

媒介變數 修正에 의한 同期機의 모델링에 관한 研究

論 文

32~11~1

A Study on the Synchronous Machine Modeling by Parameter Modification

金 俊 鉉* · 劉 錫 九* · 俣 龍 泰**

(Junc-Hyun Kim · Seok-Ku You · Yong-Tae Sul)

Abstract

In this paper, the more accurate and simple synchronous machine model is derived by parameter modification method.

At first, the flux linkage state space model is composed by redefining the parameters of synchronous machine and considering the saturation effect approximately.

After that, this modified model is apply to the power system model and the effects of power system stability is analyzed by this model's characteristics in fault condition.

As the result, the modified synchronous machine model shows more accurate and simple than the previous one.

1. 序 論

同期機는 電力系統의 根源이 되는 부분으로서 系統을 計劃하고 運用하는데 있어서 매우 중요한 비중을 차지한다. 즉, 同期機의 過渡·動特性은 電力系統의 安定性에 직접적인 영향을 미치는 것으로, 最近 電力需要가 증가함에 따라 系統이 대규모화되고 同期發電機의 容量이 커짐으로써 그 중요성이 높아지고 있다.¹⁴⁾

이러한 同期機의 特性을 解析하기 위해서는 정확한 모델링이 요구되는데, 여기에는 Blondel의 2反作用理論과 간략화된 Park 變換, 界試驗등을 통한 직접적인 技法과 媒介變數를 이용한 디지털電算機 시뮬레이션技法 등이 있다.^{6)~8)}

그러나 同期機의 機械의 非線型性, 飽和現象 등을 모두 數式的으로 표현하는데는 많은 어려움이 있어 모델링의 정확성과 多機系統에 적용하기 위한 간략화가 문제로 되고 있다.^{11), 2), 4), 5), 12), 13)} 最近 G. Shackshaft 와 R. Neilson 은 120 MW 同期發電機로서 여러가지 勵磁, 負荷상태에 따른 실험을

기초로 同期機모델링을 하였으나¹⁶⁾, 모든 상태에 적합한 모델링은 구하기 어려웠으며, 특히 q軸 媒介變數의 선정이 모델링의 정확성에 큰 영향을 미치는 것으로 밝혀지, 그후 demello, Umans, Adkins 등에 의해 이 점을 개선한 모델링技法 등이 제시되었다.^{9)~11), 15)}

따라서, 本 研究에서는 同期機를 디지털電算機를 이용하여 모델링하는데 있어서, 同期機의 媒介變數를 수정하여 고려함으로써 모델링을 정확하고 간략화 하는데 중점을 두었다. 먼저 同期機 媒介變數 ψ_{fdm} , ψ_{lam} , M1, M2를 새로이 가정하고, 凸極型 同期機에서 문제가 되는 飽和現象을 指數函數 형태로서 近似的으로 고려하여 鎖交磁束 狀態空間모델을 재구성 하였다. 이러한 數式的모델을 定常, 過渡의 두 경우로 나누어 각각의 特性을 解析하고, 이를 2機의 모델系統에 적용하여 三相短絡과 같은 故障가 發生한 경우 端子電壓, 出力, 界磁電流, 位相角등을 디지털電算機 시뮬레이션을 통해 구하여, 實際 DATA 와 기존 모델링結果와 비교·검토함으로써, 그 有用性을 입증하였다.

2. 同期機의 數式的모델링

同期機를 정확히 數式的으로 표현하기는 어렵지만,

* 正 會 員 : 漢陽大 工大 電氣工學科 教授
** 正 會 員 : 漢陽大 大學院 電氣工學科 博士課程
接受日字 : 1983年 8月16日

일반적으로 電力系統에서의 安定特性을 解析하는데는 다음과 같은 가정하에 Park의 모델링技法이 이용된다. 3), 6)

- (1) d 軸의 모든 相互리액턴스는 同一하며, 磁化액턴스와 같다.
- (2) 각 捲線의 自己리액턴스는 磁化리액턴스와 漏洩리액턴스의 合과 같다.
- (3) d, q 軸의 漏洩리액턴스는 同一하다.

이러한 가정에 의해 同期機의 d 軸에 대한 電壓(e_d), 界磁電壓(e_{fd}), 制動捲線電壓(=0)은 식(1)과 같고,

$$\left. \begin{aligned} e_d &= \dot{\psi}_d - \omega \psi_q - r i_d \\ e_{fd} &= \dot{\psi}_{fd} + r_{fd} i_{fd} \\ 0 &= \dot{\psi}_{id} + r_{ld} i_d \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

q 軸에 대한 電壓(e_q)과 制動捲線電壓(=0)은 식(2)와 같이 된다.

$$\left. \begin{aligned} e_q &= \dot{\psi}_q + \omega \psi_d - r i_q \\ 0 &= \dot{\psi}_{iq} + r_{ld} i_q \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

또한, d, q 軸의 鎖交磁束方程式을 행렬식 형태로 표시하면 식(3)과 같으며, 여기서 ψ_{id}, ψ_{iq} 는 각각 d, q 軸 制動捲線의 鎖交磁束을 나타낸다.

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_{fd} \\ \psi_{id} \\ \psi_q \\ \psi_{iq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -X_d & X_{afd} & X_{ald} & 0 & 0 \\ -X_{afd} & X_{fld} & X_{fld} & 0 & 0 \\ -X_{ald} & X_{ffd} & X_{lld} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -X_q & X_{alq} \\ 0 & 0 & 0 & -X_{alq} & X_{llq} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_{fd} \\ i_{id} \\ i_q \\ i_{iq} \end{bmatrix} \quad (3)$$

同期機를 定常, 過渡의 두 狀態에 대해서 모델링하기 위해서는 각각의 狀態를 결정하는 媒介變數가 필요하게 된다. 즉, 定常狀態인 경우는 制動捲線의 特性과 界磁回路的 過渡特性이 무시되므로 $X_d, X_q, X_{afd}, r, r_{fd}$ 등 5개의 定常狀態 媒介變數와 過渡狀態特性을 결정하는 $r_{ld}, X_{ffd}, X_{lld}, X_{ald}, X_{fld}, X_{llq}, r_{llq}, X_{alq}$ 등 8개의 過渡狀態 媒介變數가 존재한다.

그런데, 過渡狀態에서 $e_{fd}, i_{fd}, e_d, e_q, i_d, i_q$ 는 측정 가능한 量으로서, 이를 實數와 虛數部로 나누면, d 軸에서는 4개, q 軸에서는 2개의 方程式이 얻어지는데, 아직 d 軸에서는 $X_{ffd}, X_{fld}, X_{ald}, X_{lld}, q$ 軸에서는 $X_{alq}, X_{llq}, r_{llq}$ 등의 媒介變數가 未知이다. 따라서, d, q 軸 制動捲線의 鎖交磁束을 각각 ψ_{idm}, ψ_{iqm} 이라 하고, d 軸 制動捲線의 리액턴스 성분 X_{ld} , 電機子와 制動捲線과의 리액턴스 성분 X_{ald} , 界磁捲線과 制動捲線과의 리액턴스 성분 X_{fld} 와의 관계를 각각 $M1, M2$ 라 가정하면 다음과 같이 된다.

$$\left. \begin{aligned} \psi_{idm} &= \psi_{id} / \sqrt{X_{lld}} \\ \psi_{iqm} &= \psi_{iq} / \sqrt{X_{llq}} \\ M1 &= X_{ald} / \sqrt{X_{lld}} \\ M2 &= X_{fld} / \sqrt{X_{lld}} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

이와같이 측정 가능한 $e_{fd}, i_{fd}, e_d, e_q, i_d, i_q$ 와 식(1), (2)로부터 $X_d, X_q, X_{afd}, r, r_{fd}$ 를 구하여 새로이 정의된 媒介變數중 d, q 軸 制動捲線의 抵抗 r_{ld}, r_{llq} 는 각각 임의의 상수로 주어지므로, 이와 식(4)에 의한

$$\begin{aligned} X_{lld} &= r_{ld} T_{ld}, & X_{ald} &= M1 \sqrt{X_{lld}} \\ X_{fld} &= M2 \sqrt{X_{lld}}, & X_{llq} &= r_{llq} T'_{q0} \\ X_{alq} &= \sqrt{(X_q - X'_q)} X_{lq} \end{aligned}$$

등의 관계를 이용하여 媒介變數를 算定한다. 이들을 이용하면 d 軸에서는 $X_{ffd}, M1, M2, T_{ld}, q$ 軸에서는 次過渡變數 X'_q, T'_{q0} 등 모두 6개의 媒介變數만을 결정하면 된다.

또한, 凸極型 同期機의 飽和現象은 그 特性이 非線型으로, 디지털電算機 시뮬레이션에서는 거의 무시되어 왔으나, 여기서는 모델링의 精確성을 기하기 위해 飽和效果를 다음과 같은 指數函數 형태로 표시하여 고려하였다.

$$S_G = A_G e^{B_G V_d} \quad (5)$$

여기서,

$$V_d = V_t - 0.8$$

$$A_G = S_{G1.0} / 1.2 S_{G1.2}$$

$$B_G = 5 \ln (1.2 S_{G1.2} / S_{G1.0})$$

$$S_{G1.0} = (I_B - I_A) / I_A$$

$$S_{G1.2} = (I_C - 1.2 I_A) / 1.2 I_A$$

이러한 현상 등을 고려하여 同期機의 전체적인 鎖交磁束 狀態空間모델을 구성하면 식(6)과 같이 된다.

$$\begin{bmatrix} \dot{\psi}_d \\ \dot{\psi}_{fd} \\ \dot{\psi}_{idm} \\ \dot{\psi}_q \\ \dot{\psi}_{iqm} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{r}{X'_d} & r A_1 & r A_2 & 1 & 0 \\ r_{fd} A_1 & -r_{fd} A_3 & r_{fd} A_4 & 0 & 0 \\ \frac{A_2}{T_{ld}} & \frac{A_4}{T_{ld}} & -\frac{A_5}{T_{ld}} & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & -\frac{r}{X'_q} & r A_6 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{A_6}{T'_{q0}} & -\frac{S_G X_q}{T'_{q0} X'_q} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_{fd} \\ \psi_{idm} \\ \psi_q \\ \psi_{iqm} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_d \\ e_{fd} \\ 0 \\ e_q \\ 0 \end{bmatrix} \quad (6)$$

여기서,

$$A_1 = (X_{afd} - M1 M2) / K$$

$$A_2 = (X_{ffd} M1 - X_{afd} M2) / K$$

$$A_3 = (X_d - M1^2) / K$$

$$A_4 = (X_d M2 - X_{afd} M1) / K$$

$$A_5 = (X_d X_{ffd} - X_{afd}^2 / S_G) / K$$

$$A_6 = \sqrt{X_q - X'_q} / X'_q$$

$$K = X_d'' (X_{ffd} - M^2)$$

새로이 정의된 媒介變數를 이용하여 同期機의 d , q 軸 電壓方程式과 電氣의 토오크, 動搖方程式을 표시하면, 각각 식 (7), (8), (9), (10)과 같이 된다.

$$e_d = -r i_d + X_q'' i_q - X_1 \psi_{lqm} \quad (7)$$

$$e_q = -X_d'' i_d - r i_q + X_2 \psi_{fd} + X_3 \psi_{ldm} \quad (8)$$

$$T_e = \psi_d i_q - \psi_q i_d \quad (9)$$

$$\dot{\omega} = \frac{1}{M} \{ T_m + (X_d'' - X_q'') i_d i_q - X_2 i_q \psi_{fd} - X_3 i_q \psi_{ldm} + X_1 i_d \psi_{lqm} \} \quad (10)$$

여기서

M ; 貫性모멘트

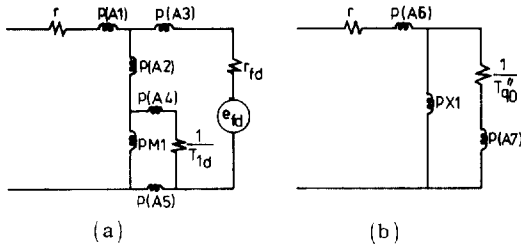
T_m ; 機械的토오크

$$X_1 = \sqrt{X_q - X_q''}$$

$$X_2 = (X_{afd} - M^2) / (X_{ffd} - M^2)$$

$$X_3 = (X_{ffd} M - M^2 X_{afd}) / (X_{ffd} - M^2)$$

이러한 同期機모델을 等價回路로 나타내면, 그림 1과 같이 된다.



$$\begin{aligned} A1 &= (X_d - X_{afd}) & A2 &= (X_{afd} - M) \\ A3 &= (X_{ffd} - X_{afd} - M^2 + M) & A4 &= (1 - M^2) \\ A5 &= (M^2 - M) & A6 &= (X_q - X_1) \\ A7 &= (1 - X_1) \end{aligned}$$

그림 1. 等價回路 (a) d 軸, (b) q 軸
Fig. 1. Equivalent circuit (a) d axis (b) q axis

3. 定常·過渡狀態 解析

定常, 過渡狀態에서의 同期機特性을 解析하기 위해, 定常狀態는 定格速度에서의 無負荷인 開回路時와 受動性 負荷가 연결된 경우, 過渡狀態는 界勵磁에 0.1 (Hz)의 작은 動搖를 가한 경우와 q 軸 負荷를 제거한 경우를 解析하였다.

먼저, 開回路狀態인 경우 i_d, i_q 는 각각 0이 되므로 d, q 軸 電壓方程式은 식(11)과 같이 된다.

$$\left. \begin{aligned} e_{fd} &= r_{fd} i_{fd} \\ e_q &= E = \psi_d = X_{afd} i_{fd} \\ e_d &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

또한, 受動性 負荷가 연결된 경우 d, q 軸 電壓方程式은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} e_d &= \dot{\psi}_{ds} - r_s i_d - \omega \psi_{qs} \\ e_q &= \dot{\psi}_{qs} - r_s i_q + \omega \psi_{ds} \end{aligned} \quad (12)$$

여기서

$$\begin{aligned} e_d &= e_q = 0 \\ \psi_{ds} &= \psi_d - X_{eq} i_d \\ \psi_{qs} &= \psi_q - X_{eq} i_q \\ r_s &= R_{eq} + r \end{aligned}$$

식 (1), (2)와 (12)로부터 각 軸의 同期化리액턴스 X_d, X_q 를 구하면, 식(13)과 같이 된다.

$$\begin{aligned} X_d &= (E/i_d) - (R_{eq} + r) (i_q/i_d) - X_{eq} \\ X_q &= (R_{eq} + r) (i_d/i_q) - X_{eq} \end{aligned} \quad (13)$$

또한, 0.1 (Hz)의 動搖에 따른 開回路인 경우, 機械方程式의 增分은 식(14)와 같이 된다.

$$\left. \begin{aligned} \Delta e_d &= j\omega_s \Delta \psi_d - \omega \Delta \psi_q \\ \Delta e_{fd} &= \{ r_{fd} + j\omega_s X_{ffd} + \omega_s^2 T_{ld} M^2 (1/(1+j\omega_s T_{ld})) \} \Delta i_{fd} \\ \Delta \psi_d &= \{ X_{afd} - j\omega_s (M^2 T_{ld} / (1+j\omega_s T_{ld})) \} \Delta i_{fd} \\ \Delta e_q &= j\omega_s \Delta \psi_q + \omega \Delta \psi_d \\ \Delta \psi_s &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

마지막으로, q 軸 負荷제거 상태는 demello의 解析의 誘導技法¹⁵⁾을 이용한 것으로서 事故 발생 以前 電機子電流의 d 軸成分이 0인 경우와 外亂이 가해지는 기간동안 界電流의 偏差가 최소로 되는 負荷條件에서, 系統으로 부터 同期發電機가 분리되는 것에 의한 端子電壓의 偏差를 이용하여 q 軸 媒介變數값을 결정하는 技法이다. 이에, 電機子저항 r 은 무시되며 同期化리액턴스와 次同期化리액턴스는 각각 식 (15), (16)과 같이 된다.

$$X_q = (\sqrt{e_{d0}^2 - e_{q0}^2}) / I_1 \quad (15)$$

$$X_q' = (\sqrt{e_{d0}^2 - e_{q0}^2} - \sqrt{e_{d0}^2 - e_{q0}^2}) / I_1 \quad (16)$$

여기서

- e_{d0} : 開回路 端子電壓
- e_{q0} : 開回路 q 軸電壓
- e_{d0}' : 次過渡 開回路 端子電壓

또한, q 軸의 次過渡 開回路 時定數는 식 (17)과 같다.

$$T_{d0}' = 2\tau / \{ 1 - \log e [\frac{2 e_{q0} + (e_{d0}' - e_{q0}) e^{-1}}{e_{d0}' + e_{q0}}] \} \quad (17)$$

4. 모델 시스템에의 適用事例

4.1 모델 시스템

지금까지의 同期機모델을 그림 2와 같은 2機의 모델 시스템에 적용하였다. 각 發電機는 凸極機이고, 定格은 375[KVA], 300[KW], 480[V], 1200[rpm]이며, 負荷는 平衡負荷이다. 또한, 發電機 1의 特性을 주로 해석하기 위해서, 發電機 2는 단순히 送電線路에서 소비되는 無効電力의 일부만을 분담하고, 發電機 1에서 발생하는 出力은 거의 모두가 負荷에 공급되며, 일반적인 多機系統 安定度解析에서와 같이 發電機 2는 過渡리액턴스 X'_{d2} 하에서의 電壓이 일정하여 기준으로 잡는다고 가정했다.

그리고, 故障는 發電機 1의 端子근처인 F 點에서 三相短絡事故가 $t=0$ [sec]인 순간에 발생하여, 0.15[sec] 동안 지속된 경우로 하였다.

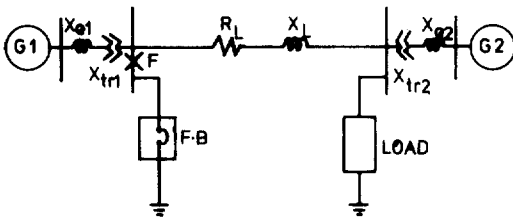


그림 2. 모델 시스템
Fig. 2. Model system

모델 시스템의 回路網方程式을 發電機 1, 2에 대해서, 각각의 d, q 軸 固定子電流 ($I_{D1}, I_{Q1}, I_{D2}, I_{Q2}$)에 대한 행렬식 형태로 표시하면 식(18)과 같다.

$$\begin{bmatrix} I_{D1} \\ I_{Q1} \\ I_{D2} \\ I_{Q2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_{11} & -B_{11} & G_{12} & -B_{12} \\ B_{11} & G_{11} & B_{12} & G_{12} \\ G_{21} & -B_{21} & G_{22} & -B_{22} \\ B_{21} & G_{21} & B_{22} & G_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_{D1} \\ E_{Q1} \\ E_{D2} \\ E_{Q2} \end{bmatrix} \quad (18)$$

또한, 發電機 1에 대한 電壓方程式은 식(19)와 같이 된다.

$$\begin{cases} E_{D1} = U_1 I_{D1} + U_2 I_{Q1} + U_5 \\ E_{Q1} = U_3 I_{D1} + U_4 I_{Q1} + U_6 \end{cases} \quad (19)$$

여기서,

$$\begin{aligned} U_1 &= -r + (X'_d - X'_q) \sin \delta \cos \delta \\ U_2 &= X'_d \sin^2 \delta + X'_q \cos^2 \delta \\ U_3 &= -X'_d \cos^2 \delta - X'_q \sin^2 \delta \\ U_4 &= -r - (X'_d - X'_q) \cos \delta \sin \delta \\ U_5 &= -X_1 \cos \delta \psi_{lqm} - X_2 \sin \delta \psi_{fd} - X_3 \sin \delta \psi_{ldm} \\ U_6 &= X_2 \cos \delta \psi_{fd} + X_3 \cos \delta \psi_{ldm} - X_1 \sin \delta \psi_{lqm} \end{aligned}$$

發電機 1에 대한 固定子電流는 식(20)으로써 구하고

$$\begin{bmatrix} I_{D1} \\ I_{Q1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_1 & F_2 \\ F_3 & F_4 \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} G_{12} & -B_{12} \\ B_{12} & G_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E_{D2} \\ E_{Q2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} CC \\ DD \end{bmatrix} \quad (20)$$

여기서,

$$\begin{aligned} F_1 &= (1 - G_{11} U_1 + B_{11} U_3) \\ F_2 &= -G_{11} U_2 + B_{11} U_4 \\ F_3 &= -B_{11} U_1 - G_{11} U_3 \\ F_4 &= (1 - B_{11} U_2 - G_{11} U_4) \\ CC &= G_{11} U_5 - B_{11} U_6 \\ DD &= B_{11} U_5 + G_{11} U_6 \end{aligned}$$

이를 이용하면, 식(18)로부터 E_{D1}, E_{Q1} 이 계산되어, 發電機 2의 電流 I_{D2}, I_{Q2} 를 구할 수 있다.

또한, 鎖交磁束 狀態空間方程式(6)은 4次 Runge-Kutta-Gill法을 이용해서 算定하고, 이를 식(10)에 대입하여 發電機 1의 角速度 ω_1 을 구한다. 다음, 다음과 같은 식(21)을 이용해서 發電機 1의 回轉子角을 구한다.

$$\dot{\delta}_1 = \omega_1 = \omega_0 \quad (21)$$

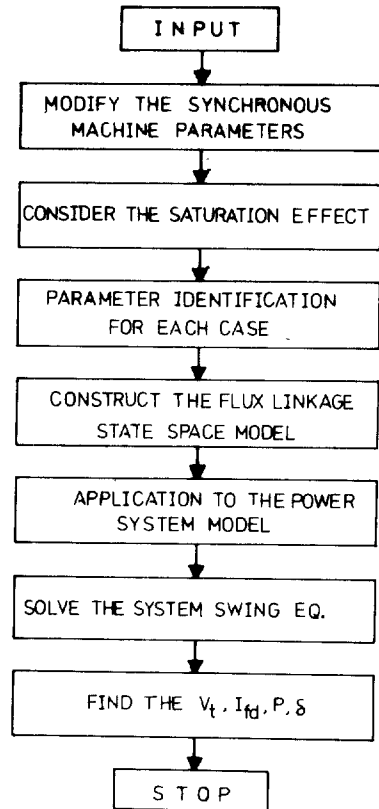


그림 3. 計算過程
Fig. 3. Flow chart

여기서, $\omega_0 = 2\pi f_0$

그리고, 發電機 2의 電壓은 過渡리액턴스 X'_{d2} 하에서도 일정한 값이므로 다음과 같이 표시된다.

$$E'_2 = E_2 + (r_2 + jX'_{d2}) I_2 \quad (22)$$

따라서, 發電機 2의 角速度 ω_2 는

$$\begin{aligned} \dot{\omega}_2 &= \frac{1}{M_2} (P_{m2} - P_{e2}) \\ &= \frac{1}{M_2} (P_{m2} - \text{Real}(E'_2 I_2^*)) \quad (23) \end{aligned}$$

로서 구해지는데, 여기서, 機械的出力 P_{m2} 는 항상 일정하고, E'_2 역시 일정하므로, ω_2 는 변하지 않는다. 또한 發電機 2의 回轉子角 δ_2 는,

$$\dot{\delta}_2 = \omega_2 - \omega_0 \quad (24)$$

로 되는데, 이 역시 일정한 값이므로, 이를 기준으로 하여 發電機 1과 2의 位相差角 $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$ 를 구한다.

이러한 計算過程을 그림으로 표시하면 그림 3과 같이 된다.

4.2 結果分析

定常狀態에서 飽和效果에 의한 端子電壓 V_t , 界磁

電流 I_{fd} , 有効電力 P 의 特性은 표 1과 같이 飽和現象의 고려여부에 따라서 V_t 는 0.0304 (PU), I_{fd} 는 0.0893 (PU), P 는 0.0510 (PU) 정도의 차이가 있음을 보였다.

표 1. 飽和效果에 따른 V_t, I_{fd}, p 의 비교

Table 1. Comparison of V_t, I_{fd}, p by saturation effect

| V_t | | I_{fd} | | p | |
|--------|--------|----------|--------|--------|--------|
| U·S | S | U·S | S | U·S | S |
| 0.9642 | 0.9338 | 0.9314 | 0.8421 | 0.8725 | 0.8215 |

* U·S; unsaturated
S; saturated

단위 : (P.U)

또한, 그림 2 모델系統의 F點에서 三相短絡事故가 $t=0$ (sec)인 순간에 발생하여 0.15(sec) 동안 계속된 후에 제거된 경우, 故障에 직접적인 영향을 받는 發電機 1의 V_t, I_{fd}, P 와 位相角 δ 의 시간적 변화를 기준 Park 모델과 실제 DATA와 비교하여 표시하면 그림 4와 같다.

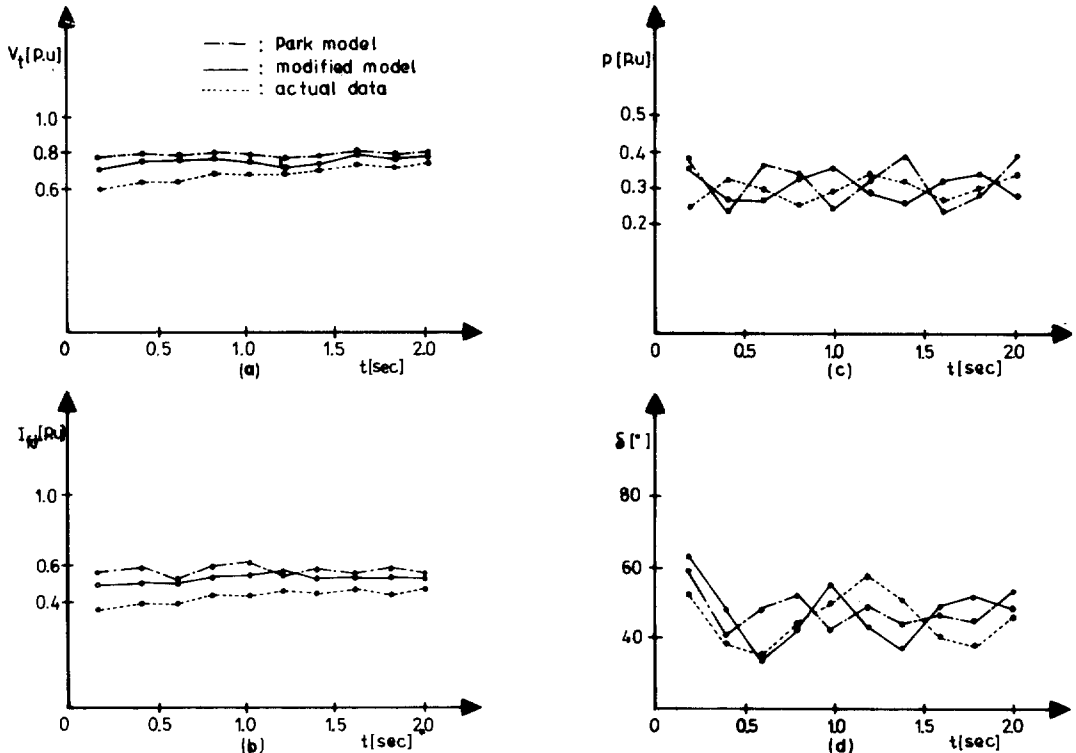


그림 4. 故障에 의한 同期機 特性 (a) 端子電壓 (b) 界磁電流 (c) 有効電力 (d) 位相角
Fig. 4. Synchronous machine characteristics by fault. (a) terminal voltage (b) field current (c) active power (d) torque angle

그림 4에서 보면 전반적으로 실제 DATA가 시뮬레이션에 의한 DATA보다 더 적음을 알 수 있는데, 특히 기존 Park 모델과는 端子電壓은 0.05~0.2 [P.U], 界磁電流는 0.07~0.21 [P.U] 有効電流은 0.01~0.16 [P.U], 位相角은 2~14〔°〕 정도의 차이가 있음을 보였다. 이에 비해서 개선된 모델은 기존 Park 모델보다 V_t 와 I_{fd} 가 각각 0.01~0.08 [P.U], 0~0.1 [P.U] 정도, P 와 δ 는 각각 0.01~0.13 [P.U], 1.5~10〔°〕 정도로 그 정확성이 개선됨을 알 수 있다.

또한, 모델링에 필요한 計算時間은 기존 Park 모델이 12.045 [sec]의 C.P.U time이 소요되는데 비해서, 개선된 모델의 C.P.U time은 10.214 [sec]로서 시뮬레이션 시간이 단축됨을 보였다.

5. 結 論

本 研究에서는 同期機모델링을 媒介變數 수정을 통한 디지털電算機 시뮬레이션 결과, 다음과 같은 結論을 얻었다.

1) 飽和效果를 指數函數형태로 近似化하여 고려한 결과, 표 1과 같이 V_t 는 약 3.15〔%〕, I_{fd} 는 약 9.58〔%〕, P 는 약 5.84〔%〕 정도의 차이를 보임으로서, 凸極型 同期發電機에서는 이 飽和現象을 보다 더 정확히 參照해야 할 필요가 있으며,

2) 모델系統에 적용하여 시뮬레이션한 결과 그림 4와 같이 모델링技法에 따라 전반적으로 0~0.1 [P.U] 정도의 차이가 발생하므로, 電力系統에서의 同期發電機特性을 解析하기 위해서는 보다 정확한 모델링이 요구됨을 알 수 있다.

3) 또한, 모델링에 필요한 計算時間은 媒介變數를 수정함으로써, 개선된 모델이 기존 Park 모델에 비해 1.831[sec]의 C.P.U time이 단축되어, 모델링의 簡便성이 향상됨으로써, 多機系統에 적용하여 解析하기가 용이할 것으로 본다.

이러한 同期機의 精確한 모델링은 電力系統에서 同期發電機를 적절히 制御하여 系統의 安定性을 精確히 解析하는데 이용될 수 있으며, 끝으로 不平衡狀態와 動的 負荷特性등을 고려한 종합적인 모델링에 관한 研究가 요구된다고 본다.

記 号

- ψ_{ld} : d 軸 制動捲線 鎖交磁束
- r_{ld} : d 軸 制動捲線 抵抗
- X_{ad} : d 軸 漏洩리액턴스
- X_{afd} : 電機子와 界捲線사이의 相互리액턴스

- X_{omd} : 電機子와 d 軸 制動捲線(m) 사이의 相互리액턴스
- X_{fmd} : 界捲線과 d 軸 制動捲線(m) 사이의 相互리액턴스
- X_{ffd} : 界捲線 리액턴스
- X_{onq} : 電機子와 q 軸 制動捲線(n) 사이의 相互리액턴스
- X_{sq} : 機械측에서 본 等價 외부리액턴스
- R_{sq} : 機械측에서 본 等價 외부저항
- I_A : V_t 가 1.0 [P.U]인 경우 空極線에 해당하는 電流
- I_B : V_t 가 1.0 [P.U]인 경우 開回路 飽和曲線에 해당하는 電流
- I_C : V_t 가 1.2 [P.U]인 경우 空極線에 해당하는 電流
- r_{fd} : d 軸 界磁捲線抵抗.
- X_{ffd} : d 軸 界磁捲線과 制動捲線과의 리액턴스.
- S_G : 飽和函數
- V_d : 電壓偏差
- V_t : 端子電壓
- $S_{G1.0}$: V_t 가 1.0 [P.U]인 경우의 飽和函數
- $S_{G1.2}$: V_t 가 1.2 [P.U]인 경우의 飽和函數
- $X_d X_q$: 각각 d, q 軸 리액턴스
- X_{lld}, X_{llq} : 각각 d, q 軸 制動捲線 리액턴스
- r_{lld}, r_{llq} : 각각 d, q 軸 制動捲線 抵抗
- X_{old}, X_{olq} : 각각 d, q 軸 電機子捲線과 制動捲線과의 리액턴스
- e_{fd}, i_{fd} : 각각 d 軸 界磁電壓, 界磁電流.
- e_d, e_q : 각각 d, q 軸 電壓
- i_d, i_q : 각각 d, q 軸 電流
- A_G, B_G : 飽和函數
- I_{D1}, I_{Q1} : 각각 發電機 1의 d, q 軸 固定子電流
- I_{D2}, I_{Q2} : 각각 發電機 2의 d, q 軸 固定子電流
- E_{D1}, E_{Q1} : 각각 發電機 1의 d, q 軸 電壓
- G_{11}, B_{11} : 각각 自己콘덕턴스, 自己서셉턴스
- G_{12}, B_{12} : 각각 相互콘덕턴스, 相互서셉턴스
- E : 開回路電壓

附 錄

◎回轉子角 δ 의 결정
그림 A1과 같은 1機無限大母線系統의 發電機出力은 식 (A1)과 같다.

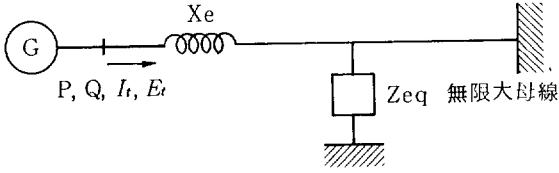


그림 A1 . 1機無限大系統

Fig. A1 . The system of single machine connected to an infinite bus.

$$P + jQ = e_t i_t^* \quad (A1)$$

여기서,

$$P = e_d i_d + e_q i_q \quad (A2)$$

$$Q = e_q i_d - e_d i_q \quad (A3)$$

식 (A2), (A3)으로부터 i_d, i_q 는

$$i_d = \frac{P e_d + Q e_q}{e_d^2 + e_q^2} \quad (A4)$$

$$i_q = \frac{-Q e_d + P e_q}{e_d^2 + e_q^2} \quad (A5)$$

와 같고, d, q 軸 電壓은 식 (A6), (A7)이 된다.

$$e_d = E_t \sin \delta = X_q i_q - r i_d \quad (A6)$$

$$e_q = E_t \cos \delta = E - X_d i_d - r i_q \quad (A7)$$

따라서, 식 (A4), (A5)를 식 (A6), (A7)에 대입하여 X_d, X_q 에 관해 정리하면,

$$X_d = \frac{\frac{E_t E}{P \sin \delta} - \frac{E_t^2}{P} \cot \delta - r \cot \delta + r \frac{Q}{P}}{1 + \frac{Q}{P} \cot \delta} \quad (A8)$$

$$X_q = \frac{\frac{E_t^2}{P} \tan \delta + r \tan \delta + r \frac{Q}{P}}{1 - \frac{Q}{P} \tan \delta} \quad (A9)$$

와 같이 되고, q 軸을 기준으로한 發電機의 回轉角의 初期値는 식 (A9)와,

$$P = E_t I_t \cos \phi \quad (A10)$$

$$Q = E_t I_t \sin \phi \quad (A11)$$

의 관계를 이용하면,

$$\delta = \tan^{-1} \frac{X_q I_t \cos \phi - r I_t \sin \phi}{E_t + X_q I_t \sin \phi + r I_t \cos \phi} \quad (A12)$$

와 같이 된다.

References

- 1) P. L. Dandeno, R. L. Hauth and R. P. Schulz, "Effects of synchronous machine modeling in large scale system studies", IEEE Trans., vol. PAS-92, pp.574-582, March 1973.
- 2) G. Shackshaft, P. B. Heuser, "Model of generator saturation for use in power system studies", Pro. IEE, vol. 126, No. 8, pp.759-763, 1979
- 3) P. M. Anderson, A. A. Fouad, Power system control and stability, Iowa state univ. press, AMES, Iowa, 1977.
- 4) P. L. Dandeno, P. Kundur, "Stability performance of 555MVA turbo-alternators-Digital comparisons with system operating tests", IEEE Trans., vol. PAS-93, No. 3, pp.767-776, May 1974.
- 5) M. K. El-sherbiny, A. M. El-serafi, "Analysis of dynamic performance of saturated machine and analog simulation", IEEE Trans. vol. PAS-101, No. 7, pp.1899-1906, July 1982.
- 6) E. W. Kimbark, Power system stability, vol. 3. John Wiley and Sons, Inc., New York, 1956.
- 7) D. W. Olive, "Digital simulation of synchronous machine transients", IEEE Trans., vol. PAS-87, pp.1665-1670, Aug. 1968.
- 8) K. Prwbhashankar, W. Janischwsyj, "Digital simulation of multimachine power systems for stability studies", IEEE Trans., vol. PAS-87, pp. 73-80 Jan. 1968.
- 9) R. P. Schulz, W. D. Jones and D. N. Ewart, "Dynamic models of turbine generators derived from solid rotor equivalent circuits", IEEE Trans., vol. PAS-92, pp.926-933, May 1973.
- 10) Y. Takeda, B. Adkins, "Determination of synchronous machine parameters allowing for unequal mutual inductances", Pro. IEE, vol. 121, No. 12, pp.1501-1504, Dec. 1974.
- 11) S. D. Umans, J. A. Mallick and G. L. Wilson, "Modeling of solid rotor turbogenerators", IEEE Trans., vol. PAS-97, No. 1, part 1, 2, pp.269-292, Jan. 1978.
- 12) Y. N. Yu, H. A. Moussa, "Experimental determination of exact equivalent circuit parameters of synchronous machines", IEEE Trans., vol. PAS-90 pp.2555-2560, Nov. 1971.

- 13) P. L. Dandeno, P. Kundur, "Simulation of the non-linear dynamic response of interconnected synchronous machines, part 1, 2", IEEE Trans., vol. PAS 91, No. 5, pp.2064-2077, Sept. 1972.
- 14) P. L. Dandeno, P. Kundur and P. P. Schulz, "Recent trends and progress in synchronous machine modeling in the electric utility industry", Proc. IEE vol. 121, No. 7, pp.941-950, July 1974.
- 15) F. P. Demello, J. R. Ribeiro, "Derivation of synchronous machine parameters from tests", IEEE Trans., vol. PAS 96, pp.1211-1218, July 1977.
- 16) G. Shackshaft, R. Neilson, "Results of stability tests on an under-excited 120MW generator", Proc. IEE, vol. 119, No. 2, pp.175-188, Feb. 1972.