

부하차단시험에 의한 서인천복합화력 발전기 · 제어계의 모델링 및 검증

論 文
45~4~6

Modeling and Verification of Generator/Control System of Seo-Inchon Combined-Cycle Plant by Load Rejection Test

崔景宣* · 文英煥* · 金東俊* · 秋鎭夫** · 柳承憲** · 權泰遠**
(Kyung-Sun Choi · Young-Hwan Moon · Dong-Joon Kim · Jin-Boo Choo ·
Seung-Heon Lyu · Tae-won Kwon)

Abstract - The gas-turbine generator of Seo-Inchon combined-cycle plant was tested for derivation of a model for dynamic analysis. Load rejection and AVR step test was performed to get the dynamic response of generator. The parameters of generator/control system model were determined by these measured data. No-load saturation test was performed for the saturation characteristics of the generator under steady state. V-curve test was also performed so as to find exact generator parameters. Q-axis parameters of generator was derived by measuring power angle. AVR and governor constants have been tuned by their oscillatory period and settling time characteristics. The derived parameters of generator · control system is verified by one-machine infinite bus system simulation.

Key Words : Generator Parameters, Load Rejection Test, Excitation System Model, Gas-Turbine Model, Model Derivation/Verification

1. 서 론

전력계통의 안정적인 운용과 합리적인 계획 수립을 위하여 정확한 안정도 해석용 데이터 확보는 필수적이며 특히 계통이 복잡해짐에 따라 나타나는 여러 가지 불안정 요인을 규명하고 대책을 수립하는데 필요하다. 일반적으로 안정도 해석에 필요한 데이터로는 발전기 정수와 여자시스템 정수 및 조속기-터빈시스템 정수로 요약된다. 부하차단방식에 의하여 발전기 정수와 제어계 정수들을 결정하는 시험방법은 운전 중에 발전기에 스텝변화를 주어 결과를 분석하게 되는데 컴퓨터 모델과 쉽게 비교 검증이 가능하다는 장점이 있다[1, 2].

본 논문에서는 서인천복합화력발전기 가스터빈(215.7MVA) 3호기에 대해 부하차단시험을 수행하고, 그 결과를 이용하여 발전기-제어계를 모델링/검증하였다. 서인천복합화력발전기의 구성은 가스터빈 1기와 스팀터빈 1기가 1조가 되며, 모두 8조가 운전되고 있다. 서인천복합화력발전기의 일반사양은 아래와 같다.

발전기의 여자시스템은 여자전원을 PPT(Power Potential Transformer)의 출력을 사용하는 자여자방식이며, AVR의 출력이 SCR 브릿지회로를 제어하여 단자전압을 일정히 유지시키는 정지형 여자를 채택하고 있다. 또한 SCR의 도통각은 Static Voltage Regulator에 의해 제어된다. 여자시스템의 기능블럭도는 그림 1과 같다.

복합화력발전기의 터빈계통의 동작원리는 그림 2의 기능블럭

항목 \ 발전기	가스터빈	스팀터빈
정격출력(KVA)	215,700	100,700
단자전류(Amp)	9,024	4,213
단자전압(kV)	13.8	13.8
여자전류(Amp)	1,403	807
여자전압(V)	500	375

도와 같다[4].

그림 2에서와 같이 복합화력의 터빈계통은 온도제어루프와 연료제어루프로 구성되어 있다. 서인천 복합의 경우, 가스터빈의 배기온도의 기준값은 580℃이며, 효율을 높이기 위해서 항상 이 온도를 유지하도록 제어된다. 가스터빈의 발전에 이용되고 남은 스팀이 스팀터빈의 발전에 이용된다. 가스터빈의 Fuel Demand Signal을 Step-Up시키면, 발전기 전체 출력은 가스터빈의 출력 형태를 따라가는 것이 확인됨에 따라 스팀 터빈의 조속기 기능은 수초간의 단시간 시뮬레이션에서는 무시할 수 있다. 발전기, 여자기, 조속기 파라메타를 구하기 위해 V-curve 시험, 무부하 포화곡선시험, 부하차단시험, AVR STEP 시험을 수행하였다. 측정된 신호는 단자전압, 단자전류, 여자전압, 여자전류, 부하각, 조속기 출력신호, 배기온도 등이다. 모델링 결과의 검증을 위해 모델링 결과로 부터 얻은 제정수 값을 이용한 1기 무한대 계통 시뮬레이션으로부터 얻은 곡선과 실측곡선과의 오차를 비교/검토하였다.

*正 會 員 : 韓國電氣研究所 電力系統研究部 시스템制御研究팀

**正 會 員 : 韓國電力公事 電力研究院 系統運用팀

接受日字 : 1995年 9月 11日

最終完了 : 1996年 2月 26日

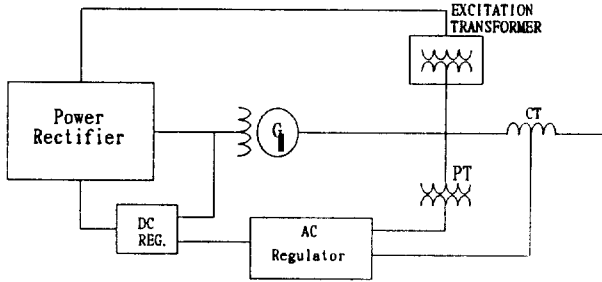


그림 1 서인천복합화력의 여자시스템의 블럭도
 Fig. 1 Block diagram of excitation system of Seo-Incheon Combined-Cycle Plant

2. 특성시험

발전기/제어계 모델 유도의 특성시험에는 정상상태 측정과 과도상태 측정이 필요하다. 각 시험에서의 측정종류는 아래와 같다.

- (1) 정상상태 측정 : V-Curve시험, 무부하포화곡선시험
- (2) 과도상태 측정 : 부하차단시험, AVR 스텝시험(계통 병해 상태)

각 시험의 방법과 목적을 표 1에 나타내었다.

가스터빈 발전기/제어계의 모델유도를 위해 필요한 측정신호는 아래와 같다.

- (1) 단자전압(V_{ab} , V_{cb}) : 14.4kV/120V_{ac}
- (2) 단자전류(I_a , I_c) : 12,000A/5A
- (3) 여자전압(V_{fd})
- (4) 여자전류(I_{fd})
- (5) Power Angle(PMG출력신호와 단자전압과의 상차각)
- (6) V_{ce} 또는 Governor 출력신호
- (7) DSP(Digital Setpoint) 즉, Governor Speed/Load 기준신호
- (8) Inlet guide vane position 신호
- (9) T_x , Thermocouple의 exhaust temperature

V-Curve 시험 및 무부하포화곡선 시험결과는 그림 3, 그림 4와 같다.

표 1 발전기/제어계 모델유도를 위한 특성시험
 Table 1 Performance test for the model derivation of generator/control system

시 험	내 용	목 적
V-Curve측정시험	◎유효출력조정 : 100%, 75%, 50%, 25% ◎무효출력조정 : -50%, -25%, 0%, 25%, 50% Mvar	$-I_d-V$: 곡선작성 -모의초기조건 비교, 검증
부하차단시험(#1)	◎(10MW-j30%MVar)차단 ◎수동전압조정	$X_d, X'_d, X''_d, T'_{d0}, T''_{d0}$
부하차단시험(#2)	◎(10MW-j30%MVar)차단 ◎AVR온전	AVR+여자계 특성
부하차단시험(#3)	◎(10MW-j25%MVar)차단 ◎AVR온전	과여자시 여자계 특성
부하차단시험(#4M)	◎(10MW-j10%MVar)차단 ◎수동전압조정	$X_d, X'_d, X''_d, T'_{d0}, T''_{d0}$
부하차단시험(#5M)	◎(25%MW-j10%MVar)차단 ◎수동전압조정	$X_d, X'_d, X''_d, T'_{d0}, T''_{d0}$ 조속기 응답특성
부하차단시험(#5A)	◎(25%MW-j10%MVar)차단 ◎AVR온전	조속기/여자계 응답특성
여자시스템 STEP 시험(off-line)시험	◎단자전압 기준을 ±5%조정	무부하시 AVR+여자계 특성

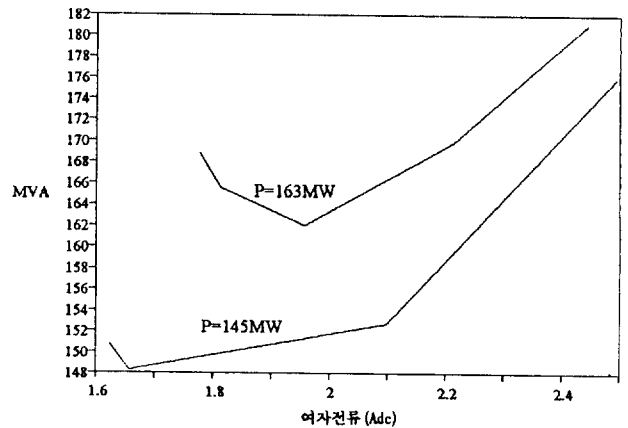


그림 3 서인천 복합화력 가스터빈 발전기의 V곡선
 Fig. 3 V-Curve of Seo-Incheon C/C #3 G/T

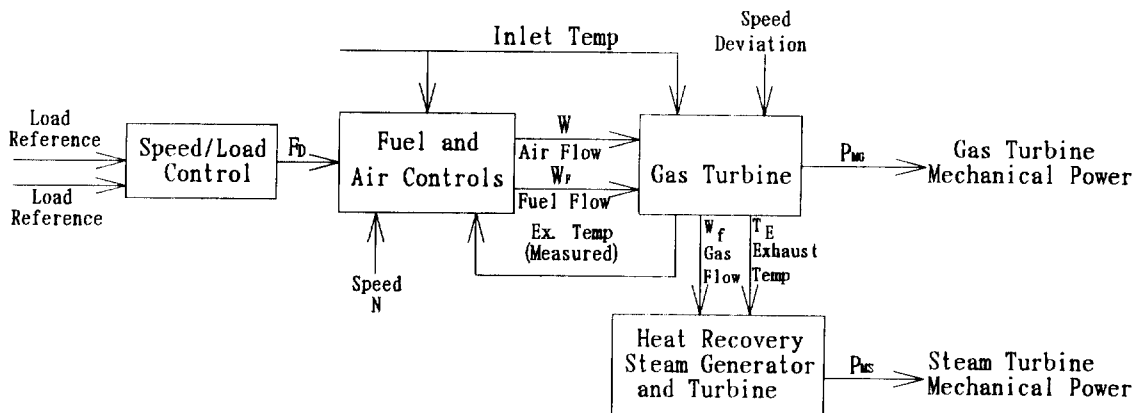


그림 2 복합화력발전기의 기능 블럭도
 Fig. 2 Functional diagram of Combined-Cycle Plant

3. 발전기 및 제어시스템 모델 결정

3.1 발전기 정수 결정

3.1.1 포화계수의 결정

그림 4로부터 발전기의 포화계수 S(1.0)과 S(1.2)를 유도한다. 발전기의 여자전류와 단자전압사이의 상관관계는 식(1)과 같이 지수함수로서 나타낼 수 있다.

$$S(E_t) = aE_t^b \tag{1}$$

그림 4로부터 임의의 두 점을 취하여 식(1)에 대입하면 a=0.029, b=8.057를 얻는다. 이로부터 발전기 포화계수를 구한 결과는 식(2), (3)과 같다.

$$S(1.0) = 0.029 \tag{2}$$

$$S(1.2) = 0.126 \tag{3}$$

동기기 시뮬레이션에서 여자전류의 1p.u.의 값은 무부하시 발전기 정격 단자전압을 만드는 공극선상의 전류이므로 그림 4로부터 510A를 얻는다.

3.1.2 d-축 정수의 유도

발전기의 불포화된 d-축 정수(리액턴스, 시정수)를 구하기 위해서, 부하차단시험(#1)을 수행하였다. 부하차단 전의 발전기의 초기조건(단자전압, 유효전력, 무효전력, 초기전류)은 식(4)와 같다.

$$E_t = 0.96682p.u.$$

$$P = 3.4MW$$

$$Q = -27.2MVar$$

$$i_o = \frac{(P+jQ)^*}{(MVA) \cdot (V_t)} = \frac{3.4MW + j27.2MVar}{(215.7MVA)(0.96682)} = 0.01624 + j0.1303 \tag{4}$$

유효전력을 거의 0으로 하고, 무효전력만 흡수하는 운전상태에서는 자속은 d-축 성분이 추가되며, 따라서 전압은 q-축과 거의 일치한다. 전류성분은 전압보다 90° 앞서므로, d-축과 거의 일치게 된다. q-축 성분전류 0.01624는 d-축 성분전류 0.1303에 비해 매우 작으므로 $i_q \approx 0$, $i_d \approx 0.1303$ 으로 볼 수 있다. AVR이 수동모드이고, 발전기 부족여자상태(Q<0)에서 부하를 차단하면, 위의 그림 5와 같은 단자전압의 변화를 얻을 수 있다. 부하차단시, 단자전압이 순간적으로 떨어진 후 다시 지수함수적으로 증가하는 것은 여자시스템 자체의 보호회로에 의해 단자전압이 일정 전압이하로 강하하면 여자전압의 설정치를 변경(상승)함으로써 계통 병해 후의 단자전압을 일정 수준 이상으로 유지하도록 하기 때문이다. 그림 7은 d-축 자속을 구하기 위해, 그림 5의 단자전압을 그림 6의 속도 성분으로 나눈 것을 보인 것이다. 그림 7의 d-축 자속변동으로부터 d-축 정수 유도 과정은 그림 8 ~ 그림 10과 같다.

그림 8의 임의의 두 점을 이용하여 아래 식으로부터 T'_{do} 를 구할 수 있다.

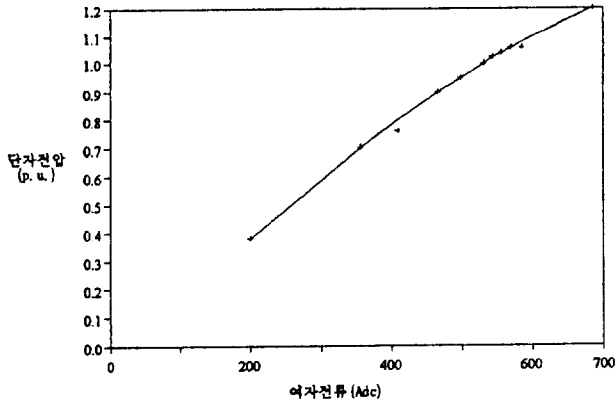


그림 4 서인천 복합화력 G/T의 무부하포화곡선
Fig. 4 No-Load Saturation Curve of Seo-Incheon C/C #3 G/T

한편, 과도상태에서의 발전기 동특성을 파악하기 위한 차단 시험중 3.4MW-j27.2MVar 부하차단시의 전압과 주파수 변화는 각각 그림 5, 그림 6과 같다.

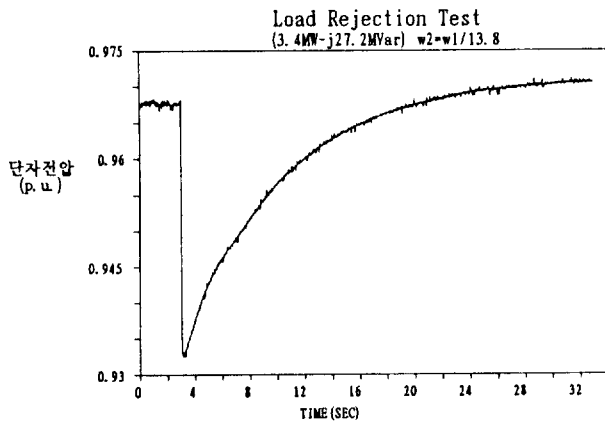


그림 5 부하차단시의 단자전압
Fig. 5 Terminal Voltage Response with load rejected

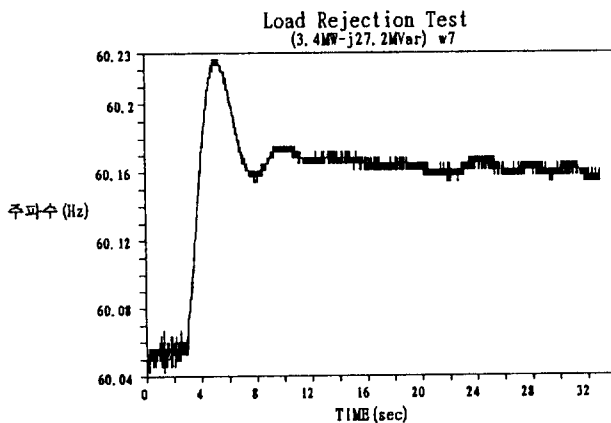


그림 6 부하차단시의 주파수변화
Fig. 6 Frequency response with load rejected

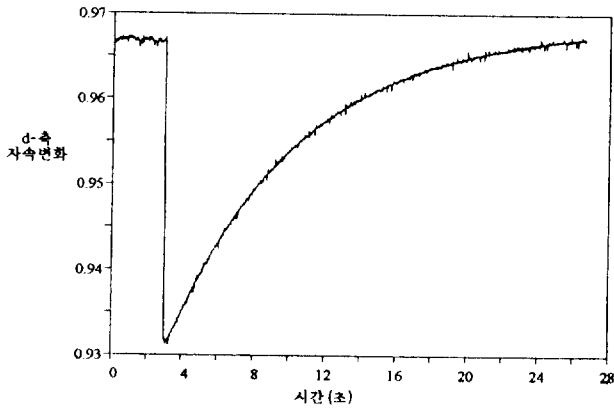


그림 7 부하차단시의 d-축의 자속의 변화
Fig. 7 d-axis flux response with load rejected

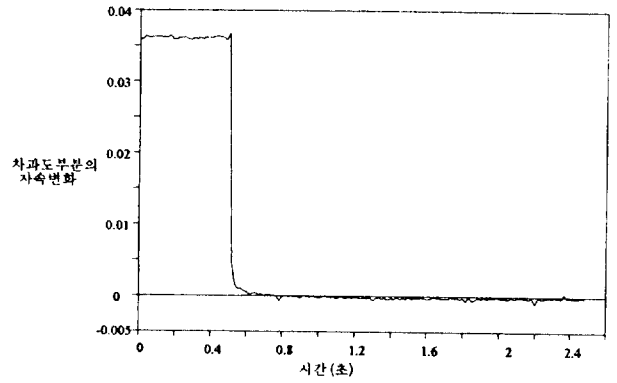


그림 10 부하차단시의 차과도부분의 변화
Fig. 10 The subtransient portion of flux decaying

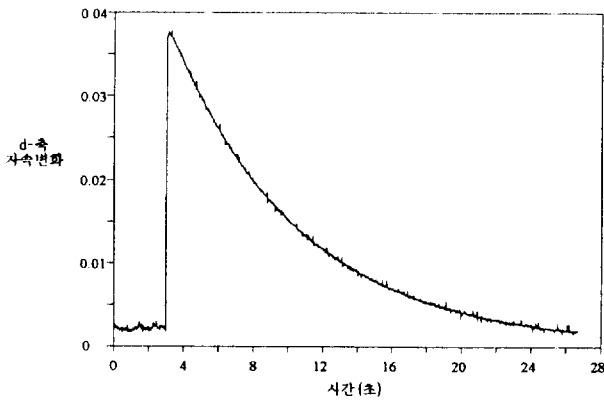


그림 8 부하차단시의 자속의 변화(정상분을 뺀것)
Fig. 8 The calculated d-axis flux response with load rejected (normal value subtracted from Fig. 7)

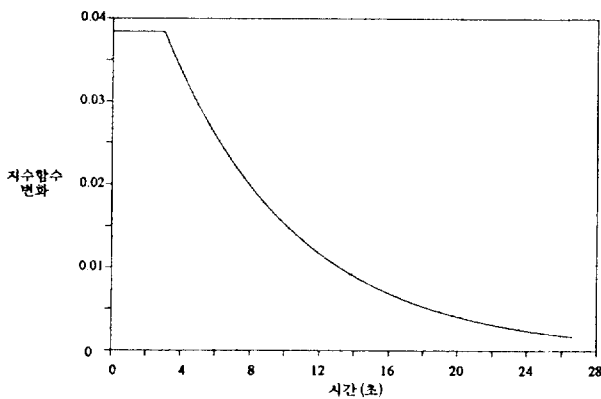


그림 9 그림 8의 지수함수변화
Fig. 9 The transient portion of flux decaying in the first order exponential form

$$y = Ae^{-t/T_{do}'} \quad (5)$$

$$y = 0.03845e^{-t/7.54} \quad (6)$$

$$T_{do}' = 7.54 \text{sec} \quad (7)$$

그림 8로부터 식(5)를 빼면 그림 10이 된다. 이로부터,

$$x'_d = \frac{0.0361}{0.1303} = 0.277 \quad (8)$$

$$x''_d = \frac{0.0361 - 0.0045}{0.1303} = 0.2425 \quad (9)$$

$$T''_{do} = 0.016 \quad (10)$$

위에서 구한 발전기의 d-축 개방회로 시정수 T'_{do} , T''_{do} 는 시뮬레이션(부하차단시험, AVR OFF)에서 오차를 보정하기 위해 조정될 필요가 있다. 정확한 T'_{do} , T''_{do} 를 구하기 위해서는 발전기의 d-축 등가회로(2차모델)로부터 Laplace 연산자 s 의 다항식 형태인 d-축의 인덕턴스 $L_d(s)$ 를 구한 후, $L_d(s)$ 의 두 극점의 역수를 취하면 된다[5].

3.1.3 q-축 정수의 유도

발전기의 불포화 q-축 정수(리액턴스, 시정수)를 구하기 위해서, 부하차단시험(#4M)을 수행하였다. 부하차단 전 초기조건(단자전압, 유효전력, 무효전력)은 식(11)과 같다.

$$\begin{aligned} E_t &= 0.9728 \text{p.u.} \\ P &= 49.5 \text{MW} \\ Q &= -14.7 \text{MVar} \end{aligned} \quad (11)$$

부하차단 후의 주파수 변화로 부터 부하각을 계산하면, 28.45°를 얻는다. 차단 전의 q-축의 초기전류를 계산하면, 식(12)와 같다.

$$\tilde{I} = \frac{P - jQ}{E_t} = \frac{(49.5 + j14.7) \text{MVA}}{215.7 * 0.9728} = 0.2461 \angle 16.54^\circ$$

$$\tilde{I} = 0.2461 \angle (16.54^\circ - 28.45^\circ) = 0.2461 \angle -11.91^\circ$$

$$i_{q0} = 0.2408 \quad (12)$$

측정된 부하각으로 부터 다음 식을 사용하여 q-축의 자속을 구한다(그림 11).

$$\varphi_q = \frac{E_t}{\omega} * \sin \delta \quad (13)$$

d-축의 정수유도와 동일한 방식으로 그림 11의 q-축 자속의

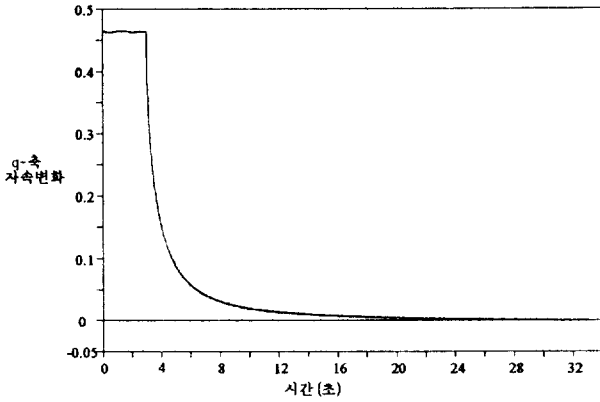


그림 11 부하차단시의 q-축의 자속변화
Fig. 11 The q-axis flux response with load rejected

감쇠변화로 부터 q-축 정수를 구할 수 있으며, 계산 결과는 식(14)와 같다.

$$\begin{aligned} x_{q1} &= 1.93 & T'_{q0} &= 2.0 \\ x'_{q1} &= 1.1 & T''_{q0} &= 0.258 \\ x''_{q1} &= 0.2425 \end{aligned} \quad (14)$$

3.1.4 관성(H)의 유도

q-축 시험의 부하조건으로부터 부하차단 했을 때의 주파수 변동으로부터, 식(15)을 이용하여 개략적으로 관성을 계산할 수 있다.

$$\Delta P \approx 2H \frac{d\omega}{dt} \quad (15)$$

H=5.84

3.1.5 V-curve시험에 의한 X_d값의 조정

V-curve 시험결과 중 다음의 운전조건을 고려한다.

E _c	P _c	Q	I _{fd}	x _{ad} I _{fd}
0.9676	3.4	-27.2	360	0.7059

앞서 이미 결정된 발전기 데이터(x_d=2.0, 2.1 두 경우)를 이용하여 위의 운전조건(3.4MW-j27.2Mvar)에 대해 PSS/E 프로그램의 V-curve 시뮬레이션을 이용하면 식(16)과 같다.

$$\begin{aligned} x_{d1} &= 2.0 \text{ p.u.} & x_{ad}I_{fd} &= 0.723 \text{ p.u.} \\ x_{d1} &= 2.1 \text{ p.u.} & x_{ad}I_{fd} &= 0.710 \text{ p.u.} \end{aligned} \quad (16)$$

x_{ad}I_{fd}=0.7059에 대응하는 X_d의 값은 식(17)과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \Delta x_{ad}I_{fd} &= 0.723 - 0.71 = 0.013 \\ \Delta x_d &= 2 - 2.1 = 0.1 \\ \frac{\Delta x_d}{\Delta x_{ad}I_{fd}} &= \frac{-0.1}{0.013} = -7.6923 \\ \therefore x_d &= 2.1 + \frac{\Delta x_d}{\Delta x_{ad}I_{fd}} * (0.7059 - 0.71) \\ &= 2.1 - 7.6923 * (-0.0041) = 2.13 \end{aligned} \quad (17)$$

이상의 유도 및 조정된 발전기 정수를 정리하면 표 2와 같다.

표 2 조정된 G/T의 발전기 파라메타 값(GENROU)
Table 2 Values for the G/T generator parameter(GENROU)

발전기 파라메타	값
T' _{do}	7
T'' _{do}	0.016
T' _{qo}	2.0
T'' _{qo}	0.258
H	5.84
D	0.00
X _d	2.13
X _q	1.93
X' _d	0.277
X' _q	1.1
x'' _d =x'' _q	0.2425
X ₁	0.15
S(1.0)	0.0286
S(1.2)	0.1261

3.2 여자시스템 모델의 결정

IEEE위원회에서 추천하는 정지형 여자방식에는 ST1, ST2, ST3 모델이 있는데[6], 서인천복합발전기의 여자시스템은 여자 전압을 일정히 유지시키는 장치인 DC-SVR과 단자전압을 일정히 유지시키는 장치인 AC-SVR로 구성되며 이에 적합한 IEEE모델은 EXST3모델이며, 그 전달함수도는 그림 12와 같다. 여자시스템 모델의 인식 방법에는 회귀최소자승법을 이용한 가변감도 행렬기법[7]과 측정된 변수의 진동 크기와 주파수를 비교하면서, 모델의 파라메타를 오차가 최소가 되도록 조정하는 시행착오법이 있다. 전자의 경우는 추정하고자 하는 초기 값을 전형적인 값으로 주면, 자동적으로 진 값으로 수렴하는 장점이 있으나, 추정하고자 하는 파라메타의 수가 많은 모델의 경우 발산할 가능성이 높고, 모델이 바뀔 때마다 프로그래밍을 해야 하는 단점이 있다. EXST3 모델의 경우는 후자의 방법을 이용하여 이득이나 시정수와 같은 가변 가능한 변수들을 조정하여 전체 출력 특성을 따라 가도록 하였다.

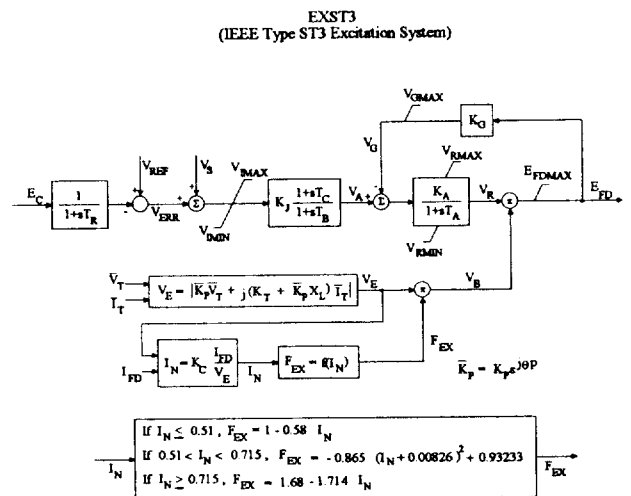


그림 12 여자시스템 전달함수도(EXST3)
Fig. 12 The transfer function diagram of excitation system(EXST3)

일반적인 여자시스템의 주요 정수들이 단자전압 진동의 댐핑과 주파수에 미치는 영향을 정리하면 표 3과 같다.

표 3 단자전압 진동에 미치는 여자시스템의 파라메타 영향

Table 3 Effects of the parameters on terminal voltage oscillation

Parameters (증가시)	동 적 응 답	
	주 파 수	댐 핑
AVR gain, K_A	증 가	감 소
피드백 gain, K_F	거의 변화 없음	증 가
피드백 시정수, T_F	상 동	감 소
AVR 시정수, T_A	상 동	감 소

EXST3 모델의 초기값으로 다음의 전형적인 값($T'_{d0}=8.4$, $K_J=100$, $T_C=1.85$, $T_B=10$)을 사용하여 시뮬레이션하여 측정된 양상과 진동 특성이 일치하도록 제정수를 조정해 나간다.

최종적으로 조정된 여자시스템 모델의 정수값은 표 4와 같다.

표 4 조정된 G/T의 여자시스템(EXST3)의 정수값

Table 4 Values for G/T excitation system parameters

여자시스템 정수	값
T_R	0
V_{MAX}	9999
V_{MIN}	-9999
K_J	200
T_C	0.85
T_B	10
K_A	1
T_A	0.15
V_{RMAX}	1
V_{RMIN}	0
K_G	1
K_P	5.725
K_I	0
E_{FMAX}	5.725
K_C	0.075
X_L	0
V_{GMAX}	5
θ_P	0

3.3 터빈-조속기 모델의 결정

서인천 복합화력의 Gas-Turbine 발전기의 조속기는 온도제어와 연료제어가 있는 GAST2A 모델이 적절하며, 전달함수도는 그림 13과 같다. 조속기 모델의 정수 결정은 부하차단시의 주파수변동을 이용하여 조속기(speed governor)와 제어밸브 개도 제어 루프의 정수들을 실측한 주파수 변동과의 오차를 최소화하는 방향으로 조정함으로써 이루어진다. 정상상태에서 얻을 수 있는 정수들로는 K_3 , K_6 , T_R , a_1 , b_1 , a_2 , b_2 , T_{RATE} 이며 나머지 정수들은 전형적인 값을 적용하였다.

아래 전달함수도에서, DSP(Digital Setpoint)는 기준 속도신호, FSR(Fuel Stroke Reference)은 속도조속기의 출력신호, T_x 는 배기온도이다. 그림 14 ~ 그림 16은 정상상태에서의 조속기 정수 결정을 위해 유효전력, DSP, 배기온도, FSR, Guidevane 위치간의 상관관계를 나타낸 것이다.

FSR과 T_x 간의 관계식은 그림 16에 linear regression을 적용하면, 식(18)을 얻는다.

$$T_x = 126.4497639 + 10.1856774 * FSR \quad (18)$$

기준온도(T_c) 780°C에서의 FSR의 값을 식(18)로 부터 계산하면 식(19)와 같다.

$$780 = 126.4497639 + 10.1856774 * FSR \quad (19)$$

$$FSR = 64.16\%$$

식(19)는 기준온도 780°C를 유지하기 위해서 FSR의 값이 64.166%가 되어야 함을 의미한다. GAST2A 모델은 터빈 base load rating과 터빈 정격속도를 기준으로 하여 p.u. 시스템으로 구성되므로 먼저 터빈 base load rating인 T_{RATE} 를 계산하여야 한다. 이 값을 계산하기 위해서, 그림 15의 유효전력과 FSR간의 그래프로 부터 식(20)을 얻는다.

$$P_c = -50.994 + 3.4433 * FSR \quad (20)$$

위 식(20)에 FSR의 값 64.16을 대입하고 P_c 를 계산하면, 이것이 T_{RATE} 이 된다. 계산과정은 식(21)과 같다.

$$T_{RATE} = -50.994 + 3.4433 * 64.16 \quad (21)$$

$$= 170(MW)$$

Speed Governor의 상한인 MAX의 값은 base load일 때의 FSR의 값, 즉 64.166%를 1 p.u.으로 보면, MAX의 값은 식(22)와 같다.

$$MAX = \frac{100}{64.166} = 1.558(p.u.) \quad (22)$$

GAST2A 모델의 a_2 와 b_2 의 값을 계산하기 위해 먼저 두 변수가 포함되는 관계식인 식(23)을 이용한다.

$$f_2 = a_2 * b_2 * W_2 \quad (23)$$

W_2 는 제어밸브의 출력신호인 fuel flow로서, FSR에 대응하

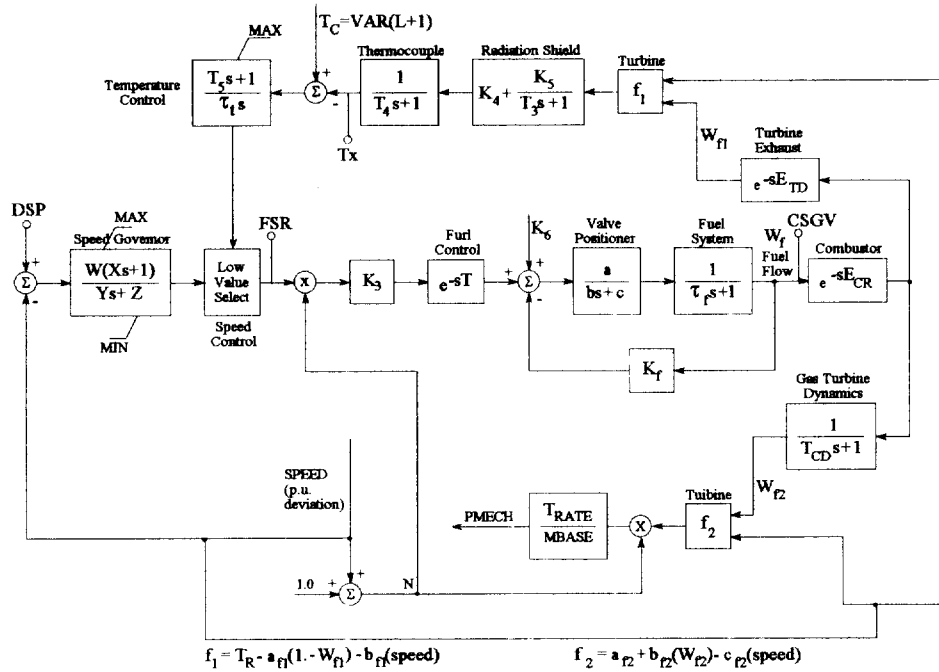


그림 13 G/T의 조속기시스템 전달함수도(GAST2A)
 Fig. 13 Transfer function diagram of governing system of gas-turbine(GAST2A)

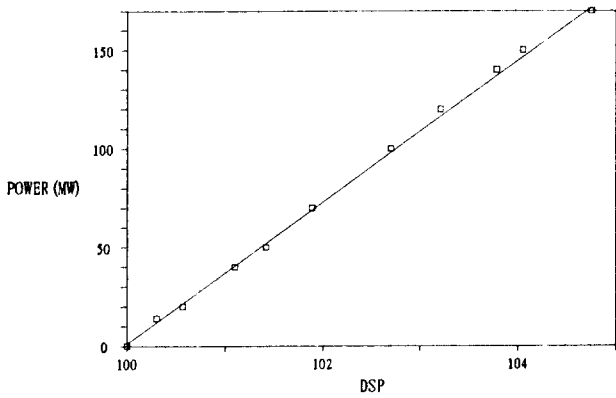


그림 14 DSP와 유효전력과의 관계
 Fig. 14 Relationship between DSP and active power

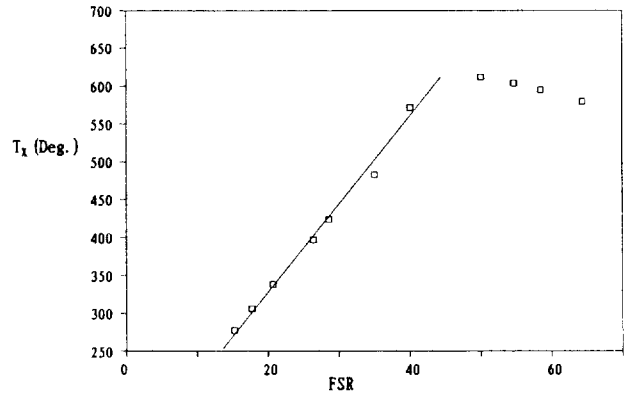


그림 16 FSR과 배기온도와의 관계
 Fig. 16 Relationship between FSR and exhaust temperature

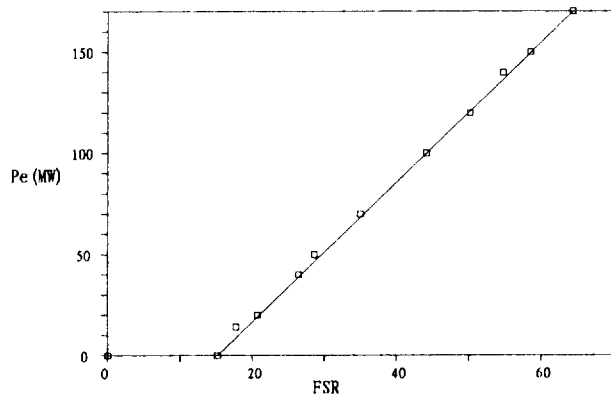


그림 15 FSR과 유효전력과의 관계
 Fig. 15 Relationship between FSR and active power

고, f_2 는 전기적 출력에 대응한다. 따라서 식(23)은 식(24)와 같이 바꾸어 표현할 수 있다.

$$P_e = a_{f2} + b_{f2} * \text{FSR} \quad (24)$$

FSR이 1 p.u.이고 base load가 170MW일 때, b_{f2} 의 값을 구하면 식(25)와 같다.

$$P_e = -50.994 + 3.4433 * \text{FSR} \quad (25)$$

$$170 = -50.994 + b_{f2}(1.0)$$

$$220.944 = b_{f2}(1.0)$$

$$b_{f2} = 220.944$$

b_{f2} 의 값을 식(24)에 대입하고 base load(170MW)로 나누어

p.u.로 환산하면 식(26)과 같다.

$$\frac{P_e(\text{MW})}{170\text{MW}} = \frac{-50.944}{170\text{MW}} + \frac{220.944}{170\text{MW}} * \text{FSR} \quad (26)$$

$$P_e(\text{p.u.}) = -0.29967 + 1.29967 * \text{FSR}$$

식(26)과 식(24)를 비교하면, a_{r2} 와 b_{r2} 의 값은 아래와 같다.

$$a_{r2} = -0.29967 \quad (27)$$

$$b_{r2} = 1.29967 \quad (28)$$

계수 K_6 는 무부하시 fuel flow를 나타내고, 발전기 출력이 1p.u.일 때, fuel flow도 1p.u.가 된다. 그리고, 계수 K_3 는 b_{r2} 와 역수관계에 있다. 두 계수를 구하기 위해서 fuel flow와 출력간의 관계 곡선이 필요하나, fuel flow를 측정하지 못하였으므로, 대신 FSR을 이용하였다. 그 관계식은 앞의 식(24)와 같다. 식(26)을 FSR이 되도록 변형하면 식(29)와 같다. 계수 K_3 는 b_{r2} 의 역수이므로 식(29)로부터 그 값을 얻을 수 있다.

$$\text{FSR} = \frac{P_e + 0.29967}{1.29967} = 0.7699P_e + 0.23057 \quad (29)$$

$$\text{FSR} = K_3 * P_e + K_6 \text{의 관계로부터, (3.30)}$$

$$K_3 = 0.7694$$

$$K_6 = 0.23057$$

GAST2A 모델의 a_{r1} 와 b_{r1} 의 값을 계산하기 위해, 먼저 두 변수가 포함되는 식(30)을 이용한다.

$$f_1 = T_R - a_{r1}(1 - W_{f1}) \quad (30)$$

W_{f1} 은 제어밸브의 출력신호인 fuel flow로서, FSR에 대응하고, f_1 은 배기온도에 대응한다. 따라서 식(30)은 식(31)과 같이 바꾸어 표현할 수 있다. 위 식에서 T_R 은 정격온도를 의미한다.

$$T_x = b_{r1} + a_{r1} * \text{FSR} \quad (31)$$

식(18)로부터, FSR과 T_x 와의 관계식은 식(32)와 같다.

$$T_x = 126.4497639 + a_{r1} * \text{FSR} \quad (32)$$

식(31)에 기준온도 780℃와 FSR에 1p.u.를 대입하고, 계수 b_{r1} 을 얻는다. 그 결과는 식(33)과 같다.

$$780 = 126.4497039 + a_{r1} * (\text{FSR} = 1\text{p.u.}) \quad (33)$$

$$a_{r1} = 653.574$$

49MW의 부하차단에서의 가속전력 P_a 는 지수함수적으로 감

쇠되어야 하며, 이는 Speed Governor의 하한인 MIN과 연료제 어루프의 시정수인 T_f 의 값이 각각 -0.056, 0.6일 때, 가속전력이 더 잘 감쇠함을 보였다. 여러 번의 시뮬레이션을 통해서 가장 합리적으로 일치되는 결과를 제공하는 값들은 아래와 같다.

$$H = 5.84 \quad X = 0.42$$

$$Y = 1.2 \quad T_{CD} = 0.2$$

$$\text{MIN} = -0.056 \quad T_f = 0.6$$

$$K_5 = 0.2 \quad K_4 = 0.8$$

$$T_4 = 2$$

GAST2A 모델(그림 13)에서 파라미터 X의 감도는 높은 값이 더 좋은 댐핑을 제공하며 과속도의 피크치를 낮추게 해 준다. 반면 Y나 다른 시정수를 증가시키는 것은 댐핑을 나쁘게 하며 높은 과속도 피크치를 낳는다. 그리고, 위의 데이터를 입력하고 부하차단시뮬을 시뮬레이션한 결과, 그림 17과 같은 온도 응답을 얻었으며, 실측과의 다소간의 오차가 있으며, 이를 보완하기 위해서 Radiation Shield 블록의 K_5 와 K_4 의 값을 각각 0.1, 0.9로 두고, thermocouple의 시정수 T_4 는 2초에서 1초로 수정하였다.

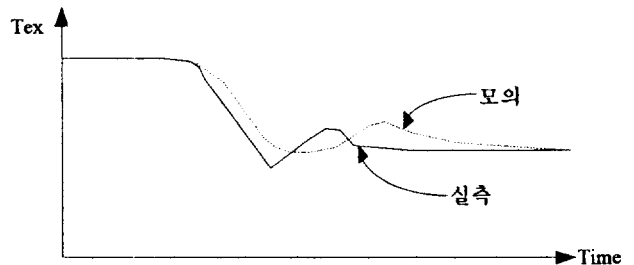


그림 17 온도응답 특성

Fig. 17 Characteristic of temperature response

최종 조정된 조속기 모델(GAST2A)의 제정수값은 표 5와 같다.

표 5 조정된 조속기시스템(GAST2A) 정수값
Table 5 Values for governing system(GAST2A)

정수명	값	정수명	값
W^*	3.7	K_f^{**}	0.0
X^*	0.42	K_5^*	0.1
Y^*	1.2	K_4^*	0.9
Z	1.0	T_3^{**}	18.0
E_{TD}^{**}	0.05	T_4^{**}	1.0
T_{CD}^{**}	0.2	T_1^{**}	500.0
T_{RATE}^{***}	170.0	T_5^{**}	3.3
T^{**}	0.0	a_{r1}^{***}	653.6
MAX^{***}	1.56	b_{r1}^{**}	305.6
MIN^{***}	-0.06	a_{r2}^{***}	-0.3
E_{CR}^{**}	0.01	b_{r2}^{***}	1.3
K_3^*	0.8	c_{r2}^{**}	0.5
A^{**}	1.0	T_R	780.0
B^{**}	0.05	K_6^{**}	0.2
C^{**}	1.0	T_c	780.0
T_f^*	0.6		

- 주 1) * : 조정된 값
- 2) ** : 전형적인 값
- 3) *** : 정상상태에서 계산된 값

4. 발전기/제어시스템 모델검증

4.1 발전기데이터의 검증

발전기데이터의 검증을 위해서 부하차단시험(#1)의 실측 결과와 PSS/E에서 1기 무한대 모의시험을 한 결과, 그림 18과 같이 단자전압의 편차가 매우 근접함을 확인하였다.

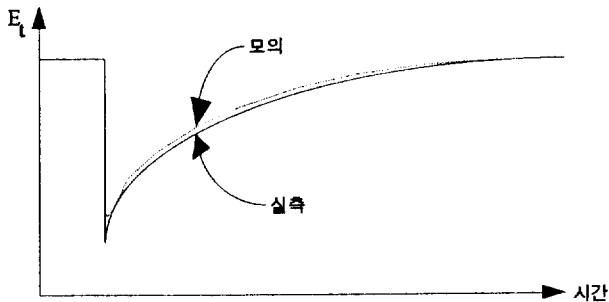


그림 18 발전기 모델의 검증(GENROU)
Fig. 18 Validation of generator model(GENROU)

4.2 여자시스템 모델의 검증

여자시스템 모델의 검증을 위해서 AVR Step시험결과와 모의시험 결과를 비교한 결과, 그림 19와 같이 단자전압의 모의와 측정간의 오차가 거의 없음을 확인할 수 있다.

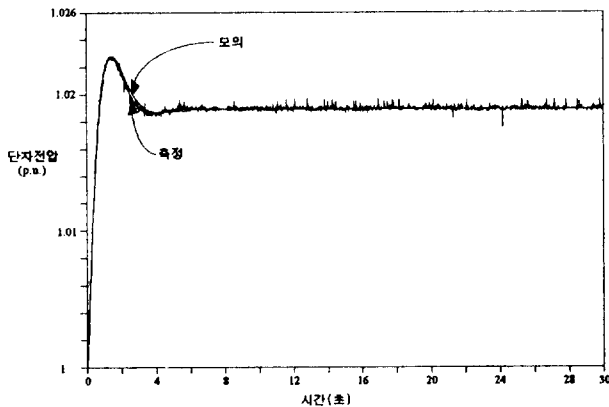


그림 19 여자시스템모델의 검증
Fig. 19 Verification of excitation system model(EXST3)

4.3 조속기시스템 모델의 검증

조속기시스템 모델의 검증을 위해서 부하차단시험(49MW)의 속도편차응동을 비교하였다. 그 결과를 그림 20에 나타내었는데, 초기 5초까지는 모의와 측정곡선이 정확히 일치하나 5~13초간에 약간의 편차가 발생했다. 이는 모델에 주어지는 여러 가지 전형적인 값들이 실제값과 다소 거리가 있거나, 디지털 제어방식의 조속기시스템에서 일부 측정이 불가능한 블럭이 있기 때문으로 판단된다. 안정도 연구에서는 부하차단 후 초기응동이 중요하고, 그 후의 적은 편차는 큰 영향을 미치지 못하므로 무시할 수 있다.

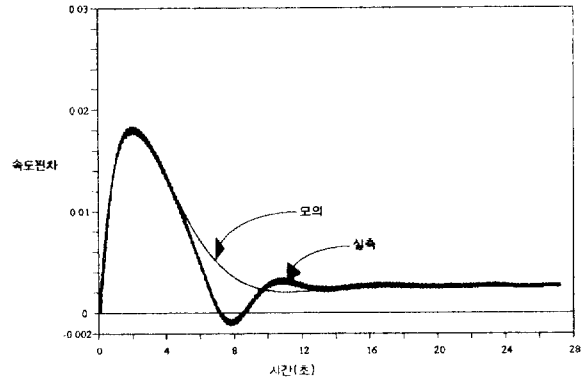


그림 20 조속기시스템 모델의 검증(GAST2A)
Fig. 20 Verification of governing system model(GAST2A)

5. 결 론

서인천복합화력발전기와 여자시스템 그리고 조속기-터빈시스템의 수치모델을 현장시험 및 분석/검증을 통하여 구하였다. 정상상태시험 및 부하차단시험을 분석한 결과, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 부하차단시험을 분석하여 얻은 발전기 정수를 이용하여 PSS/E 시뮬레이션한 결과, 실측과 다소 오차가 있었으며, 이는 발전기의 포화특성 때문으로, 발전기의 정수를 조정할 필요가 있었다. 특히, V-curve 시험은 특성시험에 의해 얻은 여자전압과 부하각을 PSS/E의 V-curve 시뮬레이션 결과와 비교하여 X_d 와 X_q 를 검증하는데 매우 유용하였다.
- (2) 여자시스템의 정수 결정은 무부하 스텝 운동시험으로 1차적으로 정하고, 차단 시 동특성을 비교하여 최종적으로 결정하였다. 그러나 Ceiling Limit의 값은 여자 출력을 설계 최대치(정격의 약1.5배)로 올리는 것이 불가능하여 시험에 의해 구할 수 없었으므로, 제작처에서 주어지는 여자시스템 Response Ratio의 값을 이용하여 Ceiling Limit의 값을 조정/결정하였다.
- (3) 가스터빈-조속기시스템의 모델(GAST2A)에서 터빈 출력 함수를 결정하는 함수의 계수는 전기적 출력과 Fuel Stroke Reference간의 관계곡선을 이용하여 구하여, 보다 정밀한 모델 작성이 되도록 하였다.
- (4) 디지털 제어시스템 방식의 조속기시스템에서는 아날로그 신호 측정이 불가능한 블럭이 있었기 때문에, 작성된 모델과 실제 운동특성간에는 5~13초 사이에 약간의 편차가 있었다.

참 고 문 헌

[1] F.P. de Mello, J.R.Riberio, "Derivation of Synchronous Machine Parameters from tests", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-96, No.4, July/August 1977.
[2] F.P. de Mello, "Validation of Synchronous Machine Models and Derivation of Model Parameters from tests", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, No.2, Feb. 1981.

[3] 추 진부, 류 승헌, 문 영환, 성 기철, "동기발전기 및 제어 계 모델링을 위한 동특성시험 방법 고찰", '대한전기학회 '94 춘계 전력계통연구회 논문집.

[4] Working Group on Prime Mover and Energy Supply Models for System Dynamic Performance Studies, "Dynamic Models for Combined Cycle Plants in Power System Studies", IEEE Transactions on Power Systems, Vol.9, No.3, August 1994, pp.1698~1708.

[5] P. Kundur, "Power System Stability and Control".

[6] IEEE Std 421.5-1992, "IEEE Recommended Practice for Excitation System Models for Power System Stabilities".

[7] 최 경선, 문 영환, 이 경재, 권 태원, 추 진부, 류 승헌, "가변 감도행렬법에 의한 비선형 시스템 모델의 인식", '94 대한전기학회 하계학술대회 논문집, pp.786~788.

저 자 소 개



최 경 선 (崔景宣)

1962년 5월 22일생. 1988년 영남대 공대전기 공학과 졸업. 1990년 경북대 대학원 전기공 학과 졸업(석사). 현재 영남대 대학원 전기공 학과 박사과정 및 한국전기연구소 전력계통 연구부 선임연구원



추 진 부 (秋鎭夫)

1950년 1월 7일생. 1977년 서울대 공대 전기 공학과 졸업. 1987년 동 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1994년 동 대학원 전기공학과 졸 업(공박). 1996년 현재 한국전력공사 전력연 구원. 전력계통연구실 수석연구원



문 영 환 (文英煥)

1956년 5월 13일생, 1979년 서울대 공대 전 기공학과 졸업. 1981년 서울대 공대 전기공 학과 대학원 졸업(석사). 1990년 Univ. of Te xas(Arlington) 전기공학과 졸업(공박). 현재 한국전기연구소 전력계통연구부 팀장



류 승 헌 (柳承憲)

1963년 3월 11일생. 1985년 아주대 공대 전기 전자 공학과 졸업(전기공학 전공). 1988년 한 양대 대학원 전기공학과 졸업(석사). 1995년 한양대 대학원 전기공학과 졸업(공박). 1996년 현재 한국전력공사 전력연구원 전력계통연구 실 연구원



김 동 준 (金東俊)

1971년 1월 7일생. 1992년 전남대 전기공학 과 졸업. 1994년 동대학원 졸업(석사). 현재 한국전기연구소 전력계통연구부 연구원



권 태 원 (權泰遠)

1945년 8월 21일생. 1968년 서울대 공대 전 기공학과 졸업. 1982년 동 대학원 전기공학 과 졸업(석사). 1991년 동 대학원 전기공학 과 졸업(공박). 1996년 현재 한국전력공사 대 전전력관리처 부처장