4% 程度の誤差が生じていることが分かる。

次に, 同じ各代表機定数を用いて Canay のインダクタンスを考慮した正確な方法 II によって計算した d 軸定数の結果を表 3, 表 4 に示す。この場合の試験定数は表 1 または表 2 と全く同じであるが, 更に追加の試験定数 T_{kd} が必要となる。しかしながら文献 (18) には T_{kd} の値が示されていないので, 本論文では以下のように設定した。図 3 の d 軸等価回路において $l_{fkd} = 0$ となる場合は図 2(a) に一致

表 1 回路定数 (水車発電機・その 1)

Table 1. Parameters (Hydro generator-1).

| | | | | |
|--|-----------|-----------------------------|--------------------------|----------------|
| Hydro generator 21MVA, 6.6KV, 50Hz, $\cos \phi = 0.953$ $l_a = 0.13$ (pu), $T_a = 0.17$ (s), $r_a = 0.00412$ (pu), $H = 1.813$ (s) | | | | |
| d-axis parameters | | | | |
| Test parameters | | | Conventional method | Exact method I |
| | | T'_{do} | 4.845 (s) (-1.42%) | 4.915 (s) |
| L_d | 1.23 (pu) | T''_{do} | 0.0832 (s) (+1.46%) | 0.0820 (s) |
| L'_d | 0.33 (pu) | r_f | 0.00088 (pu) (-3.30%) | 0.00091 (pu) |
| L''_d | 0.23 (pu) | l_f | 0.244 (pu) (-3.94%) | 0.254 (pu) |
| T'_d | 1.30 (s) | r_{kd} | 0.0153 (pu) (+2.68%) | 0.0149 (pu) |
| T''_d | 0.058 (s) | l_{kd} | 0.200 (pu) (+3.09%) | 0.194 (pu) |
| q-axis parameters | | | | |
| Test parameters | | Conventional method (exact) | | |
| L_q | 0.71 (pu) | T''_{qo} | 0.318 (s) | |
| L''_q | 0.21 (pu) | r_{kq} | 0.00674 (pu) | |
| T''_q | 0.094 (s) | l_{kq} | 0.0928 (pu) | |

表 2 回路定数 (原子力発電機・その 1)

Table 2. Parameters (Nuclear generator-1).

| | | | | |
|--|-----------|-----------------------------|--------------------------|----------------|
| Nuclear generator 1300MVA, 19.0KV, 50Hz, $\cos \phi = 0.9$ $l_a = 0.21$ (pu), $T_a = 0.25$ (s), $r_a = 0.00369$ (pu), $H = 4.44$ (s) | | | | |
| d-axis parameters | | | | |
| Test parameters | | | Conventional method | Exact method I |
| | | T'_{do} | 7.303 (s) (-0.44%) | 7.335 (s) |
| L_d | 1.85 (pu) | T''_{do} | 0.0354 (s) (+0.57%) | 0.0352 (s) |
| L'_d | 0.38 (pu) | r_f | 0.00080 (pu) (-1.23%) | 0.00081 (pu) |
| L''_d | 0.29 (pu) | l_f | 0.190 (pu) (-2.56%) | 0.195 (pu) |
| T'_d | 1.50 (s) | r_{kd} | 0.0289 (pu) (+1.40%) | 0.0285 (pu) |
| T''_d | 0.027 (s) | l_{kd} | 0.151 (pu) (+2.03%) | 0.148 (pu) |
| q-axis parameters | | | | |
| Test parameters | | Conventional method (exact) | | |
| L_q | 1.85 (pu) | T''_{qo} | 0.172 (s) | |
| L''_q | 0.29 (pu) | r_{kq} | 0.0319 (pu) | |
| T''_q | 0.027 (s) | l_{kq} | 0.0841 (pu) | |

する。従って、図 2(a) に対するのと同じ試験定数並びに $l_{fkd} = 0$ となるような T_{kd} を用いて正確な方法 II で図 3 の定数を決定すれば、それらは結果的に図 2(a) に対するものと全く同じになる。つまり、従来法（正確な方法 I）は正確な方法 II における特殊な場合（ $l_{fkd} = 0$ ）と見なすことができる。ここで、 $l_{fkd} = 0$ となる T_{kd} の値は、(16) 式が $l_{fkd} = 0$ の場合も含めて成立することから、正確な方法 I で得られた r_{kd} 、 l_{kd} を (16) 式の $T_{kd} = l_{kd}/r_{kd}$ に代入して得られる。表 3、4 下の注欄に示した T_{kd0} はこのようにして得られた $l_{fkd} = 0$ に対応する T_{kd} を表しており、この値を用いて正確な方法 II で回路定数を求めると表 1、表 2 に示した正確な方法 I 欄の値が得られる。本論文ではそれぞれの発電機モデルに対してこの T_{kd0} を中心として大小二つの T_{kd} を設定して計算を行った。この際、文献(16)に示されているタービン発電機、水車発電機に対する Canay リアクタンス（同文献中の x_{rC} ）の値の例（絶対値で 0.1 pu 前後）を参考にして、ほぼこれに近い値の l_{fkd} を与える T_{kd} を T_{kd0} の前後に設定した。表 3、表 4 はこれらの結果を示している。ここで、時定数 T'_{do} 、 T''_{do} は T_{kd} の値に関係なく同一であり、表 1、表 2 の正確な方法 I 欄に示した値と同じもの

表 3 回路定数（水車発電機・その 2—正確な方法 II）

Table 3. Parameters (Hydro generator-2—Exact method II).

| Hydro generator 21MVA, 6.6KV, 50Hz | | |
|------------------------------------|--------------|--------------|
| T'_{do} | 4.915 (s) | |
| T''_{do} | 0.0820 (s) | |
| T_{kd} | 0.02 (s) | 0.055 (s) |
| r_f | 0.00097 (pu) | 0.00089 (pu) |
| l_f | 0.196 (pu) | 0.334 (pu) |
| r_{kd} | 0.00766 (pu) | 0.0280 (pu) |
| l_{kd} | 0.0481 (pu) | 0.484 (pu) |
| l_{fkd} | 0.0714 (pu) | -0.0875 (pu) |

(Note) $T_{kd0} = 0.0414$ (s).

表 4 回路定数（原子力発電機・その 2—正確な方法 II）

Table 4. Parameters (Nuclear generator-2—Exact method II).

| Nuclear generator 1300MVA, 19.0KV, 50Hz | | |
|---|--------------|--------------|
| T'_{do} | 7.335 (s) | |
| T''_{do} | 0.0352 (s) | |
| T_{kd} | 0.005 (s) | 0.023 (s) |
| r_f | 0.00085 (pu) | 0.00080 (pu) |
| l_f | 0.134 (pu) | 0.275 (pu) |
| r_{kd} | 0.0122 (pu) | 0.0592 (pu) |
| l_{kd} | 0.0192 (pu) | 0.428 (pu) |
| l_{fkd} | 0.0673 (pu) | -0.0833 (pu) |

(Note) $T_{kd0} = 0.0165$ (s).

が得られる。これらの結果から回転子回路の定数（ r_f 、 l_f 、 r_{kd} 、 l_{kd} ）が時定数 T_{kd} に応じて比較的大きく変化することが分かる。しかし、これらの値が変化しても試験定数 L_d 、 L'_d 、 L''_d 、 T'_d 、 T''_d とそれから得られる T'_{do} 、 T''_{do} が同じであるのでオペレーショナルインダクタンス $L_d(s)$ は変わらず、界磁電圧一定の条件下における過渡現象においては電機子電流の応答は同じである。 T_{kd} の変化は界磁伝達関数 $G_f(s)$ のみ変化させるので、これに応じて界磁電流の応答は変化することになる。

5. シミュレーション結果

5.1 シミュレーション I 前出の水車発電機と原子力発電機モデルを対象として、表 1、2 の伝統的方法と正確な方法 I の定数、および表 3、4 の正確な方法 II による二つの定数の計 4 つの定数を用いて 3 相短絡故障を想定したシミュレーションを行った。モデル系統として図 5 に示してある一機無限大母線系統モデルを用い、発電機至近端での 3 相地絡（3LG）故障を想定した。図 5 の系統定数は発電機の自己容量ベース値である。なお、発電機の磁気飽和は考慮せず、また AVR およびガバナーの発電機制御系も考慮していない。従って、界磁電圧一定の条件下での計算となる。計算の条件は、 $t = 0.1$ s で 2 回線送電線の 1 回線発電機至近端で 3LG 発生、その後故障継続とした。計算には文献(19)にて報告した同期機の電機子過渡現象によって発生する過渡直流電流を近似的に考慮できる手法に基づいて開発したプログラムを用いた。潮流計算結果および発電機の各種初期条件は表 5 に示してある。発電機ノードは P/V 指定とした。

シミュレーション結果を図 6 に示す。界磁電流（a-水車

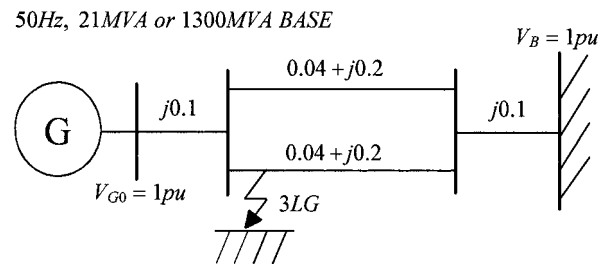


図 5 モデル系統

Fig. 5. Model system.

表 5 初期条件（シミュレーション-I, II）

Table 5. Initial conditions (Simulation-I, II).

| | Hydro-G | Nuclear-G |
|-----------|---------|-----------|
| P | 0.953 | 0.90 |
| V | 1.00 | 1.00 |
| Q | 0.074 | 0.063 |
| E'_{fd} | 1.55 | 2.01 |
| δ | 49.1° | 71.7° |

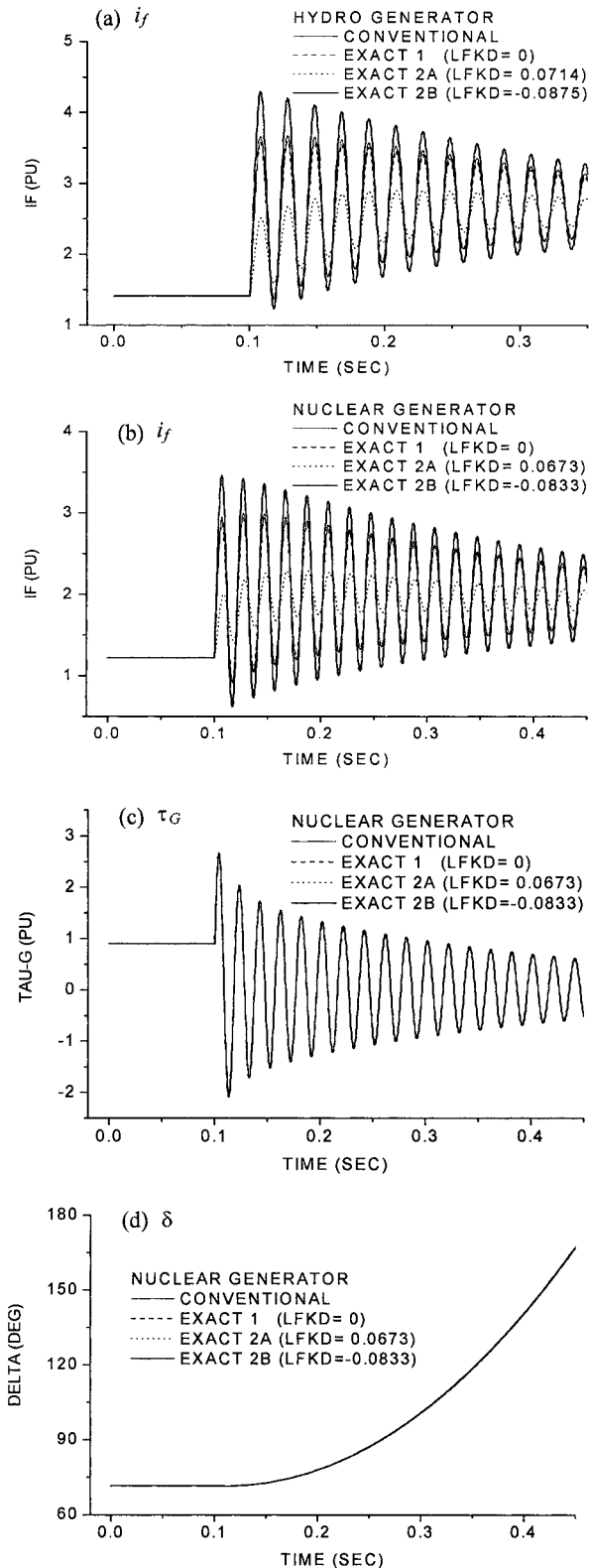


図6 シミュレーション結果-I
Fig. 6. Simulation results -I.

発電機, b-原子力発電機), 発生トルク (c-原子力機), および負荷角 (d-原子力機) の応答を示してある。これらの結果より明らかなように, Canay インダクタンスの値に応じて界磁電流の応答がかなり異なる反面, Canay インダクタ

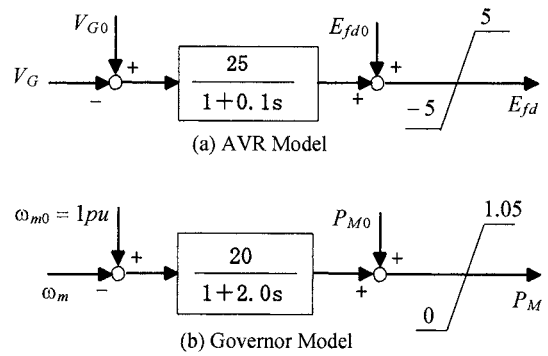


図7 AVR およびガバナーモデル
Fig. 7. AVR and governor models.

ンスに関係なく界磁電流以外の応答は基本的に同じになることが分かる。これは, 界磁電圧一定下においては, 電機子側回路の諸量を決定するオペレーショナルインダクタンスが Canay のインダクタンスに無関係であるため, 発生トルクの応答が同一となり, その結果として負荷角の応答も同じになるからである。一方, 界磁電流は Canay のインダクタンスの影響を受ける界磁伝達関数 $G_f(s)$ によって決まるため, Canay インダクタンスの値によってその応答が大きく影響されることになる。なお, 伝統的方法と正確な方法 I での差は, 界磁電流の応答にわずかに見られるが, 全体的にこの場合あまり大きくはない。

5.2 シミュレーション II 続いて, 界磁電圧が変化する場合に関して 3 相地絡故障を想定した過渡安定度シミュレーションを行った。図 5 のモデル系統を用い, 前節同様 3 つのモデル (伝統的方法, 正確な方法 I, 正確な方法 II) に対する 4 つの定数によりシミュレーションを行った。また, 図 7 に示す AVR およびガバナーモデルを考慮した。これにより, 界磁電圧が変化する場合での解析となる。計算の条件は, $t = 0.13s$ で 2 回線の送電線の 1 回線至近端で 3LG 発生, $t = 0.2s$ で 1 回線遮断, $t = 1.0s$ での再閉路とした。潮流計算結果および発電機の各種初期条件は表 5 と同様である。

シミュレーション結果を図 8, 図 9 に示す。水車発電機と原子力発電機それぞれに対する負荷角の通常図 (a) および拡大図 (b) を示してある。これらの結果から, 過渡安定度的には Canay インダクタンス l_{fkd} が正の値の場合に安定度が低く, 逆に負の値の時に安定度が高い。一方, Canay インダクタンスを考慮しない伝統的方法および正確な方法 I は前記二つの場合の中間に位置している。以上のように, 界磁電圧一定下においては Canay インダクタンスに関係なく界磁電流以外の応答は基本的に同じになるのに対し, 本ケースのように AVR があって界磁電圧が変化する場合においては, Canay インダクタンスの値に応じて負荷角等の過渡的応答が異なることが明らかとなった。

5.3 シミュレーション III 前節において Canay インダクタンスの有無によって過渡安定度特性に差が現れる

表 6 初期条件 (シミュレーション-III)

Table 6. Initial conditions (Simulation-III).

| | Hydro-G | Nuclear-G |
|----------|---------|-----------|
| P | 1.00 | 1.01 |
| V | 1.00 | 1.00 |
| Q | 0.223 | 0.228 |
| E_{fd} | 1.73 | 2.35 |
| δ | 61.1° | 82.7° |

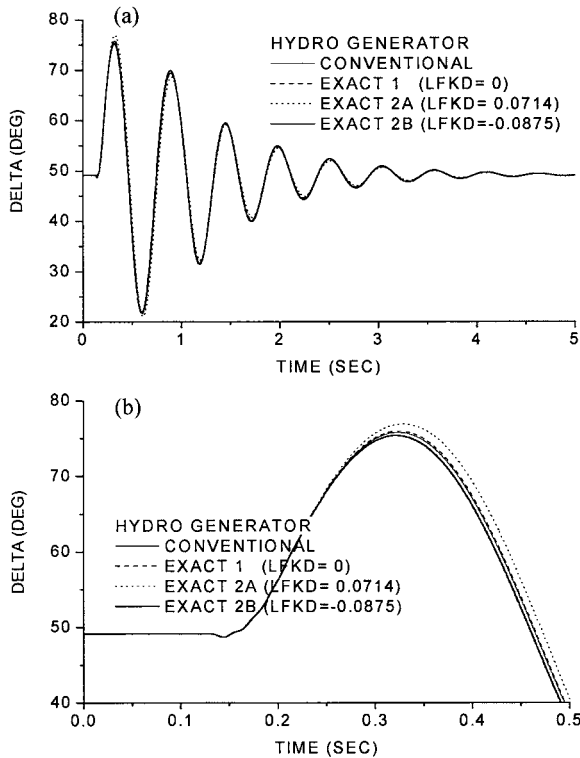


図 8 シミュレーション結果-II (水車発電機)

Fig. 8. Simulation results -II (Hydro-G).

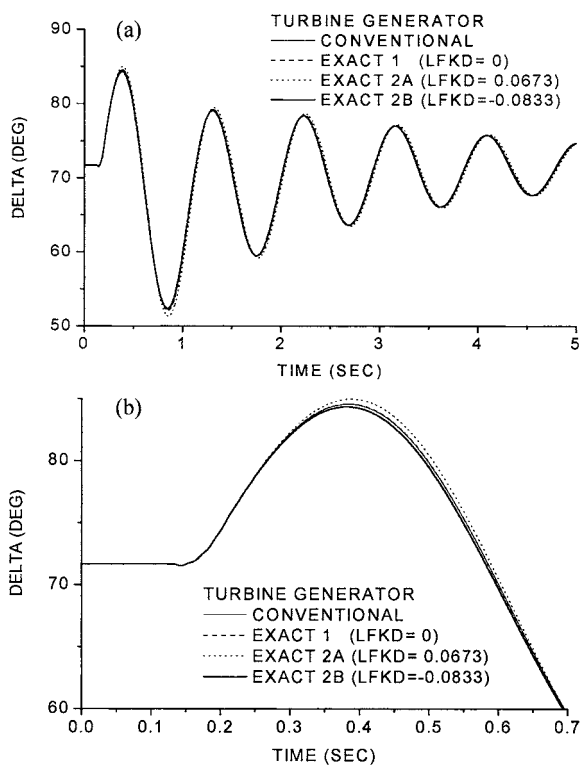


図 9 シミュレーション結果-II (原子力発電機)

Fig. 9. Simulation results -II (Nuclear-G).

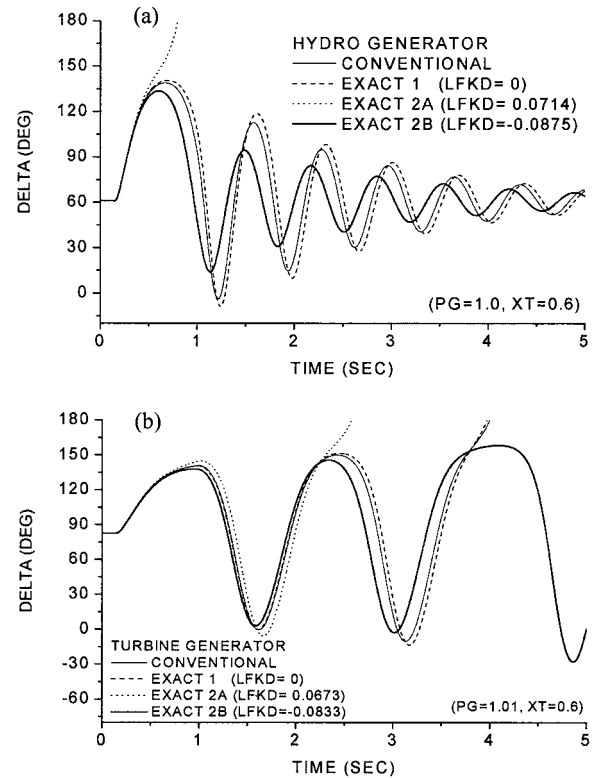


図 10 シミュレーション結果-III

Fig. 10. Simulation results -III.

ことが分かったが、この点をより鮮明にするために、本節では過渡安定的に臨界的な条件下での計算を行ってみた。まず、図 5 のモデル系統において送電線リアクタンスのみ 0.6 pu に変更した。次に、各発電機の出力条件を若干高出力に変更した。この場合の潮流計算結果および発電機初期条件を表 6 に示してある。故障の条件等は前節のシミュレーション-II と全く同様である。

シミュレーション結果を図 10 (a-水車発電機, b-原子力発電機) に示す。これから分かるように、水車発電機の場合には正の Canay インダクタンスの場合のみ脱調した。一方、原子力発電機の場合には正の Canay インダクタンスの場合に第 2 波脱調, Canay インダクタンス無しの場合に第 3 波脱調した。この結果からも、正の Canay インダクタンスの場合に最も安定度が低く、負の Canay インダクタンス

の場合が最も安定度が高いことが分かる。

本論文では、Canay インダクタンスの過渡安定度に対する影響を確認するために、表 3、表 4 に示すように水力機・原子力機の両者に対して正負の Canay インダクタンスを設定して検討した。これは、Canay インダクタンスの正負による過渡安定度特性の違いを突極形水車発電機、円筒型タービン発電機の両モデルで確認するためである。一方、Canay によれば円筒型発電機では Canay インダクタンスが正⁽²⁰⁾、突極形発電機では負になることが示されており⁽²¹⁾、従って Canay インダクタンスを考慮しない過渡安定度解析は、突極形発電機では安全サイドの結果を与えるが、円筒型発電機では楽観サイドの解を与える恐れがあることになる。なお、Canay インダクタンスが負になることに関して、例えば三巻線変圧器においても各巻線間の結合に応じて表現上負のインダクタンスが現れることがあるが、モデルとして問題があるわけではない⁽²²⁾。Canay は水車発電機における Canay インダクタンスが負になる理由として、界磁巻線と制動巻線間の結合よりも界磁巻線と電機子巻線間の方が磁極鉄心端部の磁束によって結合が強くなる点を指摘している⁽²¹⁾。

6. あとがき

本稿では、Canay のインダクタンスを考慮した場合の同期発電機の d 、 q 軸等価回路に対する電氣的過渡現象解析のための基本式を基礎として、試験等により得られる定数と等価回路定数の間の関係および前者から後者への正確な換算法を導出した。次に、水車発電機と原子力発電機の代表機定数を用いて、Canay インダクタンスを考慮した場合としない場合に関して総計 4 種類の等価回路定数計算例を示した。すなわち、Canay インダクタンスを考慮しない場合として伝統的方法と正確な方法 I の 2 ケース、および Canay インダクタンスを考慮した場合として正と負の値の Canay インダクタンスを用いた 2 ケースである。続いて、Canay インダクタンスの同期機過渡安定度特性への影響調査を目的として、水車発電機と原子力タービン発電機の代表機に対して得られた総計 4 種類の定数並びに 1 機無限大母線システムモデルを基礎として、3 相短絡故障を想定した過渡安定度シミュレーションを行った。その結果、界磁電圧が一定である条件下においては、界磁電流の応答を除いていずれの定数による解も基本的に同一となり、従って過渡安定度も同じになることを確認した。続いて、界磁電圧が変化する場合として AVR を考慮した計算を行い、過渡安定度が異なることを確認し、正の Canay インダクタンスの場合に過渡安定度が低くめになり、負の Canay インダクタンスの場合に過渡安定度が高めの解となることを示した。この結果、従来の Canay インダクタンスを考慮しない解析は、水車発電機では安全サイドの結果を与えるが、円筒型タービン発電機では楽観サイドの解を与える恐れがあることが明らかとなった。

以上により、AVR 有の場合に Canay インダクタンスが過

渡安定度へ影響することが明らかとなった。現実の同期発電機では一般に AVR が装備されており、従って過渡安定度を正確に評価するためには Canay インダクタンスの考慮が重要であると考えられる。現在、わが国においては Canay インダクタンスは系統解析においてほとんど考慮されていないので、今後はその決定法の確立とともにデータの蓄積を進め、一方解析プログラム等への Canay インダクタンスの組み込みを図ってゆくことが重要⁽²³⁾ であると考えられる。(平成 15 年 8 月 4 日受付、平成 15 年 12 月 15 日再受付)

文 献

- (1) R.H. Park: "Definition of an Ideal Synchronous Machine and Formula for the Armature Flux Linkage", *GE Review*, Vol.31, No.6, p.332 (1928)
- (2) R.H. Park: "Two Reaction Theory of Synchronous Machines (Generalized Method of Analysis—Part I)", *Trans. AIEE*, Vol.48, p.716 (1929)
- (3) I.M. Canay: "Causes of Discrepancies on Calculation of Rotor Quantities and Exact Equivalent Diagrams of the Synchronous Machines", *IEEE Trans.*, Vol.PAS-88, p.1114 (1969)
- (4) IEEE Guide for Synchronous Generator Modeling Practices in Stability Analyses, IEEE Std 1110-1991 (1991)
- (5) 電中研:「大規模電力システムの安定度総合解析システムの開発」, 電中研総合報告 T14 (1990)
- (6) 電中研:「電力系統安定度解析システムマニュアル」, 電中研調査資料 T88914 (1989)
- (7) T. Kano, et al.: "Influence of mutual leakage reactance of salient-pole synchronous machine at sudden three phase short-circuit", IEEJ Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-02-105 (2002)
- (8) D. Hiramatsu, et al.: "Study of Generator Field Voltage at Loss-of-Excitation", IEEJ Technical Meeting on Power Engineering, PE-02-2 (2002)
- (9) J. Tamura: "A Consideration on the Characteristics of d and q Axes Parameters of Synchronous Machines", IEEJ Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-01-120 (2001)
- (10) J. Tamura, et al.: "A Consideration on the Characteristics of d and q Axes Parameters of Synchronous Machines (Part2)", IEEJ Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-02-38 (2002)
- (11) J. Tamura, et al.: "A Consideration on the Characteristics of d and q Axes Parameters of Synchronous Machines (Part3)", IEEJ Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-02-106 (2002)
- (12) J. Tamura, et al.: "Effects of Canay Inductance of Synchronous Machines on Transient Stability", IEEJ Technical Meeting on Rotating Machinery, RM-03-28 (2003)
- (13) J. Tamura, et al.: "A Consideration on Basic Equations for Electrical Transients of Synchronous Machines", *Trans. IEE Japan*, Vol.111-D, No.5, p.403 (1991)
- (14) 電気学会:「同期機諸定数の適用技術」, 電気学会技術報告, 第 798 号 (2000)
- (15) 猪狩武尚 著: 電気機械理論, コロナ社 (1977)
- (16) I.M. Canay: "Determination of Model Parameters of Synchronous Machines", *IEE Proc.*, Vol.130, Part-B, No.2, p.86 (1983)
- (17) Y. Takeda, et al.: "Determination of synchronous machine parameters allowing for unequal mutual inductances", *Proc. IEE*, Vol.121, No.12, p.1501 (1974)
- (18) 電気学会:「1980 年に以降に製作された大容量同期機諸定数の調査結果」, 電気学会技術報告, 第 763 号 (1999)
- (19) J. Tamura, et al.: "A Method of Power System Simulation Considering Armature Transients of Synchronous Machines (Part 2)", *Trans. IEE Japan*, Vol.116-B, No.2, p.225 (1996)
- (20) I.M. Canay: "Equivalent Circuits of Synchronous Machines for Calculating Quantities of the Rotor during Transient Processes and Asynchronous Starting (Part I. Turbogenerators)", *Brown Boveri Review*, Vol.56, p.60 (1969)
- (21) I.M. Canay: "Equivalent Circuits of Synchronous Machines for Calculating Quantities of the Rotor during Transient Processes and Asynchronous Starting (Part II. Salient-pole Machines)", *Brown Boveri Review*, Vol.57, p.134 (1970)
- (22) 関根泰次: 電力系統過渡解析論, p.174, オーム社 (1984)
- (23) 多田泰之 他:「発電機測定データを用いた Park モデル用パラメータ自動作成ウィンドウの開発」, 平 15 電気学会全大, No.6-066 (2003)

田村 淳二 (正員) 1957年1月17日生。1984年3月北海道大学大学院博士課程修了。現在、北見工業大学電気電子工学科教授。1991年9月より10か月間米国テキサス大学客員研究員。同期機および電力系統の解析に関する研究に従事。工学博士。電気設備学会、日本風力エネルギー協会会員。IEEE Senior Member。



多田 泰之 (正員) 1981年3月埼玉県立川越工業高等学校電気科卒業。同年4月東京電力(株)入社。1988年東電学園大学部卒業。1989年4月より、同社技術開発研究所系統技術グループ勤務。この間、1989年4月より1年間東京大学工学部電気工学科受託研究員。1996年電気学会論文賞、1998年同優秀論文発表賞受賞。技術士(電気・電子部門)、博士(工学)、IEEE 会員。



高橋 理音 (正員) 1976年1月4日生。1998年3月北見工業大学電気電子工学科卒業。同年4月北見工業大学電気電子工学科教務職員となり、現在に至る。主として電力系統および可変速発電機に関する研究に従事。



栗田 篤 (正員) 1981年3月静岡大学大学院工学系研究科電気工学専攻修士課程修了。同年4月東京電力(株)入社。現在、同社技術開発研究所系統技術グループ所属。主として、電力系統の解析および制御に関する研究に従事。1990年および1996年電気学会論文賞受賞。



高澤 毅 (正員) 1974年4月4日生。1997年3月早稲田大学電気電子情報工学科卒業。同年東京電力(株)入社。水力発電所及び変電所運転・保守業務を経て現在、同社技術開発研究所、系統技術グループにて電力系統解析技術の研究開発業務に従事。

