

원자력발전소 증기발생기의 저출력 수위조절의 자동화

이 윤 준*

Automatization of the Low Power Level Control of Nuclear Steam Generator

Lee Yoon-joon

ABSTRACT

The steam generator water level is difficult to control at low power due to its reversed responses to the feedwater flow, which are well known as the shrink and swell phenomena. With regard to this problem a new control scheme has been studied by which the level transients could be kept within permissible ranges at low power. The relations between the various input conditions to steam generator and the level transients have been examined to be expressed in the form of process transfer functions. Analog filters have been incorporated to the process with proper control constants. This control scheme allows the prediction of level variation together with the corresponding feedwater rate and results in milder transients with good stabilities.

기 호 설 명

A	: 면적	V	: 체적
c_p	: 비열	V_v	: 증기부의 체적
E	: 에너지	W	: 유량(flow rate)
F	: 힘	α	: 증기체적도(void)
g	: 중력상수	ρ	: 밀도
H(s)	: 전달함수		
h	: 엔탈피	첨	자
	열전달계수	f	: 포화수
I	: 유량관성(inertia)	fw	: 급수(feedwater)

* 에너지공학과

K	: 이득상수 (gain)	g	: 포화증기
L	: 길이	n	: 증기상승영역 출구
M	: 질량	o	: 전열관영역 입구
P	: % 출력	p	: 직교류영역 입구
p	: 압력	R	: 증기상승영역 (riser)
Q _B	: 총열전달율	r	: 증기상승영역 입구
T	: 온도, 적분시간상수	s	: 증기
U	: 내부에너지	TB	: 전열관영역
		TBC	: 직교류영역

서론

원자력 발전소에서 채택되고 있는 강제운전의 기본목적은 발전소의 상태가 안전을 고려한 제한 설계조건 및 운전조건에서 벗어남을 방지하여 플랜트의 안전성(safety)을 지키기 위한 것이나 이같은 강제정지가 자주 일어날 경우 발전소의 가동율(availability)을 저하시키는 물론 발전소의 과도상태를 야기하게 되어 각종 기기의 손상과 함께 ATWS (Anticipated Transient Without Scram)와 같은 중대사고와도 연결될 가능성이 있다.⁽¹⁾

한편 강제정지는 기기 및 계통의 결함과 운전 조작의 실수로 나누어질 수 있으며 기기 및 계통의 결함은 국내 고리 1호기의 경우, 증기발생기의 저수위에 의한 원자로 정지가 전체의 39%로 터빈 정지에 의한 강제정지와 함께 가장 큰 비중을 차지하고 있다.⁽²⁾ 증기발생기의 저수위에 의한 강제정지를 세부 원인별로 살펴보면 급수조절변의 고장 및 증기발생기 고유의 열수력학적 특성인 수축/팽창(shrink/swell)⁽³⁾에 의한 것이 대부분이며 이같은 현상은 각국에서 공통적으로 대두되고 있다. 특히 수축/팽창 현상은 원자로의 가동시와 같은 저출력 영역에서 더욱 두드러지게

나타나며 이러한 현상은 원자력 발전소의 증기발생기뿐만 아니라 일반 화력 발전소의 보일러 드럼에서도 똑같이 보이고 있다.

위와 같은 증기발생기 자체의 열수력학적 특성 외에 저출력에서의 수위가 어려운 또다른 이유는 급수계통의 제어구성을 들 수 있다. 즉 일정 출력을 기준으로 보조 조절변에서 주 조절변으로 전환시에 야기되는 제어 계통의 불연속은 곧 시스템의 불안정으로 이어지게 되며 아울러 급수조절변의 구동장치에 따른 작동시간의 지연 및 비선형적 거동등⁽⁴⁾에 의해서 수위의 조절은 더욱 어려워진다.

본 논문에서는 이처럼 제어가 곤란한 저출력시의 증기발생기 수위에 의한 강제정지를 감소시키기 위한 방법을 강구하기 위해 증기발생기에 대한 기존의 열수력학적 모델들^{(5),(6)}을 수정·보완하여 증기발생기에 실제적으로 작용하는 모든 입력인자와 출력인자인 수위와의 관계를 전달함수의 형태로 파악하였다. 즉 수축/팽창 현상과 직접적인 관계가 있는 강수관(downcomer)에서의 유체력(driving force)을 정확히 계산하기 위해 모멘텀셀(momentum cell)이 수위에 따라 달라지게 하였으며 1차축으로부터의 열전달을 자세히 계산하기 위해 비등시작점을 경계로 하여 단상

(single-phase) 영역과 이상(two-phase) 영역에 대해 각기 다른 상관식을 사용하였다.

다음으로는 이같은 증기발생기를 하나의 프로세스, 또는 플랜트로 간주하여 실제 운전시 작용되는 입력인자인 급수량, 증기량, 급수온도, 그리고 일차측 원자로 냉각재온도와 수위와의 관계를 밝힌 후 이를 근거로 제어구성과 각종 제어기의 제어상수를 정하여 저출력 과도상태에서의 수위의 변화가 설정치내에 있을 수 있게끔 하였다.

증기발생기 모델

1. 질량 및 에너지 평형식

Fig. 1^{(5), (6)}은 증기발생기를 강수영역(downcomer region), 전열관영역(tube region), 증기상승영역(riser region), 그리고 상부증기영역(steam dome)으로 나눈 열수력학적 모델이다. 전열관영역은 과냉(subcooled) 영역과 포화영역으로 나누었으며 U-자형 전열관(U-tube)의 상부에 해당하는 직교류영역(cross flow region)을 포함시켰다. 이같은 모델을 해석하기 위해 각 영역의 질량 및 에너지 평형식을 사용했으며 급수의 순환경로를 따라 1차원 운동량(momentum) 식을 적용하였다.

과냉영역에서의 비체적이 증기발생기 하부의 급수입구에서 비동시작점까지 선형으로 변하고 포화영역에서의 비체적은 비동시작점에서 전열관영역의 출구사이에서 선형으로 변하는 것으로 가정하면 전열관영역에서의 질량과 에너지는 다음과 같은 관계가 있다.

$$\frac{dE_{TB}}{dt} - h_r \cdot \frac{dM_{TB}}{dt} = W_o(h_o - h_r) + Q_B \quad (1)$$

M_{TB} 및 E_{TB} 의 독립변수는 p, U_o, α_r 이므로 이 식은

$$\left(\frac{\partial E_{TB}}{\partial U_o} - h_r \frac{\partial M_{TB}}{\partial U_o} \right) \frac{dU_o}{dt} + \left(\frac{\partial E_{TB}}{\partial \alpha_r} - h_r \frac{\partial M_{TB}}{\partial \alpha_r} \right) \frac{d\alpha_r}{dt} + \left(\frac{\partial E_{TB}}{\partial p} - h_r \frac{\partial M_{TB}}{\partial p} \right) \frac{dp}{dt} = W_o(h_o - h_r) + Q_B \quad (2)$$

윗 식에서 전열관영역에서의 질량과 에너지는 과냉영역과 포화영역의 질량 및 에너지의 합이므로 각 항의 편미분은 이들 편미분의 합이 된다.

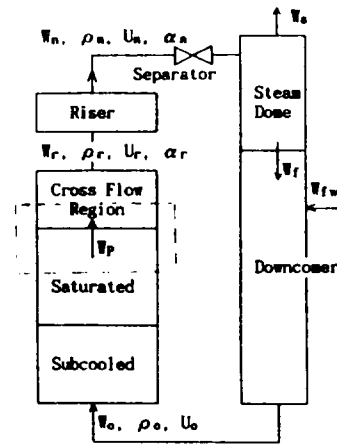


Fig. 1. Thermal hydraulic model of steam generator.

증기상승영역에서는 α 의 분포가 입구와 출구 사이에서 선형으로 증가하는 것으로 취급하여 질량과 에너지와의 관계식을 만든 후 이들을 기본 독립변수의 편미분으로 나타내면 다음과 같다.

$$\left(\frac{\partial E_R}{\partial \alpha_r} - h_a \frac{\partial M_R}{\partial \alpha_r} \right) \frac{d\alpha_r}{dt} + \left(\frac{\partial E_R}{\partial \alpha_n} - h_a \frac{\partial M_R}{\partial \alpha_n} \right) \frac{d\alpha_n}{dt} + \left(\frac{\partial E_R}{\partial p} - h_r \frac{\partial M_R}{\partial p} \right) \frac{dp}{dt} = W_r(h_r - h_n) \quad (3)$$

상부증기영역은 항상 포화상태에 있으며 강수영역은 상부는 포화액, 하부는 과냉액으로 되어 있으므로 이 두개의 영역을 합한 후 다시 포화

구간 및 과냉구간으로 나눌 수 있다. 수위가 높을 때에는 증기발생기의 급수관(feed ring)을 포화구간과 과냉구간의 고정된 경계(fixed volume)로 하고 반대로 수위가 낮을 때에는 각 구간이 수위에 따라 변화계급 하면(variable volum) 고정경계의 경우 포화구간 및 과냉구간에 대한 질량과 에너지는 각각 아래의 식(4) 및 (5)와 같이 나타낼 수 있다.

$$\left(\frac{\partial E_{sat}}{\partial p} - h_f \frac{\partial M_{sat}}{\partial p} \right) \frac{dp}{dt} + \left(\frac{\partial E_{sat}}{\partial V_v} - h_f \frac{\partial M_{sat}}{\partial V_v} \right) \frac{dV_v}{dt} = W_n(h_n - h_f) - W_o(h_g - h_f) \quad (4)$$

$$\left(\frac{\partial E_{sub}}{\partial p} - h_r \frac{\partial M_{sub}}{\partial p} \right) \frac{dp}{dt} + \left(\frac{\partial E_{sub}}{\partial U_o} - h_r \frac{\partial M_{sub}}{\partial U_o} \right) \frac{dU_o}{dt} = W_{fw}(h_{fw} - h_r) - W_o(h_o - h_r) \quad (5)$$

가변경계의 경우에 포화와 과냉구간의 경계속도(interface velocity)를 U_i , 포화액이 강수관으로 내려가는 실제속도를 U_1 , 그리고 경계면의 면적을 A_i 라 하면 포화영역에 대한 질량 및 에너지의 변화율은

$$\frac{dM_{sat}}{dt} = W_n - W_o - \rho_f \cdot (U_1 - U_i) \cdot A_i \quad (6)$$

$$\frac{dE_{sat}}{dt} = W_n h_n - W_o h_g - \rho_f \cdot (U_1 - U_i) \cdot A_i \cdot h_k - p \frac{dV_v}{dt}$$

여기에서 $h_k = h_r, U_1 > U_i$
 $= h_o, U_1 < U_i$ (7)

여기에서

와 같이 되며 이 두개의 식을 연결하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial E_{sat}}{\partial t} - h_k \frac{\partial M_{sat}}{\partial t} + p \frac{dV_v}{dt} = W_n(h_n - h_k) - W_o(h_g - h_k) \quad (8)$$

마찬가지로 과냉구간에서의 질량 및 에너지의 관계는

$$\frac{dE_{sub}}{dt} = h_k \frac{dM_{sub}}{dt} + p \frac{dV_v}{dt} + W_{fw}(h_{fw} - h_k) - W_o(h_o - h_k) \quad (9)$$

이며 이 식들을 독립변수에 대한 편미분으로 표시하면 다음식들이 된다.

$$\left(\frac{\partial E_{sat}}{\partial V_v} - h_k \frac{\partial M_{sat}}{\partial V_v} + p \right) \frac{dV_v}{dt} + \left(\frac{\partial E_{sat}}{\partial p} - h_k \frac{\partial M_{sat}}{\partial p} \right) \frac{dp}{dt} = W_n(h_n - h_k) - W_o(h_g - h_k) \quad (10)$$

$$\left(\frac{\partial E_{sub}}{\partial U_o} - h_k \frac{\partial M_{sub}}{\partial U_o} \right) \frac{dU_o}{dt} + \left(\frac{\partial E_{sub}}{\partial V_v} - h_k \frac{\partial M_{sub}}{\partial V_v} \right) \frac{dV_v}{dt} + \left(\frac{\partial E_{sub}}{\partial p} - h_k \frac{\partial M_{sub}}{\partial p} \right) \frac{dp}{dt} = W_{fw}(h_{fw} - h_k) - W_o(h_o - h_k) \quad (11)$$

2. 운동량(momentum)식

증기발생기의 저출력에서의 동적 특성은 재순환류(recirculation flow)의 유체력(driving force)에 의해 큰 영향을 받는다. 또 유체의 거동을 정확히 묘사하기 위해서는 운동량식이 적용되는 모델이 정확하여야 하며, 따라서 유체 경로의 형태, 즉 수위의 위치에 따라 모멘텀 셀(momentum cell)의 개수가 달라질 수 있도록 하였다.

임의의 경로에 대한 운동량식은

$$1 \cdot \frac{d\bar{W}}{dt} = \Delta p - F = \Delta p - (F_n + F_g + F_f + F_o) \quad (12)$$

와 같으며 전체 경로가 여러개의 구간으로 구분되고 : 구간의 길이를 L_i , 단면적을 A_i , 그리고 유량을 W_i 라 하면 윗 식의 평균유량은 아래와 같다.

$$\bar{W} = \frac{1}{l} \sum \frac{L_i}{A_i} W_i = \sum \left\{ \frac{L_i}{l} \right\} W_i \quad (13)$$

Fig.1의 점선 부분은 모멘텀 셀의 예로서 각 셀은 이웃한 두개의 영역으로 이루어진다. 각 셀의 유량은 이웃한 영역의 접합부 유량(junction flow)이 되며 유량관성(flow inertia)은 이웃한 영역의 형태에 따라 다르게 된다. 그림에서와 같이 접합부 유량은 W_p , W_r , W_n , W_o 가 되나 W_o 의 경우 수위에 따라 유량관성이 달라지게 되며 따라서 유량관성 $I(W_o)$ 를 수위가 위치하는 강수영역의 단면적에 따라 경사 상부, 경사부, 그리고 경사하부의 셋으로 구분하였다.

식 (12)에서의 F를 구하기 위해 k와 k+1번째 영역으로 이루어진 i번째 모멘텀 셀을 고려하면 운동량식은 다음과 같다.

$$P_k - P_{k-1} = \frac{1}{2} \left(\frac{L_k}{A_k} + \frac{L_{k+1}}{A_{k+1}} \right) \frac{dW_i}{dt} + \left(\frac{W_{k+1}^2}{\rho_{k+1} A_{k+1}^2} - \frac{W_k^2}{\rho_k A_k^2} \right) + \frac{W_i^2}{2\rho_i} \left(\frac{1}{A_k^2} - \frac{1}{A_{k+1}^2} \right) + \left(\frac{F_{k,f}}{A_k} + \frac{F_{k+1,f}}{A_{k+1}} \right) + \left(\frac{M_{v,k/2}}{A_k} + \frac{M_{v,k+1/2}}{A_{k+1}} \right) \cdot g + \text{minor losses} \quad (14)$$

전 구간에 대해서는 폐경로가 되므로 $\sum P_i = 0$ 이 되며 따라서 가속력, 마찰력, 중력 및 비가역력 등을 구할 수 있으며 이상류(two-phase flow)의 마찰력의 계산에는 Martinelli-Nelson과 Zuber⁽⁷⁾를 사용하였다. 이러한 힘들을 접합부 유량별로 정리하면 $F(W_p)$, $F(W_r)$, $F(W_n)$, $F(W_o)$ 를 결정할 수 있으며 $F(W_o)$ 는 $I(W_o)$ 와 마찬가지로 수위의 위치에 따라 그 값이 다르게 된다.

운동량에 관한 식 (12)에서는 새로운 변수 \bar{W} 가 도입되었고 \bar{W} 는 다시 W_p 의 함수이며 W_p 는 직교류영역에서 다음과 같은 질량 평형식을 이용함으로써 찾을 수 있다.

$$\frac{dM_{TBC}}{dt} = \frac{\partial M_{TBC}}{\partial p} \frac{dp}{dt} + \frac{\partial M_{TBC}}{\partial U_o} \frac{dU_o}{dt} + \frac{\partial M_{TBC}}{\partial \alpha_r} \frac{d\alpha_r}{dt} = \bar{W}_p - \bar{W}_r \quad (15)$$

Choi⁽⁶⁾는 직교류영역에서의 질량을 구하기 위해 비등시작점이 직교류영역내에 있는 경우와 직교류영역 하부에서 시작되는 경우로 나누어 계산하였다. 전자의 경우 직교류영역에서의 밀도 분포는 둘로 되며 후자의 경우는 단일 밀도분포가 된다.

모든 접합부 유량들은 운동량식을 이용하여 평균유량으로 나타낼 수 있으므로 증기발생기 모델은 최종적으로 U_o , V_v , α_r , α_n , p , \bar{W} 의 6개 미지수로 이루어지며 다음과 같은 선형식이 된다.

$$A \frac{d}{dt} \Phi = B \quad (16)$$

A의 각 요소들은 기본 변수의 미분으로 표시되고 이 미분들은 최종적으로는 $\rho_f(p)$, $\rho_g(p)$, $U_f(p)$, $U_g(p)$, $(d\rho_f/dp)$, $(d\rho_g/dp)$, (dU_f/dp) , (dU_g/dp) , $(\partial \rho_o / \partial U_o)_p$, $\left(\frac{\partial \rho_o}{\partial p} \right) U_o$ 의 10개로 구성된다. 이들 값은 수렴이 될 때까지 반복 계산되므로 전체 계산속도에 큰 영향을 미치게 된다. 따라서 본 논문에서는 이들에 대한 계산을 위해 RETRAN⁽⁸⁾의 상태방정식과 Young⁽⁹⁾의 방법을 수정하여 사용하였다.

3. 열전달 모델

증기발생기에서는 급수가 전열관을 따라 올라가면서 1차측으로 부터 열을 받아 비등이 일어난다. 이 때 전열관영역은 단상과 이상구간으로 구분되며 각 구간에서의 열전달계수는 서로 다른 값을 갖게 된다. 특히 저출력으로 갈수록 비등시작점이 높아지게 되어 전열관 전체에 걸쳐 한개의 열전달식을 사용할 경우 그에 의한 오차가 고출력인 때보다 커지게 되며 따라서 본 연구에서는 전 구간에 걸쳐 한개의 열전달식을 사용하

는 대신 각 구간에 대해 서로 다른 열전달식을 사용하였다.

Fig. 2에서 1차측으로부터 증기발생기로 전달되는 단위시간당 열량은

$$Q_B = q_1 + q_2 + q_3 \quad (17)$$

여기서 q_2 는 이상구간에서의 열전달율이며 q_1 , q_3 는 단상구간에서의 열전달율이다. 또 q_1 은 고온부분(inlet path)에서의 열전달율이고 q_3 는 저온부분(outlet path)에서의 열전달율로서 다음과 같다.

$$q_i = U_i A_i \Delta T_{LMi} = W \cdot C_{pi} \cdot \Delta T_i, \quad i = 1, 2, 3 \quad (18)$$

이 식에서 열전달면적 A_i 는 비등시작점의 함수가 되며 대수평균온도차에 포함되는 전열관 외부의 열전달계수를 결정함에 있어 단상구간에서는 Dittus-Boelter 관계식을, 그리고 이상구간에서는 Thom⁽¹⁰⁾을 사용하였다. 1차측 압력이 일정한 것으로 가정하면 비열, 점성 및 열전도도를 모두 온도의 함수로 쓸 수 있으며 따라서 1차측 각 부분의 접합부(junction) 온도를 알면 평균 온도를 취하여 각 물성을 계산하고, 이를 이용하여 1차측으로부터의 열전달율을 계산할 수 있다. 그림에서와 같은 1차측의 각 열전달구간에 대해 질량과 에너지의 평형식을 이용하면 각 구간의 평균온도(\bar{T})와 접합부 온도(T)는 다음과 같은 관계가 있다.

윗 식에서 h_{inlet} , h_{outlet} 및 q_v 는 i 번째 열전달 구간으로 들어오고 나가는 엔탈피 및 열전달율이며 p 는 1차측 압력이다. 이 식에서 각 구간의 온도변화를 구할 수 있으며, 이 온도변화를 각 구간의 상류 접합부(upstream junction)의 온도 변화와 같은 것으로 가정하였다.

또 열전달구간을 구분함으로써 2차측 초기압력

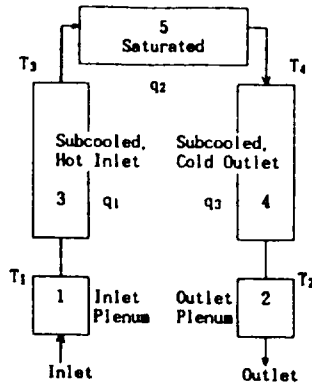


Fig. 2. Primary side heat transfer model.

$$\frac{dT_i}{dt} = \frac{W(h_{inlet} - h_{outlet}) \left(\frac{\partial T_i}{\partial h_i} \right)_p}{V_i \cdot \rho_i}, \quad i = 1, 2 \quad (19)$$

$$\frac{dT_i}{dt} = \frac{[W(h_{inlet} - h_{outlet}) - q_v] \left(\frac{\partial T_i}{\partial h_i} \right)_p}{\left(1 + \frac{p}{\rho_i^2} \frac{\partial \rho_i}{\partial h_i} \right) V_i \cdot \rho_i}, \quad i = 3, 4, 5 \quad (20)$$

의 계산을 자동적으로 할 수 있게 된다. 즉 정격출력일 때의 압력이 주어지지 않아도 모든 출력에서의 2차측 초기압력 계산이 가능하며 이를 계산하는 과정은 가정된 압력하에서 내부 루프(inner loop)로 각 점에서의 온도 및 열전달량을 결정한 후 다시 외부 루프(outer loop)에서 압력을 결정하게 하였다.

4. 증기발생기 모델의 계산결과

이상과 같은 증기발생기 모델을 이용하여 857 MWt 급 Westinghouse F-type의 증기발생기에 대해 계산한 결과, 2차측의 압력이 Choi⁽⁶⁾에 비해 전출력 구간에서 2~3% 낮은 값을 보이고 있다. 일반적으로 Thom의 열전달계수는 Dittus-Boelter의 열전달계수보다 크며, 또 Thom의 열전달계수는 Dittus-Boelter의 경우

보다 더욱 압력에 영향을 받는다. 따라서 전체를 Thom으로 쓴 결과와 Thom과 Dittus-Boelter를 구분하여 사용한 결과를 비교하여 볼 때 같은 압력에서는 전자의 열전달이 크게 되며, 역으로 일정할 출력에서는 두 상관식의 차이만큼 이상영역에서 더욱 많은 열전달이 요구되며, 이는 곧 압력의 변화로 나타나게 된다. 강수영역의 강수량은 운동량식의 수정결과 출력에 따라 3~10%가 증가한 값들을 보이고 있으며 이는 모멘

텀 셸의 형태에 따른 유량관성값의 변화에 기인한다. 또 임의의 초기출력에서 2차측 압력이 자동적으로 계산될 수 있으며 특히 각종 증기성질의 계산이 신속하게 이루어지므로 수렴속도가 더욱 빠르게 된다. Table 1은 각 출력별 정상상태의 주요인자들에 대한 실제 측정치⁽¹⁾와 본 모델의 계산결과를 비교한 것으로 대부분의 결과가 잘 일치하고 있다.

Table 1. Comparisons of measured and calculated results

Power	90%		85.6%		76.6%		31%	
	A	B	A	B	A	B	A	B
S/G Press. (MPa)	6.76	6.73	6.96	6.78	6.66	6.84	6.85	7.12
Tavg (°C)	309	311	308	208	305	306	296	298
Feedwater Flow (kg/sec)	526	510	463	443	390	388	160	151
Remarks	A : Measured B : Computed Thermal power of seteam generator is 928.3 MWt							

증기발생기의 수위제어

1. 증기발생기의 특성

증기발생기는 급수온도가 낮을수록, 즉 출력이 낮을수록 급수와 수위간의 위상차가 커지며 수위가 본래의 위치로 회복하는 데에 걸리는 시간이 길어짐(time delay)과 동시에 단위 급수량의 변화에 대한 수위변화의 반응이득(gain)이 증가하기 때문에 저출력에서의 제어가 곤란하게 된다. 따라서 수위조절을 위한 급수조절계통은 일정출력을 기준으로 그 이상에서는 Fig.3과 같이 급수량, 증기량 및 수위를 이용한 3요소 제어를, 그리고 그 이하에서는 1차측 출력과 수위를 사용

하는 2요소 제어를 사용하고 있으며 동시에 자동 조작에서 수동으로 전환하게끔 되어 있으나 이같은 제어구성 및 조작의 불연속은 전체 시스템을 불안정하게 할 뿐만 아니라 조작 실수에 의한 강제정지를 유발시킬 가능성이 있다.

한편 Fig.3과 같은 제어계통에서는 일단 급수량이 계산된 후 제어계통과는 독립적으로 이를 증기발생기의 입력으로 사용하여 증기발생기에서 계산된 수위를 다시 제어계통의 입력으로 취하는 구성이 되고 있다. 이러한 구성과는 달리 증기발생기를 한개의 제어 플랜트(control plant), 또는 프로세스로 취급하면 Fig.4와 같이 된다. 즉 증기발생기가 제어상의 요소로서 제어계통에 포

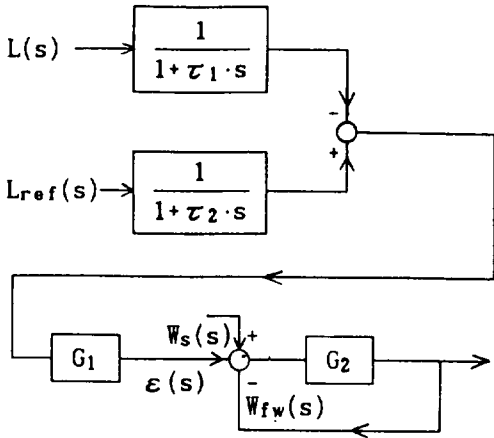


Fig. 3. Three element level control loop.

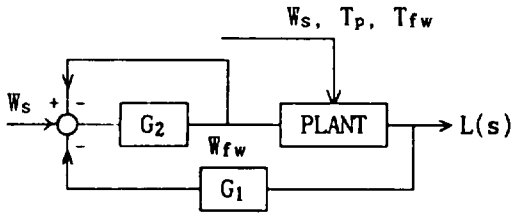


Fig. 4(a). Composite of G_2 .

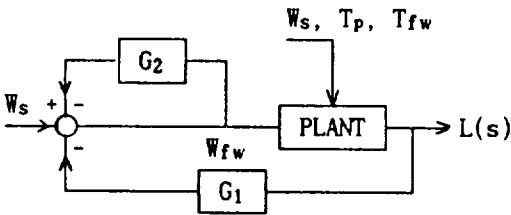


Fig. 4(b). Separated path of G_2 .

합되고 이 요소에 작용되는 인자로는 증기량, 급수량, 1차측 냉각재 온도 및 급수온도가 있으며, 이 중 급수량은 제환(feedback) 신호로서 작용한다.

이같은 제어제통의 전체적인 특성을 알기 위해서는 증기발생기의 인자에 대한 응답특성이 밝혀져야 하며 이를 위해 앞에서의 증기발생기에 대한 열수력학적 모델을 사용하였다. 즉, 각 인자에 대한 증기발생기의 반응을 파악하기 위해 1) 특정인자를 제외한 나머지 인자들을 고정시킨 채, 2) 일정 초기출력에서 특정인자의 변화량을 변화시켜 수위와의 관계를 검토하며, 3) 이러한 과정을 여러값의 초기 출력에 대해 검토하였다.

Fig. 5는 앞에서 말한 857MW급 증기발생기에 대해 다른 인자들을 고정시킨 채 급수량 및 증기량을 변화시켰을 때 각각의 수위변화를 나타낸 것으로 급수량 및 증기량은 초기 정상상태치의 50%에 해당하는 양을 스텝으로 증가(step change)시킨 후 그 결과를 다시 단위변화에 대해 나타낸 것이다. 그림에서와 같이 급수량과 증기량의 경우 수축 및 팽창효과는 출력이 낮을수록 현저해지며 그 지속시간도 오래인 것을 알 수 있다.

또 1차측 온도 및 급수온도도 각각 5°K 와 33°K 를 스텝으로 증가시킨 후 단위변화를 환산하여 검토하였다. 그림으로 보이지는 않았으나, 1차측 온도에 의한 수위의 반응은 초기에 급격한 증가를 보인 후 시간이 지남에 따라 일정값으로 수렴되고 있으며 초기출력이 낮을수록 수위의 회복에 많은 시간이 걸리고 있다. 급수온도의 변화에 대한 수위의 변화는 단위온도에 의한 값은 작으나 실제 급수온도의 변화가 크므로(예를 들어 10%에서 20%로 증가시 약 82°C 상승) 무시할 수 없게 되며 또 급수량, 증기량 및 1차측 온도와는 달리 초기 출력이 높을수록 그 효과가 크다.

급수량의 증가에 따른 수위의 변화는 수축과 선형증가의 합이 되며 수축효과는 Fig. 5(a)에서

선형증가분을 뺀 것이 된다. 수축효과를 2차 전달함수로 나타내기로 하면 전달함수의 주요인자와 초기출력(% power, P)과의 관계는 다음과 같이 근사시킬 수 있다.

$$H_1(s) = \frac{K_1}{s} - V_{s1} \cdot \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\alpha \cdot s + \omega_n^2} \quad (21)$$

$$K_1 = 1.11 \times 10^{-4}$$

$$V_{s1} = -0.01268 \cdot \exp[-0.0954 P] + 0.001$$

$$\alpha = \zeta \omega_n$$

$$\omega_n = \frac{\pi / t_p}{\sqrt{1 - \zeta^2}}$$

$$\zeta = 0.1985 \cdot \exp[0.03 P]$$

$$t_p = 317.7 \cdot \exp[-0.1764 P] + 22$$

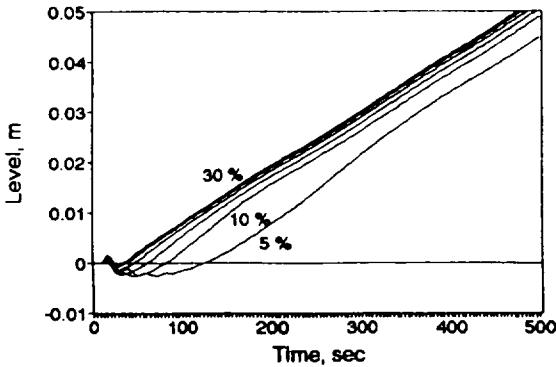


Fig. 5(a) Level Variation per Unit Step Change of Feedwater Flow Rate, 5 to 30 % Powers

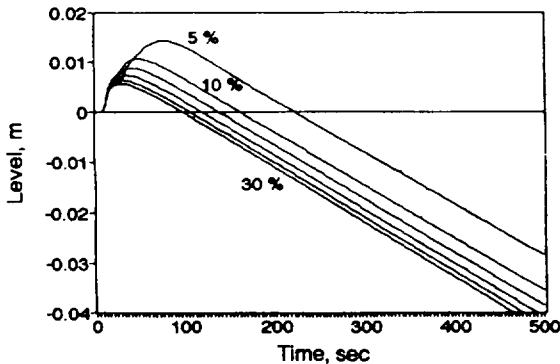


Fig. 5(b) Level Variation per Unit Step Change of Steam Flow Rate, 5 to 30 Powers

증기량을 증가시키는 경우 Fig.5(b)와 같은 수위의 반응은 선형감소와 팽창효과의 합이 되며 다음과 같은 전달함수로 표시할 수 있다.

$$H_2(s) = -\frac{K_2}{s} + V_{s2} \cdot \frac{0.05}{s + 0.05} \quad (22)$$

$$V_{s2} = 0.0196 \cdot \exp[-0.0735 P] + 0.007$$

급수량 변화와 증기량 변화에 의한 수위의 반응을 비교해 보면 같은 양의 변화에 대해 팽창효과가 수축효과보다 현저하게 크며 5% 출력에서는 2배 이상, 30% 출력에서는 4배 이상이 된다. 그 이유는 증기가 급수에 비해 비체적이 크므로 일정출력에서 증기량의 단위변화에 의한 부피의 변화가 급수량의 단위변화에 의한 부피의 변화보다 크며 또 출력이 증가할수록 증기량의 증가에 의한 압력변화가 급수량의 증가에 의한 압력변화보다 커짐과 아울러 이상부분이 더욱 커지기 때문인 것으로 해석할 수 있다.

1차측 냉각재의 온도변화에 대한 전달함수는 아래와 같으며,

$$H_3(s) = \left\{ K_2 \frac{a-b}{(s+a)(s+b)} - K_3 \frac{c}{s+c} \right\} \cdot \exp(-2s) \quad (23)$$

$$K_2 = 2.23 \times 10^{-2} + 0.01 P - 6 \times 10^{-4} P^2 + 1.17 \times 10^{-4} P^3 \quad , P \leq 25\%$$

$$= 0.071 - 4 \times 10^{-4} (P - 25) \quad , P > 25\%$$

$$K_3 = 0.0041 + 2.7 \times 10^{-4} P + 1.1 \times 10^{-5} P^2 - 2 \times 10^{-7} P^3 \quad , P \leq 50\%$$

$$= 0.023 + 2.58 \times 10^{-4} (P - 50) \quad , P > 50\%$$

$$a = -0.052 + 0.063 P - 0.0037 P^2 + 0.0008 P^3 \quad , P \leq 25\%$$

$$= 0.46 + 0.024 (P - 25) \quad , P > 25\%$$

$$b = \frac{a}{10}$$

$$c = 0.001 P \quad , P < 5\%$$

$$= 0.04 P - 2.0 \quad , 5\% \leq P \leq 10\%$$

$$= 2.0 \quad , P > 10\%$$

마지막으로 급수온도를 변화시켰을 때의 전달함수는

$$H_4(s) = K_4 \cdot \exp(-0.0348 P) \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\zeta \cdot s + \omega_n^2} \quad (24)$$

$$K_4 = 4.43 \times 10^{-4}$$

$$t_p = 195 \cdot \exp(-0.16 P) \cdot 22$$

$$\zeta = 0.535 \cdot \exp(-0.16 P) \quad \begin{array}{l} P < 15\% \\ P \geq 15\% \end{array}$$

$$= 0.172$$

과 같으며 여기에서 a 및 ω_n 은 식 (21)에서의 관계와 같다.

이상에서 유도한 4개의 전달함수는 특정한 인자외의 모든 기타 인자들을 고정시켜 얻어진 것들이다. 따라서 모든 인자가 실제에서와 같이 증기발생기에 동시에 작용할 때 이들간에 상호작용(coupling)이 있는지의 여부가 검토되어야 하며 이를 위해 다음과 같은 세가지 계산결과를 여러 입력조건하에서 비교하였다.

첫째로는 급수량, 증기량, 1차측 냉각재 온도, 급수온도의 변화가 증기발생기에 동시에 입력될 때의 수위변화로, 다음과 같이 표시하기로 한다.

$$l_1(t) = SG(\Delta W_{fw}, \Delta W_s, \Delta T_p, \Delta T_{fw}) \quad (25)$$

다음은 특정인자외의 다른 인자들을 고정시켜 얻어진 각각의 수위를 단순 합산한 것으로서

$$l_2(t) = SG(\Delta W_{fw}) + SG(\Delta W_s) + SG(\Delta T_p) + SG(\Delta T_{fw}) \quad (26)$$

그리고 마지막으로 위에서 각 인자에 대한 전달함수를 이용하여 계산된 수위로서 다음과 같다.

$$l_3(t) = L^{-1} \{ H_1(s) \cdot \Delta W_{fw}(s) + H_2(s) \cdot \Delta W_s(s) + H_3(s) \cdot \Delta T_p(s) + H_4(s) \cdot \Delta T_{fw}(s) \} \quad (27)$$

식 (25) 및 식 (26)은 증기발생기의 열수력학적 모델을 사용하여 계산되는 결과인 반면, 식 (27)은 열수력학적 계산과는 관계없이 단순히

역라플라스(inverse Laplace)를 취하여 얻어지는 결과이다. 또 식 (25)와 식 (26)을 비교함으로써 각 인자간의 상호작용 여부를 알 수 있으며, 식 (25) 또는 식 (26)과 식 (27)을 비교함으로써 앞에서 찾아낸 각 인자에 대한 전달함수의 신뢰성을 비교할 수 있게 된다.

$l_1(t)$ 와 $l_2(t)$ 를 비교하면 두개가 거의 비슷하나 $l_1(t)$ 의 경우 비교적 빨리 평형이 이루어지는 반면, $l_2(t)$ 의 경우 평형을 이루는 시간이 느리다. 이는 주로 $l_2(t)$ 에서 급수의 변화에 의한 영향 때문이며, 또 증기발생기에서 한개의 인자만 강제적으로 변화시키는 것이 전체적으로 불안정한 결과를 가져오기 때문인 것으로 해석될 수 있다. 또 $l_2(t)$ 와 $l_3(t)$ 를 비교하면 과도 초기에서는 $l_3(t)$ 의 값이 크고 또 완만하며 지속적인 진동(oscillation)을 나타내고 있으나 그 차이는 모든 출력에서 무시할 수 있을만큼 작다. 물론 이러한 차이는 저출력에서의 전달함수 오차, 특히 급수에 대한 전달함수를 이차로 표시했기 때문이다. 이를 종합하면 4개의 인자사이에 상호작용은 있으나 무시할 수 있으며, 동시에 앞에서 유도한 전달함수가 비교적 정확함을 알 수 있다.

2. 수위제어계통의 구성 및 최적제어상수

앞 절에서와 같이 증기발생기의 수위변화에 관한 전달함수들이 알려지게 되면 증기발생기가 하나의 플랜트로 취급되어 제어구성의 일부를 이루고 있는 것으로 취급될 수 있으므로 과도상태에 따른 수위계산은 증기발생기 모델을 이용함이 없이 독립적으로 계산될 수 있으며 본 논문에서는 이를 오프-라인(off-line) 계산이라 부르기로 한다. 즉 실제 증기발생기 모델과는 관계없이 단순히 제어 시스템만을 이용하여 수위를 계산하기 때문에 계산과정이 간단하며 입력조건만 결정되

면 앞으로의 수위 변화를 미리 예측할 수 있게 된다.

제어 시스템에서 고려되어야 할 요소는 우선 시스템의 안정성이다. 그러나 이 안정성은 제어상의 다른 특성들과 상충되는 경우가 많으므로 적절한 제어상수치의 선택이 필요하다. 또한 조절 대상이 되는 제어상수의 종류도 고려되어야 하며, 제어상수의 수가 적을수록 시스템을 확실히 정의할 수 있게 된다. 수위제어와 관련된 또 다른 제한은 급수의 변화량이다. 즉 시스템의 제어 출력이 되는 수위가 과도 상태에서 극심한 변화를 보이지 않아야 하지만 이를 위한 급수조절에 있어서 급수의 변화가 심하게 되면 실제로 발브의 마모와 같은 기계적 문제와 아울러 제어상의 문제점도 발생되므로 수위 및 급수의 변화가 가능한 한 극심하지 않도록 하는 제어구성과 제어상수의 선택이 요구된다.

Fig. 4(b)는 여러가지 제어구성의 하나로서 수위 및 급수량이 각각 제어기 G_1 , G_2 를 통하여 제환(feedback)되며 또 증기발생기에는 증기량, 급수량, 1차측 온도, 그리고 급수온도의 4개 인자가 작용하게 된다. 이같은 구성을 Fig. 4(a)와 비교해 보면 각각의 제환 제어기가 독립적이므로 시스템 전체의 반응과 제어상수들과의 관계가 쉽게 정의가 될 수 있는 반면, Fig. 4(a)에서는 각 제환 제어기들이 서로 연결되어 있다. 편의상 Fig. 4(a)를 복합경로, Fig. 4(b)를 분리경로라 하고 $G_1(s)$ 및 $G_2(s)$ 에 비례적 분제어기(PI controller)를 사용하면 $G_1(s) = K_1 [1 + 1/(T_1 \cdot s)]$, $G_2(s) = K_2 [1 + 1/(T_2 \cdot s)]$ 이며 또 $R(s) = 1/[1 + G_2(s)]$ 라 하면 급수량 및 수위는 다음과 같다.

$$T_w(s) = \frac{R(s) \cdot [1 - G_1(s) \cdot H_2(s)] \cdot W_0(s)}{1 + R(s) \cdot G_1(s) \cdot H_1(s)} - \frac{R(s) \cdot G_1(s) \cdot [H_3(s) \cdot T_p(s) + H_4(s) \cdot T_{rw}(s)]}{1 + R(s) \cdot G_1(s) \cdot H_1(s)} \quad (28)$$

$$L(s) = \frac{[H_2(s) + R(s) \cdot H_1(s)] \cdot W_0(s)}{1 + R(s) \cdot G_1(s) \cdot H_1(s)} + \frac{[H_3(s) \cdot T_p(s) + H_4(s) \cdot T_{rw}(s)]}{1 + R(s) \cdot G_1(s) \cdot H_1(s)} \quad (29)$$

이같은 분리경로의 결과를 복합경로와 비교해 보면 G_1 의 이득상수인 K_1 이 낮은 경우에는 오버슈트(overshoot), 정정시간(settling time) 등의 모든 제어특성이 떨어지나 반대로 이득상수 K_1 이 큰 경우에는 오히려 제어특성이 좋아지고 있어 이득상수를 증가시킬 수 있다.

윗 식의 특성방정식은 s 의 4차식이며 항상 두 개의 양의 값으로 이루어진 제로(zero)를 갖게 되므로 비최소상(non-minimum phase)이며 따라서 안정을 위한 이득상수 K_1 에 제한이 있다. 또 $-K_2/(K_2 + 1)T_2$ 에 위치한 폴(pole)을 갖게 되며 이것은 K_2 가 감소하거나 또는 T_2 가 증가할 때 원점에 가깝게 되어(dominant pole) 시스템의 특성에 큰 영향을 끼친다. 분리경로가 복합경로와 크게 다른 점은 복합경로의 경우 G_2 의 조건에 따라 이득상수 K_1 의 값이 불연속이 되나 분리경로의 경우는 임계치(critical gain)에 이르기까지 연속적인 값을 갖게 되므로 제어상수의 결정이 쉽다.

3. 2요소 제어

앞에서 논의한 분리 또는 복합경로는 다같이 급수량의 측정이 정확함을 전제로 하고 있다. 실제로 저출력에서의 유량측정은 상당한 오차를 갖고 있으며,⁽¹²⁾ 이렇게 불확실한 신호를 사용할 수 없으므로 측정이 가능한 인자를 이용하여 이들 사이의 관계를 연결시키는 옵저버(observer)를 설계하거나⁽¹³⁾ 혹은 불확실한 신호를 제어 시스템에서 완전히 제거하는 방법을 생각할 수 있다. 물론 제어 시스템에서 제환 루프(feedback loop)가 없다면 안정도는 떨어지나 이 경우에

도 안정을 위한 제어상수의 정확한 범위를 알고 있다면 전체 시스템의 안정성을 지킬 수가 있다. 한편 옵저버를 설계하기 위해서는 어떠한 변수를 이용하든간에 증기발생기 모델에 다시 접근하여야 하며, 이 경우 계산시간이 길어짐은 물론 옵저버의 온전성(robustness)이 보장될 수 있도록 선형적인 관계가 존재하여야 한다.⁽¹⁴⁾ 따라서 아래에서는 급수량에 관한 제환을 완전히 제거한 시스템에 대해 살펴보기로 한다.

Fig. 4 (b)에서 $G_2=0$ 인 경우 이것은 증기량 및 수위 오차에 의해 제어되는 시스템이 되며 증기량은 사전에 프로그램 되어 있는 것으로 간주한다. 이같은 경우 급수 및 수위에 대한 식은 식 (28) 및 식 (29)와 같으며 단 $R(s)=1$ 이 된다. 또 조절대상이 되는 제어상수가 4개에서 2개로 줄어들게 되므로 시스템이 안정되기 위한 G_1 의 제어상수 범위를 쉽게 알 수 있다.

Fig. 6은 초기출력 5%에서 35%에 이르기까지 K_1 과 T_1 의 관계를 나타낸 것으로 출력이 클수록 G_1 의 영역이 넓어지고 반대로 출력이 작을수록 이득의 상한치 및 적분시간의 하한치에 제한을 받아 그 범위가 축소되고 있으며 이러한 결과는 저출력으로 갈수록 수축/팽창효과에 의해 수위제어가 어렵다는 사실과 일치하고 있다.

일반적으로 적분회로는 시스템의 정상오차(steady state error)를 감소시키는 반면 시스템의 감쇄(damping)를 작게 하며, 따라서 전체적으로 시스템을 불안정하게 한다. 이와 함께 Fig. 6에서와 같이 T_1 이 충분히 크면 K_1 에 영향을 미치지 않음을 고려하여 T_1 을 ∞ 로 하면 결국은 조절대상이 되는 제어상수는 G_1 의 이득값 한계가 된다.

Fig. 7은 5% 초기출력을 1분에 걸쳐 10%로 올릴 경우 비례제어기만을 사용했을 때의 오프

라인과 온 라인(on-line)의 계산결과를 비교한 것이다. 여기에서 온 라인이라 함은 3.1절에서 설명한 것과 같이 증기발생기의 열수력학적 모델을 사용하는 계산과정을 뜻한다. 이 계산에서 이득상수는 50으로 하였고(Fig. 6에서 K_1 의 상한치는 82.9) 온 라인의 경우에는 z 변역(z domain)에서 계산하였다.

그림에서와 같이 두개의 결과는 매우 비슷하며, 온 라인의 경우 수위가 옴으로 내려감이 없이 기준수위로 접근하고 있다. 따라서 오프 라인으로 구성된 제어제동 및 상수를 온 라인으로도 사용할 수 있을 것이며 또 여러 가지 경우의 출력변화에 대해서도 동일한 결과를 보이고 있다.

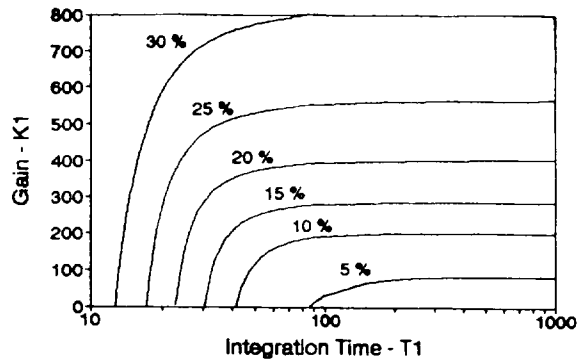


Fig. 6 Gain Boundary for Stability

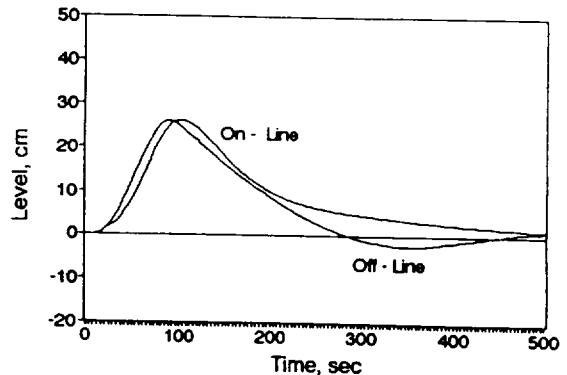


Fig. 7 Comparison of Levels between On-Line and Off-Line, 5 to 10 % Power Up

결 론

본 논문에서는 제반 입력조건에 대한 증기발생기의 열수력학적 거동을 파악하기 위해 기존 모델을 기초로 하여 유체의 운동량식 및 1차측으로부터의 열전달 과정을 수정 보완 하였다. 이렇게 수정된 증기발생기의 모델을 이용하여 증기발생기에 입력되는 인자들과 수위와의 관계를 전달함수의 형식으로 나타내었다. 모든 출력에서 수위와 각 인자간의 전달함수가 정의될 수 있으므로 운전조건만 주어지면 열수력학적 모델과는 관계없이 수위변화의 예측 및 그에 따른 급수량을 미리 예측할 수 있다.

또 전체적인 제어구성 및 제어기들의 제어상수를 최적화할 수 있으며 본 논문에서는 일차적으로 3요소 제어의 복합경로 및 분리경로에 대해 검토한 후 부정확한 급수량을 제거한 2요소 제어를 검토하였다. 마지막으로 수위 궤환의 비례적분기에서 적분기를 제거함으로써 조절 대상이 되는 제어상수가 수위 궤환의 이득상수 한개가 되

는 간단한 시스템이 되었다.

이렇게 결정된 시스템을 이용하여 여러 경우의 출력 변화에 대해 검토한 결과 시스템의 안정성을 잃음이 없이 수위의 조절이 가능하며 또 수위의 최고치 및 최저치, 그리고 수렴시간 등의 제어특성도 좋은 결과를 보이고 있다.

한편 이같은 제어구성을 증기발생기 모델에 연결시켜 온 라인으로 사용했을 경우에도 비슷한 결과를 보이고 있어 수위변화 및 급수조건을 오프 라인으로 계산하여 미리 예측할 수 있을 뿐만 아니라 온 라인 제어로써도 사용될 수 있을 것이다.

사 사

이 논문은 1990년도 문교부 지원 한국학술진흥재단의 자유공모과제 학술연구조성비에 의하여 연구되었다.

참 고 문 헌

- 1) Dredemis, G., 1986, "Reactor Scram-Why Safety?" Symp. on Reducing Reactor Scram Frequency, OECD Energy Agency, Paper No.3-1.
- 2) 구정의 외, 1987, "강제 운전 정지 감소방안 - 표준화 제2단계 설계 개요", 한국에너지연구소, NP-11, pp.9~14.
- 3) Doebelin, E.O., 1985, Control System Principles and Design, John Wiley & Sons, Inc., New York, pp.18~20.
- 4) Wolter, D.G., 1977, "Control Valve Selection - A Practical Guide", Inst. Tech., Vol.22, pp.55~63.
- 5) Stromayor, W.H., 1982, "Dynamic Modeling of Vertical U-Tube Steam Generator for Operational Safety Systems", Ph.D. Thesis, M.I.T.
- 6) Choi, J.I., 1987, "Non-Linear Digital Control for Steam Generator System in Pressurized Water Reactor", Ph.D. Thesis, M.I.T.

- 7) Lahey, P.T. and Moody, F.J., 1977, The Thermal Hydraulics of a Boiling Water Nuclear Reactor, American Nuclear Society, p.205.
- 8) Agee, L. (Ed.), 1981, "RETRAN-02, A Program for Transient Thermal Hydraulic Analysis of Complex Fluid Flow Systems", EPRI, Palo Alto, Ca., NP-1850-CCMA, pp.3.1~3.16.
- 9) Young, J.B., 1988, "An Equation of State for Steam for Turbo-Machinery and Other Flow Calculatuons", Trans. ASME J. of Eng. for Gas Turbines and Power, Vol.110, pp.1~7.
- 10) Collier, J.G., 1981, Convective Boiling and Condensation, 2nd ed., McGraw-Hill Inc., pp.165~166.
- 11) 김동수, 1990, "Nuclear Plant Analyzer 개발", 한국원자력연구소, KAERI/PR-902/89, pp.197-198.
- 12) Taylor, C.W., 1990, "SCRAM and Startup Trip Reduction Efforts at Arkansas Nuclear One Unit 2", Nuc. Safety, Vol.31, pp.239~248.
- 13) Djaferis, T.E., 1987, "Achieving Robust Stability by Sensing Additional System Outputs", IEEE Trans. on Auto. Control, Vol.AC-32, pp.228~229.
- 14) Lin, C., 1989, "Robust Control of a Boiling Water Reator", Nucl. Sci. Eng., Vol.102, pp.283~294.