

## 고부하에서의 보일러 플랜트 부하변동 묘사를 위한 프로세스 모델 개발 및 적용

박 정\* · 이기현 · 양리밍 · 인종수 · 박석호 · 권상혁\*\* · 오동한

\*삼성중공업 기전연구소 에너지환경개발팀, \*\*삼성중공업 기전연구소 메카트로개발1팀

### Development and Application of Process Model for Description of Load Change of Boiler Plant in High Load

Jeong Park\*, Ki Hyun Lee, Li Ming Yang, Jong Soo In, Seok Ho Park,  
Sang Hyeok Kweon\*\* and Dong Han Oh

\*Energy & Environment Development Team, Mechatronic Institute, Samsung Heavy Industry

\*\*Mechatro Development 1 Team, Mechatronic Institute, Samsung Heavy Industry

#### 요 약

단일 드럼형 보일러를 갖는 발전 플랜트의 동특성 해석을 위한 프로세스 모델이 모듈 개념을 기반으로 묘사된다. 현재의 프로세스 모델은 플랜트 전체 구성 요소 및 고부하에서의 부하 변동을 포함하며 lumped parameter에 의해 물리적으로 접근된다. 플랜트 성분을 의미하는 모듈은 필수적으로 성분 특성을 잘 묘사하며 사용자에게 의해 결정된 배열에 대해 압력점 방식에 의해 상호 연결된다. 프로세스 모델의 발전 플랜트 시스템에 대한 적용성 여부를 조사하기 위해 100 MW 발전 플랜트의 실제 운전 LOG-IC을 갖는 제어 시스템에 연결하여 3 MW/min 부하 변동율로 75 MW에서 95 MW, 95 MW에서 75 MW 조건에 대해 조사된다.

**Abstract**— A dynamic mathematical model of a thermal power plant with a single drum-type boiler is described with the base on modular concept. The present process model, which is including full scope of the components and high load changes, is based on physical approach through lumped parameters. The module, which means a component of the power plant and must essentially depict the characteristics of the component well, might be interconnected using pressure nodal method in a arrangement determined by users. With the results of the load changes of 75 MW to 95 MW and 95 MW to 75 MW with the rate of 3 MW/min, the applicability of the process model is examined connecting to DCS(Dispersion Control System), which has a real running logic of 100 MW real power plant.

#### 1. 서 론

발전 공급의 부하 관리가 다양해지고 전기 수요가 매년 증가함에 따라 보일러 플랜트의 부하 천이(load transient) 조건하에서 안전하고 신뢰성 있는 운전의 중요성이 강조되어 왔다. 즉, 발전소 운전중 부하가 변화하면 새로운 평형 상태로 도달될 때까지 계통내 작동 유체의 유동 조건 및 상태량의 변화로 압력, 유량, 운동량 및 에너지 변동이 과도적으로 발생하게 되며 영향 인자가 다

양하여 그 현상은 복잡한 양상을 띄게 된다. 반면 이러한 과도 특성을 정확히 파악할 수 있다면 계통의 특성을 상세히 파악할 수 있고 기본 설계 단계에서부터 과도 현상을 고려한 설계를 수행할 수 있으며 이미 설계된 계통의 경우에도 최적 상태로 운전되도록 설계 또는 운전 절차의 변경을 통해 성능 향상 및 안정성을 높일 수 있게 된다. 이러한 관점에서 발전 플랜트의 부하 변화에 따른 동특성 거동 예측을 위한 플랜트 각 구성 성분의 수학적 모델링, 실제 발전 플랜트 운전 경험에 근

거하는 제어 시스템의 구축과 운전자에 대한 훈련 등은 가장 중요한 작업이 되었으나 국내에서는 플랜트 동특성 해석 기술이 거의 전무한 실정이다.

발전 플랜트 동특성 해석에 관한 대부분의 연구는 상대적으로 동특성 응답이 느려 플랜트의 비정상 특성에 결정적인 보일러부(보일러-터어빈)의 모듈 모델에 집중되어 왔다<sup>1,2)</sup>. 자연 대류에 근거한 드럼형 보일러에서 드럼 수위(drum water level)가 라이저내의 증발량에 의존하는 모델이 제안된 바 있다<sup>3)</sup>. 보일러의 기동 정지등 과도 특성이 심한 경우에 있어서는 lumped parameter에 의한 접근은 플랜트 모델에 적합하지 않아 분포변수(distributed parameter)의 사용이 제안되었으나<sup>4)</sup> 공간상의 분포로 인한 편미분 방정식을 풀어야 하기 때문에 설계용 시뮬레이터를 위해서는 정확성을 높일 수 있으나 실시간 해석을 요구하는 훈련용 시뮬레이터에 적용하기에는 어려움이 있다. 유체역학적 네트워크의 실시간 해석의 수단으로 압력점 방식(pressure nodal method)<sup>5)</sup>은 유체역학적 네트워크의 상태 변수를 알거나 그 값을 알 수 있는 명백한 방법을 발견할 수 있다면 해를 알 수 있다는 기본적 해법에 근거하며 설계점 상태 및 경계 조건이 일반적으로 주어지는 발전 플랜트에 유용한 방법으로 제시되었다<sup>6)</sup>. 훈련용 시뮬레이터 개발을 위해 자동 코드 생성(automatic code generation)이 GUI 환경하에서 이루어지도록 개발된 많은 소프트웨어에도 불구하고 이들의 기본적 구성은 플랜트 구성 요소에 대한 모듈 모델을 기본으로 하기 때문에 실제 발전 플랜트에 적용 가능한 동특성 해석을 위해서는 국내 발전 플랜트의 운전 조건에 맞는 모듈 모델의 구현이 필수적이라 할 수 있다.

본 연구는 발전 설비에 적용 확장성을 고려하여 다른 인접한 성분에 영향을 받지 않고 충실한 수준으로 발전 설비 구성 성분을 묘사하도록 모듈 모델 개념으로 구성 성분을 모델하였다. 따라서, 압력점 방식을 도입한 유체역학적 네트워크 개념에 의해 사용자 배열에 따라 유기적으로 연결되어 임의의 보일러 플랜트 실시간 동특성 해석이 가능하게 된다. 모델 개발에 있어서 동적 응답이 느린 보일러 부는 모든 모듈을 비정상 방정식으로 구성하였고 동적 응답이 빠른 B.O.P.부는 에너지 방정식의 경우 정상 방정식으로 구성한 반면 비정상 질량 보존 방정식을 통해 비정상 효과를 갖도록 모델링하였다. 개발된 프로세스 모델의 적용성을 조사하기 위해 POSCO 12호기를 모델로 실운전 LOGIC을 갖는 DCS에 연결하여 정상 상태 데이터를 근거로 부하 변동에 적용하였다. 조사된 조건은 5 MW/min 부하 변화율의 75 MW에서 95 MW 그리고 95 MW에서 75 MW이다.

## 2. 플랜트 모델 및 수학적 접근

### 2-1. 플랜트 모델

본 연구의 대상인 포항 제철 12호기의 증기 발생부는 자연 순환식 단일 드럼로 증발량 330 ton/h, 과열기출구 131 kg/cm<sup>2</sup>g, 541°C, 재열 증기 출구 22.8 kg/cm<sup>2</sup>g, 541°C, 절탄기 입구 221°C이다. 증기 터빈부는 double cylinder tandem compound, reheat type condensing turbine으로 고압 터빈 입구 127 kg/cm<sup>2</sup>g, 538°C, 저압 터빈 입구 21.4 kg/cm<sup>2</sup>g, 538°C, 회전 속도 3600 rpm, 배기 압력 722 mmHg이다.

포항 제철 12호기에 대한 사양 및 배열을 토대로 Fig. 1에 플랜트 모델을 구성하였다. 노(furnace)를 지나 실선 화살표는 수증기의 흐름 방향을 표시하며 점선 화살표는 가스의 흐름을 표시한다. Fig. 1에서 S/H, SP, ECO, R/H, HTR, DEAR은 각각 과열기, 스프레이, 절탄기, 재열기, 히터, 탈공기기를 나타내며 HP, IP, LP는 각각 고압, 중압, 저압 터빈을 나타낸다.

### 2-2. 수학적 접근

#### 2-2-1. 일반적 고려사항

수학적 모델링의 기초는 각 모듈이 다른 인접 모듈과는 독립적으로 물리적 플랜트 성분을 충실히 묘사할 수 있어야 하는 모듈 개념을 근간으로 하며 상미분 방정식 혹은 대수 방정식에 의해 묘사된다. 이를 위해 도입되는 가정 및 일반적 고려 사항은 다음과 같다.

- 1) 국소 방정식이 검사 체적에 대해 적용되는 lumped parameter 접근 방식을 도입함으로써 편미분 방정식이 상미분 방정식으로 개조된다.
  - 2) 질량과 에너지는 검사체적 안에서 생성되거나 파괴되지 않는다.
  - 3) 검사체적은 공간상에 고정된 좌표계에 대해 가속될 수 없다.
  - 4) 축일(shaft work)은 무시된다.
  - 5) 속도 벡터는 검사 표면에 수직하다.
  - 6) 검사 체적을 통한 유동은 1차원이다.
  - 7) 유동 경계에서의 점성 전단력은 검사 체적 벽에서 마찰 유동 손실로 lumped될 수 있다.
  - 8) 검사 체적의 운동 에너지와 포텐셜 에너지의 변화는 무시될 수 있다.
  - 9) 입구 및 출구 면적은 시간에 따라 일정하다.
  - 10) 유동 방향을 따라 열전도도는 무시될 수 있다.
  - 11) 노드를 떠나는 property의 변화율은 average property의 변화율과 같다.
  - 12) 입구 유동 변화율은 평균 유동의 변화율과 같다.
- #### 2-2-2. 지배 방정식

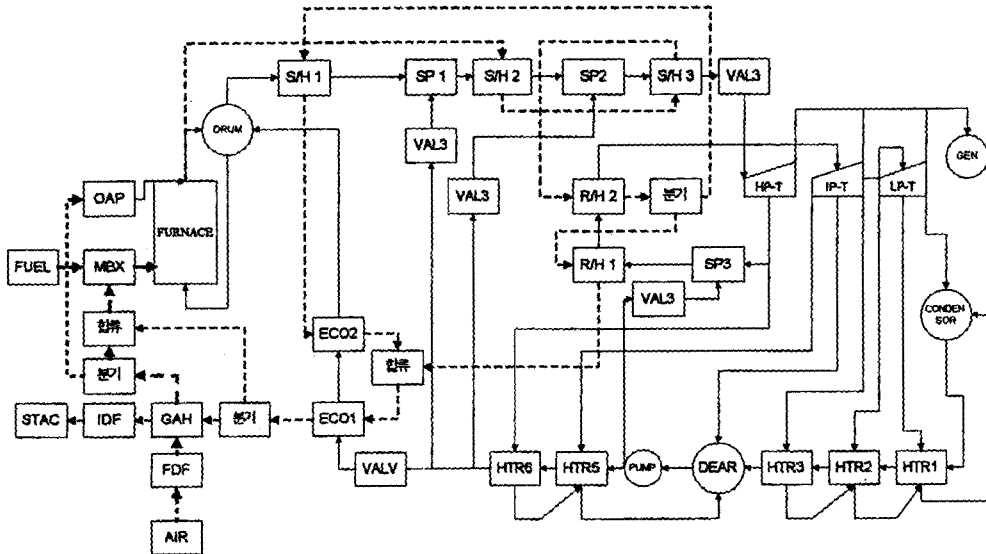


Fig. 1. Plant Model of POSCO 12.

보존 방정식은 질량 보존, 운동량 보존, 에너지 보존 방정식이 사용되고 구성식은 열역학적 상태 관계식과 공기와 연도 가스(flue gas)에 대해서 이상 기체 방정식이 사용된다. 열전달 방정식은 order가 작은 전도는 무시되고 복사 열전달과 대류 열전달만이 고려된다.

2-2-3. 보일러 모델

보일러의 부속제는 크게 노(furnace), 드럼/수벽(drum/waterwall), 전열면으로 구성되며 전열면은 과열기(superheater) 1·2·3, 재열기(reheater) 1·2, 절탄기(economizer) 1·2를 포함한다.

(1) 노(furnace)

연소 가스의 동특성 응답(dynamic response)은 상대적으로 빠르기 때문에 연소 상태를 묘사하는데 대수 방정식으로 표현할 수 있다. 노내의 전체 열량은 다음과 같다.

$$Q_a = Q_{hfv} + Q_{zg} + Q_w + Q_{fg} + Q_k \quad (1)$$

노출구에서의 가스 온도는<sup>7)</sup>

$$T_{g0} = T_{abd} \left[ 1 - M \left( \frac{A_j E_{pj} T_{abd}^2}{10800 Q_f} \right)^{0.6} \right] \quad (2)$$

중유에 대해 화염 길이 효과를 나타내는 인자 M은

$$M = 0.54 - 0.2 x_b \quad (3)$$

$$x_b = x_f + \Delta x$$

여기서,  $x_f$ 는 노 높이에 대한 평균 버너 높이 비이고  $\Delta x$

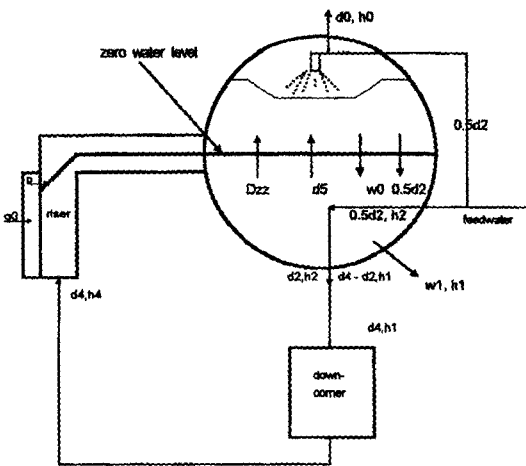


Fig. 2. Schematic drawing of drum.

는 Exa(과잉공기비)가 1보다 크면 영(zero)이고 그렇지 않으면  $2(1-Exa)$ 이다.  $E_{pj}$ 는

$$E_{pj} = C_{pj} X_{pj} \quad (4)$$

여기서  $C_{pj}$ 는 보정 계수로 보통 중유에 대해 0.565이고  $X_{pj}$ 는 각계수(angle coefficient)이다. 한편, 화염 복사능(emissivity)은 다음과 같은 절차로 구해진다<sup>7)</sup>. 연도 가스(flue gas)의 복사 감쇠 계수( $CO_2 + SO_2 + H_2O$ )는

$$K_q = 10.2 \left( \frac{0.78 + 1.6 R_{H_2O}}{\sqrt{10.2 Pr S}} - 0.1 \right) \left( 1 - 0.37 \frac{T_{gk}}{1000} \right) \quad (5)$$

재(ash)의 복사 감쇠 계수는

$$K_h = 0.306(2 - Exa) \frac{X_C}{X_H} \left(1.6 \frac{T_{gk}}{1000} - 0.5\right) \quad (6)$$

화염 발광부 및 비발광부의 복사능은 다음과 같이 표현된다.

$$A_{fg} = 1 - \exp[-(K_q Rr + K_h) P_{firs}] \quad (7)$$

$$A_q = 1 - \exp[-K_q Prs]$$

m1이 부하에 관련된 하중 인자(weighting factor)일때 화염 복사능은

$$A_h = m1 A_{fg} + (1 - m1) A_q \quad (8)$$

연소가스가 노의 전체를 채우고 있다는 가정을 도입하여 노의 복사능이 다음과 같이 표현됨을 보일 수 있다.

$$A_r = \frac{A_h}{A_h + (1 - A_h) E_{pj}} \quad (9)$$

한편, 노벽으로 복사된 열량은

$$Q = (Q_a - H_g) B_{a0} B_j \quad (10)$$

보일러 형태에 따라 전열면(과열기, 재열기)으로의 복사 열전달량이 무시될 수 없을 때 수벽(waterwall)으로 흡수되는 열은 다음과 같이 표현된다.

$$Q_{ww} = Q - \sum_i Q_i \quad (11)$$

여기서 i는 과열기, 재열기, 절탄기등의 전열면을 나타낸다.

(2) 드럼/수벽(drum/waterwall)

드럼 및 수벽에 관한 체계도는 Fig. 2에 나타나 있고 도입된 가정은 다음과 같다.

- 1) 드럼은 바닥으로부터 드럼 수위까지 포화수로 채워진다.
- 2) 수증기와 물은 포화 상태에 있다.

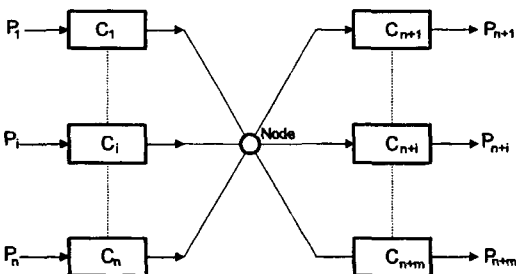


Fig. 3. General description of pressure nodal method.

3) 공급수(feedwater)의 50%는 드럼상부에서 분무로 공급되고 50%는 포화수와 공급수 사이에 열전달 없이 하강관(downcomer)으로 배출된다.

4) 수증기의 밀도는 질량 보존식으로부터 알 수 있고 포화 조건에서는 온도와 압력은 독립이 아니므로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\frac{dh0}{dt} = \frac{dh0}{dI0} \frac{dI0}{dt} = f1 \frac{dI0}{dt}$$

$$\frac{dh1}{dt} = \frac{dh1}{dI0} \frac{dI0}{dt} = f2 \frac{dI0}{dt}$$

$$\frac{dh1}{dt} = \frac{dI0}{dI0} \frac{dI0}{dt} = f3 \frac{dI0}{dt} \quad (12)$$

$$\frac{dT1}{dt} = \frac{dT1}{dI0} \frac{dI0}{dt} = f4 \frac{dI0}{dt}$$

$$\frac{dP1}{dt} = \frac{dP1}{dI0} \frac{dI0}{dt} = f5 \frac{dI0}{dt}$$

f1, f2, f3, f4, f5는 수증기표에 관한 라이브러리로부터 계산된다.

5) 재순환 유동은 자연 대류에 의해 구동된다.

6) 포화 수증기와 포화수 사이에는 미끄러짐(slip)은 없다.

• 질량 균형:

포화수

$$\frac{d(I1V1)}{dt} = d2 + W0 - d5 - Dzz - W1 \quad (13)$$

포화 증기

$$\frac{d(I0(V0 - V1))}{dt} = d5 + Dzz - d0 - W0 \quad (14)$$

• 에너지 균형:

$$\frac{d}{dt} [(V0 - V1) I0 h0 + V1 I1 h1 + M11 C3 t1]$$

$$- A V0 \frac{dP1}{dt} = q + 0.5 d2 h2 - d0 h0 \quad (15)$$

$$-(d4 - 0.5 d2) h1 + d4 h4 - w1 h1$$

드럼내에서 증발 유량은

$$d5 = \frac{q - d4(h1 - h4)}{h0 - h1} \quad (16)$$

드럼내의 응축량은

$$W0 = \frac{d2(h1 - h2)}{2(h0 - h1)} \quad (17)$$

라이저벽의 온도 변화는

$$\frac{dT_m}{dt} = \frac{q^0 - q}{M_{sd} C3} \quad (18)$$

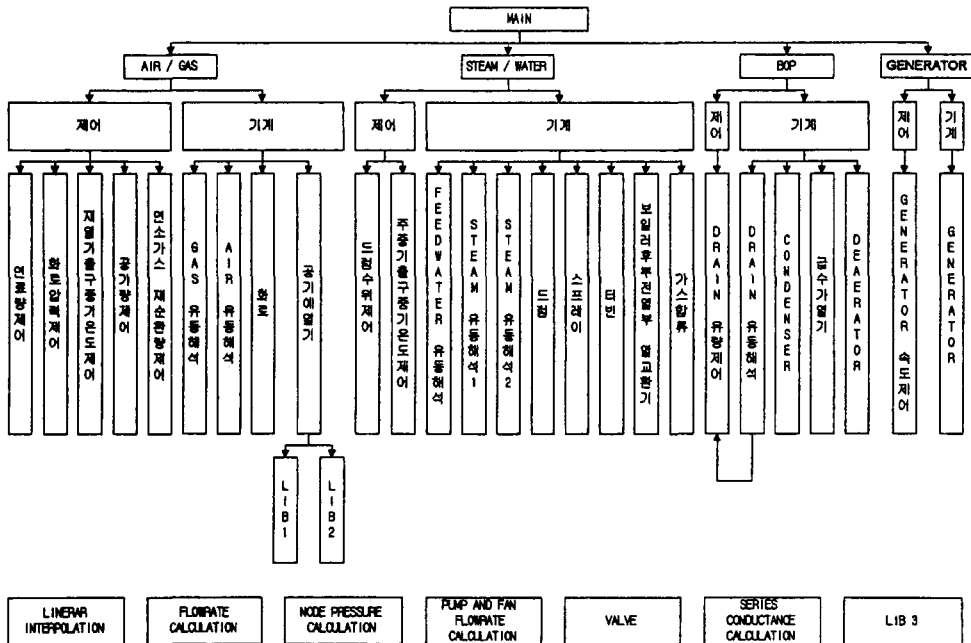


Fig. 4. Construction of model program.

$$M_{s0} = x1 M10 \tag{19}$$

여기서 x1은 보정 계수이다.

비등의 경우에 대류 열전달<sup>6)</sup>은

$$q = K(T_m - T1)^3 \tag{20}$$

하강관에서의 에너지 보존식은

$$\frac{dh4}{dt} = \frac{1}{M_{12}} [(d4 - 0.5 d2) h1 + 0.5 d2 h2 - d4 h4] \tag{21}$$

$$M_{12} = V4 / 4 + M4 \frac{C3}{C4} \tag{22}$$

Dzz는 (13), (14), (15)를 (16)에 대입하고 (17), (18)를 사용하여

$$D_{zz} = F \frac{dI0}{dt} \tag{23}$$

$$\text{여기서 } F = - \frac{(V0 - V1) I0 f1 + V1 I1 f2}{h0 - h1} + \frac{M11 C3 f4 - 1000 V0 f5}{h0 - h1} \tag{24}$$

드럼/라이저내의 포화수의 부피 변화율은

$$\frac{dV1}{dt} = \frac{1}{I1} (d2 + W0 - d5 - W1 - (F + v1 f3) \frac{dI0}{dt}) \tag{25}$$

드럼/라이저내의 포화 증기의 밀도 변화율은

$$\frac{dI0}{dt} = \frac{d5 - d0 - W0 + \frac{I0}{I1} (d2 + W0 - d5 - W1)}{V0 - V1 - F + \frac{I0}{I1} (F + V1 f3)} \tag{26}$$

순환수 유량은 점유된 포화 증기 부피와 밀접한 관계가 있으므로 다음과 같이 표현된다<sup>3)</sup>.

$$\frac{d4}{(d4)_e} = \left[ \frac{V2}{(V2)_e} \right]^{0.25} \tag{27}$$

여기서 하첨자 e는 MCR 조건을 의미한다. 일반적으로 드럼 수위 변화의 관찰과 드럼의 포화수내에 기포 부피를 평가하기는 대단히 어렵다. 따라서, 드럼 수위는 드럼과 라이저내의 포화수에 대한 기포 부피의 비에 의해 영향을 받는다고 가정한다. 따라서, 생성되는 포화수 증기는

$$D_{sz} = d5 + \beta_z D_{zz} \tag{28}$$

우변의 첫제항은 열흡수에 의한 수증기 생성을 나타내 둘째항은 압력 변화에 의한 수증기 생성을 의미한다. 라이저내의 포화수의 전열 높이는 라이저의 높이에 전열되는 포화수의 높이의 비로 정의된다.

$$s_1 = \frac{d4 (h1 - h4)}{q} \tag{29}$$

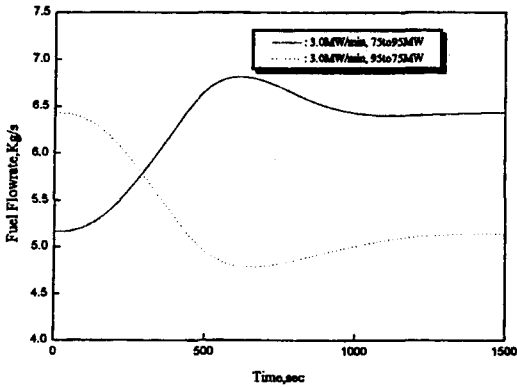


Fig. 5. Time variation of fuel flow rate with load change.

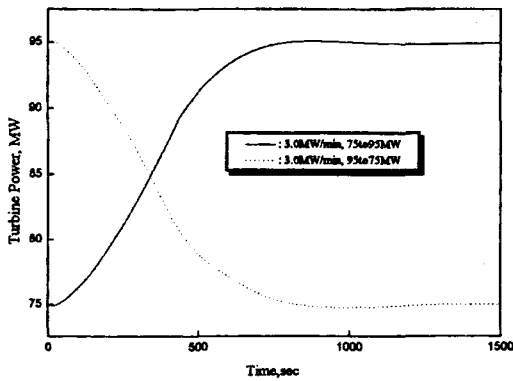


Fig. 6. Time variation of turbine power with load change.

라이저내의 실제 포화 증기량을 구하기 위해 다음의 가정이 도입된다.

1) 라이저의 외부는 포화수가 흐르고 내부는 포화 증기가 흐른다.

2) 라이저의 상부 방향으로 감에 따라 수증기량은 증가하지만 0.5d3의 균일한 수증기가 있다고 가정한다.

이러한 가정으로부터 포화수 및 포화 증기의 고정된 부피에 대한 포화 증기 부피의 비가 다음과 같이 됨을 보일 수 있다.

$$s_2 = \frac{1}{1 + \frac{l0}{l1} \left( \frac{2d4}{d3} - 1 \right)} \quad (30)$$

따라서, 라이저내의 포화 증기 부피는

$$2 = C(1 - s_1)s_2 V3 \quad (31)$$

여기서 C는 보정 계수이다. 결국, 드럼 수위는 다음 식

으로 얻어진다.

$$y1 = \frac{1}{A} (V1 + V2 - V5) \quad (32)$$

여기서 A는 영 수위(zero level)에서의 면적, V1은 드럼과 라이저내의 포화수 부피, V2는 라이저내의 포화 증기 부피이고 V5는 영 수위에서의 드럼과 라이저의 포화수 부피이다.

(3) 전열면

전열면에서 사용되는 가정들은 다음과 같다.

1) 수증기측에서 복사 열전달은 대류 열전달에 비해 무시할 수 있고 수증기의 평균 온도는 검사 체적의 대표 온도로 사용된다.

2) 가스측에서는 복사 열전달은 무시될 수 없고 가스의 평균 온도는 검사 체적의 대표적 온도로서 사용된다.

3) 가스의 동특성 응답 속도가 훨씬 빠르기 때문에 준정상 상태 개념을 도입한다.

4) 시간에 따른 밀도 변동은 무시되며 정상 연속 방정식이 만족된다.

$$D = D_1 = D_2$$

$$G = G_1 = G_2$$

D, G는 주증기 유량과 가스 유량을 각각 나타내고 하첨자 1,2는 입구 및 출구를 의미한다.

5) 가스 및 수증기의 비열은 일정하다.

$$C_{pg} = C_{pg1} = C_{pg2}$$

$$C_{ps} = C_{ps1} = C_{ps2}$$

수증기측 에너지 균형

$$M \frac{dh_2}{dt} = D_1 h_1 - D_2 h_2 + Q_2 \quad (33)$$

$$Q_2 = \alpha_2 K_2 D^n \left( t_1 - \frac{t_1 + t_2}{2} \right) \quad (34)$$

하첨자 1,2는 각각 입구 및 출구 조건을 의미한다. Q<sub>2</sub>는 메탈로부터 유체로의 대류열전달로 지수 n은 0.8을 취하였다<sup>9)</sup>. α<sub>2</sub>는 보정 계수, t<sub>1</sub>는 메탈 온도이고 K<sub>2</sub> 대류 열전달 계수이다.

메탈에 대한 에너지 균형

$$M_j C_j \frac{dt_j}{dt} = Q_1 + Q_{ext} - Q_2 \quad (35)$$

$$Q_1 = \alpha_1 (K_1 + K_1' G^n) \left( \frac{t_{g1} + t_{g2}}{2} - t_1 \right) \quad (36)$$

Q<sub>1</sub>는 가스로부터 메탈로의 열전달로 지수 n은 0.6을

취한다<sup>9</sup>.  $\alpha_n$ 은 보정 계수,  $K_1, K_2$  복사 열전달 보정 계수 및 대류 열전달 계수,  $Q_{con}$ 은 이웃하는 전열면으로부터의 열전달을 나타낸다.

가스측에서의 에너지 균형

$$0 = G_1 C_{pg} t_{g1} - G_2 C_{pg} t_{g2} - Q_1 - Q_{ww} - Q_{sf} \quad (37)$$

$Q_{ww}$ 는 수벽으로의 열전달이고  $Q_{sf}$ 는 이웃하는 전열면으로 열전달을 나타낸다.

(4) 드럼으로부터 HP 터빈까지 수증기 유동

일정 질량이 노드의 단면을 통해 흐르고 시간에 따른 유동 변화는 없다고 가정한다. 또한, 저항 모듈(resistive module)과 축적 모듈(storage module)의 개념<sup>9</sup>을 도입하고 elevation 항을 무시하면

$$f \frac{D_1^2}{\rho_1} = P_1 - P_2 \quad (38)$$

$$\frac{d(\rho_2 V)}{dt} = D_1 + \Delta D - D_2 \quad (39)$$

여기서 하첨자 1,2는 입구 및 출구를 의미하고,  $\Delta D$ 은 프로세스 수증기를 위해 추출되거나 과열기에 스프레이를 위해 더해지는 유량,  $f$ 는 유동 저항을 나타낸다. 밀도는 온도와 압력의 함수이고 일반적으로 온도에 따른 밀도의 변화가 압력에 따른 밀도 변화에 비해 훨씬 작기 때문에 (39)식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$K_c \frac{dP_2}{dt} = D_1 + \Delta D - D_2 \quad (40)$$

여기서  $K_c$ 는 압축성 계수이고 다음과 같이 정의된다.

$$K_c = V \frac{\partial \rho_2}{\partial p_2} \quad (41)$$

(5) 공급수, 가스 및 수증기 유동

계의 특성은 복잡성에 관계없이 그 계의 상태 변수에 의해 묘사될 수 있다. 따라서, 계의 수학적 모델의 해를 구하는 것은 상태 변수의 값을 구하는 것을 의미한다. 유사하게 유체역학적 네트워크안의 상태 변수를 정의할 수 있다. 압력점 방식<sup>9</sup>을 도입하여 유체역학적 네트워크안에서 노드에서의 유체 압력을 노드 압력으로 정의한다. 즉, 모든 노드 압력이 알려진다면 압력 강하 및 질량 유량율은 쉽게 계산될 수 있다. 유체역학적 네트워크의 일반적 형태는 Fig. 3에 나타난 바와 같다. 각 성분에서의 누수가 없다면 질량 및 운동량 보존에 따라 다음과 같은 식들이 얻어진다.

$$K_c \frac{dPN}{dt} = \sum_{i=1}^n W_i - \sum_{i=n+1}^{n+m} W_i \quad (42)$$

여기서 PN은 노드 압력, (II.42) 우변은 각각 노드 입구로의 유량 및 노드 출구의 유량을 나타낸다.

$$\sum_{i=1}^n W_i = \sum_{i=1}^n B_i (P_i - PN) \quad (43)$$

$$\sum_{i=n+1}^{n+m} W_i = \sum_{i=n+1}^{n+m} B_i (PN - P_i)$$

$B_i$ 는 선형 컨덕턴스(linear conductance)이고 다음과 같이 정의된다.

$$B_i = C_i / \sqrt{P_u - P_d} \quad (44)$$

여기서 하첨자  $u, d$ 는 상류 및 하류 조건을 의미하며  $C_i$ 는 컨덕턴스이다.

(42)와 (43)으로부터 정리하면

$$K_c \frac{dPN}{dt} = - \sum_{i=1}^{n+m} B_i PN + \sum_{i=1}^{n+m} B_i P_i \quad (45)$$

컨덕턴스는 채널의 저항 특성 즉, 단면, 밸브의 개도, 팬 및 펌프에 의한 저항과 유동 저항을 반영하며 시간에 따라 또한 변한다.

2.4. 터빈 모델

2.4-1. 터빈

터빈의 모듈은 간단함을 위해 효율만을 고려하여 구성하였다. 즉, 터빈 입구 유량은

$$D_i = K_i \theta \sqrt{\frac{P_i^2 - P_{i-1}^2}{T_i}} \quad (46)$$

여기서 하첨자  $i, i-1$ 은  $i$ -단( $i$ -stage)의 각각 입구 및 출구를 의미하며  $D$ 는 유량,  $K_i$ 는 MCR 조건으로 무차원시 얻어지는 상수이고  $\theta$ 는 터빈 밸브를 대표 밸브 하나로 가상했을 때 밸브의 개도(opening) 정도를 나타내는 계수이다. 따라서, power는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$N = \sum_{i=1}^n D_i \eta_i (H_i - H_{i-1}^*) \quad (47)$$

$H$ 는 입구 엔탈피이고  $H^*$ 는 등엔트로피 과정에 의한 이상적인 엔탈피를 나타낸다.

2.4-2. 콘덴서

콘덴서 모듈은 크게 수증기, 순환수관과 열정(hotwell) 영역으로 나눌 수 있다. 도입된 가정은 다음과 같다.

- 1) 수증기 영역에서의 수증기는 포화 상태이다.
- 2) 수증기 영역에서 평형 과정은 콘덴서내에서 상대적으로 빠르기 때문에 순환수관 위에 수증기의 응축을

은 정상 상태의 에너지 균형에 의해 계산된다.

3) 순환수관으로 부터의 누수(leakage) 순환수는 증발 없이 열정 영역으로 떨어진다.

- 수증기 영역:

에너지 균형

$$Q_{fcd} + Q_{wcon} + Q_{s,s} = Q_{con} + Q_{s,am} + Q_{fev} \quad (48)$$

수증기의 질량 균형

$$K_{cps} \frac{dP_s}{dt} = w_{ins} + w_{ev} - w_{cd} - w_{con} - w_{out} \quad (49)$$

(49)는 질량 보존식에서 온도에 대한 밀도 변화가 압력에 대한 밀도 변화에 비해 무시될 수 있다는 가정으로부터 유도된다.

- 열정(hotwell) 영역:

질량 균형

$$\rho A \frac{dl}{dt} = w_{inhw} + w_{cd} + w_{con} + w_{leak} - w_{outhw} \quad (50)$$

따라서, 열정내의 물의 질량은

$$m = \rho A l \quad (51)$$

열정내의 질량 균형

$$m \frac{dh_{hw}}{dt} = Q_{fcd} + Q_{wcon} + Q_{leak} + Q_{add} - Q_{hwamb} \quad (52)$$

- 순환수관:

에너지 균형

$$m_{cw} \frac{dh_{cw}}{dt} = w_{incw} (h_{incw} - h_{cw}) + Q_{con} - Q_{cwamb} \quad (53)$$

### 3. 프로그램 구성 체계

프로그램 구성 체계는 Fig. 4에 나타난 바와 같이 크

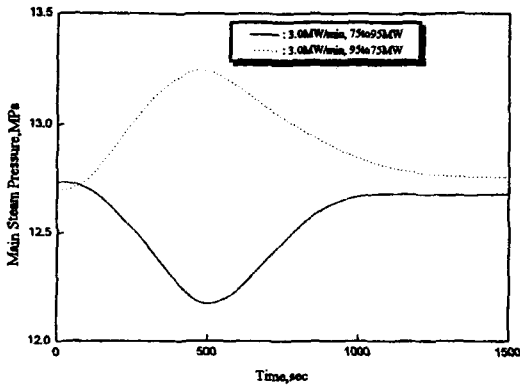


Fig. 7. Time variation of main steam pressure with load change.

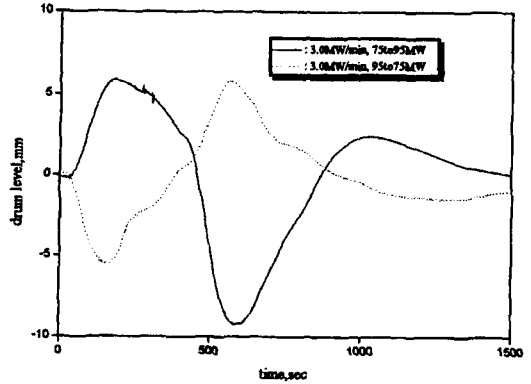


Fig. 9. Time variation of drum level with load change.

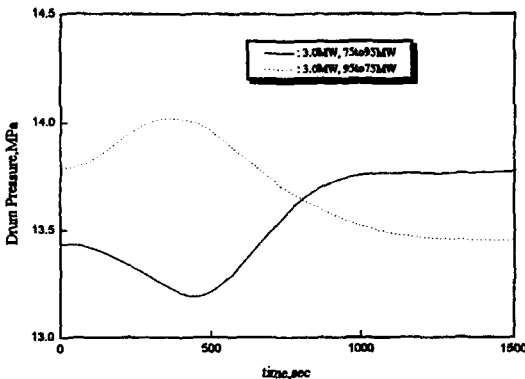


Fig. 8. Time variation of drum pressure with load change.

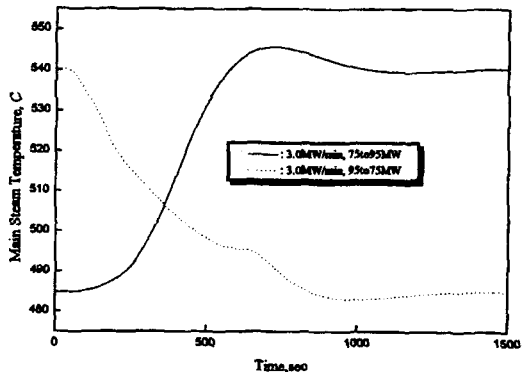


Fig. 10. Time variation of main steam temperature with load change.



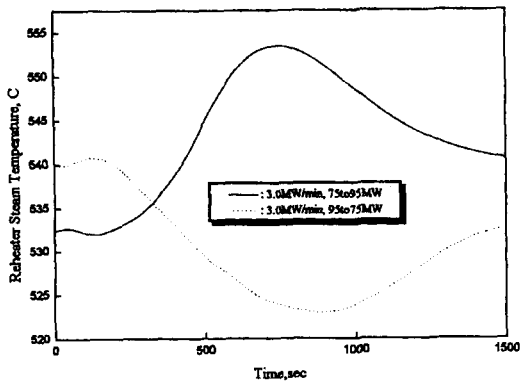


Fig. 11. Time variation of reheat steam temperature with load change.

계 4부분으로 구성되어 있다. 첫째로 동적응답(dynamic response)이 빠른 공기와 가스 부분을 해석하는 프로그램, 둘째로 동적 응답이 공기 및 가스에 비해 느린 수증기와 물을 해석하는 프로그램, 셋째로 BOP(balance of plant) 설비를 해석하는 프로그램, 넷째로 발전기(generator)를 해석하는 프로그램으로 구성되어 있다. 한편, 제어부는 POSCO 12호기의 실제 운전 LOGIC을 갖는 VALMET 제품의 DCS(Dispersion Control System)에 의해 구현되며 총 9개로 연료량 제어, IDF FAN에 의한 화로 압력 제어, 연도 가스(flue gas) 댐퍼에 의한 재열기 출구 증기 온도 제어, FDF FAN에 의한 공기량 제어, GIF FAN에 의한 연도 가스 재순환 제어, 공급수 밸브에 의한 드림 수위 제어, 스프레이 양에 의한 주증기 출구 온도 제어, 스톱밸브에 의한 발전기 속도 제어, 급수 가열기부의 드레인(drain) 밸브에 의한 드레인 유량 제어로 구성되어 있다. 이러한 제어 방식은 Conventional Control을 따르고 있다. 한편 프로그램 실행을 위한 시간 간격(time step)은 1 sec로 하였고 각 모듈 모델 방정식의 적분은 오일러 방식(Euler method)을 취하였다.

#### 4. 결과 및 논의

본 연구에서 개발된 프로세스 모델의 POSCO 12호기 실운전 제어 논리(LOGIC)를 갖는 DCS에 연결하여 적용성을 조사하였다. 제시되는 결과는 3 MW/min 부하 변동율로 75 MW에서 95 MW, 95 MW에서 75 MW로 부하 변동시 주요 결과들을 나타내고 있다. Fig. 5과 6은 시간에 따른 연료 유량 및 터빈 출력을 나타내고 있다. 결과에서 나타나듯이 원하는 부하로 정확히 변화되고 있음을 알 수 있다. 부하 변화율에 나타나는 over-

shoot은 목표값을 추적하면서 나타나는 시간 지체에 기인한다. Fig. 7은 시간에 따른 터빈 입구에서의 증기 압력을 나타낸다. 실선이 75 MW에서 95 MW로 변하는 경우를 나타낸다. 초기의 압력 감소는 부하를 증가시키기 위해 터빈 입구측 밸브를 열면서 나타나는 순간적인 압력 강하에 기인한다. 시간이 지남에 따라 드럼측에서의 증기량의 증가에 따라 서서히 압력이 증가하고 약 1000초후 압력이 안정화됨을 알 수 있다. Fig. 8은 시간에 따른 드럼 압력을 나타낸다. 실선은 75 MW에서 95 MW로 변하는 경우로 예측되는 바와 같이 터빈 입구측 증기 압력에 영향을 직접받아 나타나고 있음을 알 수 있다. Fig. 9는 시간에 따른 드럼 수위의 변화를 나타낸다. 75 MW에서 95 MW로 변하는 경우를 살펴보면 주증기측 압력이 순간적으로 감소함에 따라 증기 유로(steam flow pass)에 압력이 감소하게 되어 드럼 수위가 증가하고 주증기측 압력이 다시 증가하는 영향을 받아 다시 감소함을 알 수 있다. 또한 드럼 출구로 나가는 증기량과 순환수로부터의 유량이 균형을 이루게 되어 드럼 수위가 안정화되기 위해서는 약 1500초 이상이 요구됨을 알 수 있다. Fig. 10과 11은 시간에 따른 주증기 온도(최종 과열기 출구 증기 온도)와 최종 재열기 출구 증기 온도를 나타내고 있다. 주증기 온도의 경우는 순환수로부터의 유량을 분부로 사용하여 온도를 제어하고 있기 때문에 약 1000초 후에는 안정화되는 반면 최종 재열기 증기 온도의 경우는 댐퍼를 사용하여 연도 가스가 지나는 유량으로 온도를 제어하고 있기 때문에 안정화되는데 약 1500초 이상 소요되고 있음을 알 수 있다. 또한 제시된 결과들의 최종 부하에서의 값들은 실제 설계 데이터와 정확히 일치하고 있다. 결론적으로 현재 개발된 프로세스 모델은 고부하에서의 부하 변동시 동적 응답 특성을 묘사하는데 사용될 수 있음을 알 수 있다. 반면에 저부하의 경우와 기동 및 정지시의 동적 응답에 있어서는 플랜트 운전 방식이 다르기 때문에 현재의 DCS에서의 제어 논리에 포함되어 있지 않다. 따라서, 현재의 프로세스 모델은 고부하에서의 부하 변동 묘사에 제한된다.

#### 5. 결 론

모듈 모델 개념을 근거로 프로세스 모델이 개발되어 왔고 검증을 위해 POSCO 12호기의 실운전 제어 방식을 갖는 DCS에 연결하여 적용되어 왔다. 부하 변동후 최종 부하에서 요구되는 설계 데이터들과 일치하는 것으로부터 현재 개발된 프로세스 모델이 고부하 영역에서의 부하 변동의 플랜트 동적 응답을 묘사하는데 적용할 수 있음을 알 수 있다.

## 사용기호

$A_{fg}$ : 노내 화염 발광부 복사능	$Q_{add}$ : 보충수에 의한 열량(kJ/kg s)
$A_b$ : 노내 화염 복사능	$Q_{con}$ : 응축기내 수증기로부터 순환수로의 열전달(kJ/s)
$A_t$ : 노 복사능	$Q_{cwamb}$ : 응축기내 순환수와 대기와의 열전달(kJ/kg s)
$A_q$ : 노내 화염 비발광부 복사능	$Q_{tod}$ : 응축기내 플래쉬 응축(kJ/kg s)
$B_{so}$ : 노내 보호열(protect heat)의 효율	$Q_{tev}$ : 응축기내 플래쉬 증발(kJ/kg s)
$B_f$ : 노내 연소되는 연료 질량(kg/s)	$Q_{wamb}$ : 응축기내 열전속 물과 대기와의 열전달(kJ/kg s)
$C3$ : 드럼 메탈의 비열 용량(kJ/kg °C)	$Q_{shv}$ : 연료의 저발열량(kJ/kg s)
$C4$ : 드럼 메탈내의 물의 비열 용량(kJ/kg °C)	$Q_s$ : 노내 연료 단위 질량당 분무 수증기로부터의 열량(kJ/kg s)
$d0$ : 드럼 포화 증기의 배출 유량	$Q_r$ : 노의 복사 응력(kJ/m <sup>2</sup> )
$d2$ : 드럼내 공급수 유량(kg/s)	$Q_k$ : 노내 1차 및 2차 공기로부터의 열량(kJ/kg s)
$d4$ : 드럼 순환수 유량(kg/s)	$Q_{leak}$ : 응축기내 순환수 관으로부터 누수 열량(kJ/kg s)
$d5$ : 드럼내 열에 의한 증발량(kg/s)	$Q_{fg}$ : 노 재순환 가스로부터의 열량(kJ/kg s)
$D_z$ : 드럼내 압력 변화에 의한 증발량(kg/s)	$Q_{s,am}$ : 응축기내 수증기로부터 순환수로의 열전달(kJ/kg s)
$E_p$ : 노내 복사 열전달에 대한 유효 전열 면적 계수	$Q_{s,s}$ : 터어빈 증기로부터 포화 수증기로의 열전달(kJ/s)
$h0$ : 드럼 포화 증기 배출 엔탈피(kJ/kg)	$Q_w$ : 노내 연료 단위 질량당 연료로부터의 열량(kJ/kg s)
$h1$ : 드럼내 포화수 엔탈피(kJ/kg)	$Q_{wcon}$ : 응축기내 포화 수증기로부터 포화수로의 열전달(kJ/kg s)
$h2$ : 드럼내 순환수로부터의 엔탈피(kJ/kg)	$Q_{ww}$ : 드럼 수벽으로부터 흡수되는 열량(kJ/kg s)
$h4$ : 라이저 입구 엔탈피(kJ/kg)	$Q_{zg}$ : 연료 단위 질량당 버너측에 공급되는 분무 증기로부터의 열량(kJ/kg s)
$h_{cw}$ : 순환수 출구 엔탈피(kJ/kg)	$R_{H_2O}$ : 노내 연도가스 부피에 대한 H <sub>2</sub> O 가스 부피비
$h_{ncw}$ : 응축기내 순환수 입구 엔탈피(kJ/kg)	$R$ : 노내 연도 가스 부피에 대한 CO <sub>2</sub> +SO <sub>2</sub> +H <sub>2</sub> O 가스 부피비
$h_{hw}$ : 응축기내 열정내의 물의 엔탈피(kJ/kg)	$s$ : 노내 가스층 복사 유효 두께(m)
$H_g$ : 노출구 엔탈피(kJ/kg)	$T1$ : 드럼 포화수 온도(°C)
$K_{sp}$ : 응축기내 수증기의 압축성 계수	$T_{abd}$ : 노내 단열 화염 온도(°C)
$K_q$ : 노내 연도 가스의 복사 감쇠 계수(CO <sub>2</sub> +SO <sub>2</sub> +H <sub>2</sub> O)	$T_{pk}$ : 노출구 온도(°C)
$K_{th}$ : 노내 재의 복사 감쇠 계수	$V0$ : 드럼과 라이저 전체 부피(m <sup>3</sup> )
$l$ : 응축기내 열정내의 수위(m)	$V1$ : 드럼과 라이저의 포화수 부피(m <sup>3</sup> )
$l1$ : 드럼내 포화수 밀도(kg/m <sup>3</sup> )	$V3$ : 라이저의 부피(m <sup>3</sup> )
$l0$ : 드럼내 포화 증기 밀도(kg/m <sup>3</sup> )	$V4$ : 하강관내의 물의 체적(m <sup>3</sup> )
$l4$ : 하강관 내의 물의 밀도(kg/m <sup>3</sup> )	$w0$ : 포화 증기로부터 포화수로의 응축량(kg/s)
$M$ : 화염 길이 효과를 나타내는 인자	$w1$ : 드럼의 배수 유량(kg/s)
$M4$ : 하강관 메탈 질량(kg)	$w_{cd}$ : 응축기내 수증기 영역으로부터의 플래쉬 응축량(kg/s)
$M10$ : 라이저 메탈 질량(kg)	$w_{con}$ : 응축기내 순환수 관위의 수증기 응축량(kg/s)
$M11$ : 드럼과 라이저 헤더 유효 질량(kg)	$w_{ev}$ : 응축기내 열정(hotwell)으로부터의 플래쉬 증발량(kg/s)
$M12$ : 하강관의 유효 질량(kg)	$w_{inhw}$ : 응축기내 열정으로 유입되는 수량(kg/s)
$M_{sd}$ : 라이저의 유효 질량(kg)	$w_{incw}$ : 응축기내 순환수 유입 유량(kg/s)
$m_{cw}$ : 순환수관내 물의 질량(kg)	$w_{ins}$ : 응축기내 shell로의 수증기 유입 입력(kg/s)
$N$ : 터어빈 출력(MW)	$w_{leak}$ : 응축기내 순환수관으로부터의 누수량(kg/s)
$P1$ : 드럼내의 포화 압력(MPa)	$w_{out}$ : 응축기내 수증기 배출 유량(kg/s)
$P_{tur}$ : 노 압력(MPa)	$w_{outhw}$ : 응축기내 열정으로부터 배출 수량(kg/s)
$P_r$ : 노내 CO <sub>2</sub> +SO <sub>2</sub> +H <sub>2</sub> O의 부분압(MPa)	
$P_s$ : 응축기내 수증기 압력(MPa)	
$q$ : 노벽으로부터 공급 열량(kJ/kg s)	
$q0$ : 노로부터 수벽으로의 총 공급 열량(kJ/s)	
$Q$ : 노벽으로 복사되는 열량(kJ/kg s)	

$X_C$  : 연료내 C 원자 질량 분율  
 $X_H$  : 연료내 H 원자 질량 분율  
 $\eta$  : 터빈 효율

### 참고문헌

1. Caseau, P. and Godin P.: "Mathematical modelling of power plants" *IFAC Symposium*, 139-143 (1968).
2. Li, T.D. *et al.*: "Mathematical model for a 200 MW boiler turbine unit" *J. Tsinghua University*, **20**(2), 1-14 (1980).
3. Li, T.D.: "Mathematical model of the evaporating system with natural circulation" *J. of Eng. Thermophysics*, **2**(1), 8-13 (1981).
4. Kohlenberg, M.W. and Wood, R.K.: "Pressure and flow transient response prediction for power plant piping networks" *Simulation*, **63**(4), 235-248 (1994).
5. Li, T.D. *et al.*: "An algorithm for real-time simulation of fluid network systems" *Modelling Simulation & Control*, B, AMSE Press, **10**(2), 55-64 (1988).
6. Babcock & Wilcox Company: "Modular Modelling System(MMS): A Code for Dynamic Simulation of Fossil and Nuclear Power Plants. Theory Manual, CS/NP-2989" Electric Power Research Institute (1985).
7. Kai F.J. and Sheng Y.: "Boiler Theory and Calculation" Science Press., 2nd Ed. (1995).