

## 증기발생기 수위전송배관의 역설계를 위한 간략화 건전성 평가

### Simplified Integrity Evaluation for Back-Fitting Design of Steam Generator Water Level Sensing Line

박치용, 김진원, 김범년, 정대율\*

한국전력 전력연구원

\* 한국전력 영광원자력본부

#### 요약문

원자력발전소의 소형 배관의 설계는 주요 기기의 거동에 수동적으로 요건을 부여받고서 이루어진다. 이는 소형 배관 거동이 주기기 거동에 영향을 미치지 않는다는 가정을 내포하기 때문이다. 운전중인 원전에서 설계적 관점에서의 소형 배관 건전성 평가는 주냉각재 배관 등의 주요 배관 평가와는 달리 간략화된 단순방법을 사용하여, 충분히 보수적인 평가를 통해서도 건전성을 입증할 수 있다. 본 논문에서는 주급수 배관 파단시 증기발생기에 연결된 증기발생기 수위 전송배관에 대하여 간략화 평가법을 이용하여 건전성을 평가하고 코드상의 허용 여유도를 분석하였다. 건전성 평가 절차는 설계과정에서 수행하는 절차 및 설계요건을 따랐다. 주급수 배관 파단에 의한 유체 분출 동적 하중 해석을 수행하고, FLB하중에 의한 SG 간략화 모델에서 동적 해석을 통해 수위전송관 노즐에서의 데이터를 획득하고, 이를 이용하여 수위 전송관의 응력을 구하였으며, ASME 설계 요건에 따라 평가하였다. 단순화된 1차적 접근방법의 계산은 수치해석을 통한 평가방법 보다 쉽게 접근이 가능하고, 신속한 평가를 필요로 하는 경우 또는 역설계의 경우에 사용 가능할 수 있음을 보였다.

#### Abstract

The small pipe in the NPP are passively designed by the requirements for the dynamic behavior of main components. This procedure has the assumption that the small pipe does not affect dynamic motion of main components. In the operating nuclear power plants, evaluation procedure for integrity of small pipe is generally used to the simplified evaluation method. The reason for selecting the simplified evaluation procedure is that the small pipes have a large of safety margin and the simplified method may conservatively evaluate the structural integrity of those pipes. In this paper, structural integrity of steam generator level sensing lines are evaluated by the simplified evaluation procedure for back fitting design when a main feedwater line is ruptured, and the safety margin of a pipe is carried out in the case of the simplified evaluation procedure for back fitting design

## 1. 서론

원전설계에서 가상적인 배관 파단을 가정한 하중을 고려하여 주기기들의 구조적 건전성 입증 및 보조 안전장치인 배관 구속 장치등을 설치하고 있다. 이는 배관의 순간 파단으로 인하여 일어나는 배관의 휨이나 유체 분출력에 의한 안전 기기 손상을 방지하고자 하기 위함이다. 소형 배관의 경우에는 고에너지 배관이 아닌 관계로 인하여 안전 특성상 배관의 순간 파단 하중을 고려하지 않고 설계된다. 웨스팅하우스형 3세대 원전의 경우에 주급수관 파단사고가 일어날 경우, 증기발생기의 동적 거동에 기인하여, 수위 전송관이 파단되는 Common Mode Failure 가능성이 있다고 검토된 적이 있다. 이를 배제하기 위하여는 주급수관 파단사고 하중을 고려한 증기발생기 수위 전송관 안전성 해석이 필요하다. 수위 전송관 건전성 평가를 위해서는 주급수관 파단하중의 계산 및 주급수관 파단에 의한 증기발생기 동체의 동적 거동해석, 증기발생기 동적운동에 의한 수위전송관의 배관해석을 통한 구조 건전성 평가가 순차적으로 수행되어야 한다. 본 평가에서는 상기의 계산을 엄격히 수행하기에는 많은 시간과 노력이 필요하기 때문에 간략화된 초기계산 방법을 통하여 배관의 안전 여유도를 평가한 후, 평가 결과에 따라 정밀 계산을 수행하는 방법을 채택하였다. 본 논문에서는 간략화된 평가 방법의 과정 및 결과를 간략히 기술하고, 간략화된 단순 평가 방법을 통하여 수위전송관의 안전성을 역설계 평가하고자 한다.

## 2. 본론

### 2.1. 수위전송관 건전성 평가 필요성

일반적으로 배관 및 튜브의 구분은 산업계에서 3/4 인치를 기준으로 하고 있다. 영광 1/2 호기의 경우 증기발생기 수위전송관은 참조 발전소인 대만 Mansan Plant의 수위전송관이 피로크랙으로 5년만에 교체됨에 따라 3/8" Tube에서 3/4" Pipe로 설계변경되었고, 배관으로 변경됨에 따라 완충기 및 지지대가 추가된 배관 설계가 이루어졌다.

웨스팅하우스형 원전의 일부 발전소에서는 증기발생기 수위 전송관이 가상 주급수배관파단(FLB: Feedwater Line Break)이 일어날 경우 증기발생기 동체의 동적 거동 등에 의한 동적 하중을 고려치 않고 설계된 경우가 있다. 안전성 분석보고서에 의하면 주급수배관파단에 기인하여 (즉, S/G 저수위 초래 상황이 발생되고) 증기발생기 저수위 신호가 발생, 원자로 정지가 되고 궁극적으로 보조급수계통(AFW System)을 기동시키기까지의 시간은 20초로 가정하여 사고해석이 수행되어 있다. 이 시간중에 주급수배관파단의 영향으로 인하여 증기발생기 수위 전송관에 까지 Common Mode Failure가 파급된다면 원전의 안전에 중대한 영향을 미치게 된다. 즉, S/G 동적 거동으로 인하여 수위 전송관이 손상되고 이로 인해 실제로는 저수위 임에도 불구하고, 고수위 오신호를 발생시킬 수 있는 가능성이 존재하게 된다. 이와 같은 안전분석 결과에 근거하여 주급수배관파단 사고시 증기발생기 수위전송관 건전성 평가가 필요하다.

### 2.2. 건전성 평가 방법

설계와 동일한 절차 및 해석 코드를 사용하여 정밀한 건전성 평가 수행은 배관 건전성 및 원전 안전성 측면에서 정확한 평가가 가능하나, 기 건설된 발전소에서 상당한 보수성을

가지고 설계된 소형 배관에서 적절한 공학적 가정과 경험에 근거하여 간략한 평가를 1차적으로 수행하는 방안도 경제성 측면에서 적절한 것으로 판단된다.

건전성 평가 절차는 설계과정에서 수행하는 절차 및 설계 요건을 따랐으며 그 절차가 Fig.1에 나타나 있다. 먼저 주급수 배관 파단에 의한 유체 분출 동적 하중 해석을 수행하고, FLB하중에 의한 SG 간략모델을 포함한 RCS Loop 동적해석을 수행한다. 다음으로 SG 상세모델에서 동적 거동 해석을 통해 수위 전송관 노즐(Nozzle)에서의 시간 이력(Time-History) 데이터를 획득하고, 상용 또는 배관 전용 코드를 이용한 수위 전송관의 배관 동적 해석 및 응력평가하거나 또는 간이 계산에 의해 응력을 평가한다. 추가적으로 배관 피로 평가 및 변위 안전성 평가를 수행하여야 한다.

### 2.2.1. Feedwater Line Break 하중 계산

#### 가. 제트 추력(Jet Thrust Force) 하중

가상적인 HELBA(High Energy Line Break Accident) 또는 LOCA로부터 일어나는 추력(Thrust Force)은 일반적으로는 열수력 코드를 이용하여 시간에 따른 과도압력, 유량 및 유체 특성등을 계산하고, 유체의 방향 및 면적이 변화하는 위치에서 Time-History Force를 계산한다. 여기서는 SRP 3.6.2에서 하한치로 제한하고 있는 보수적 방법을 채택하였다.

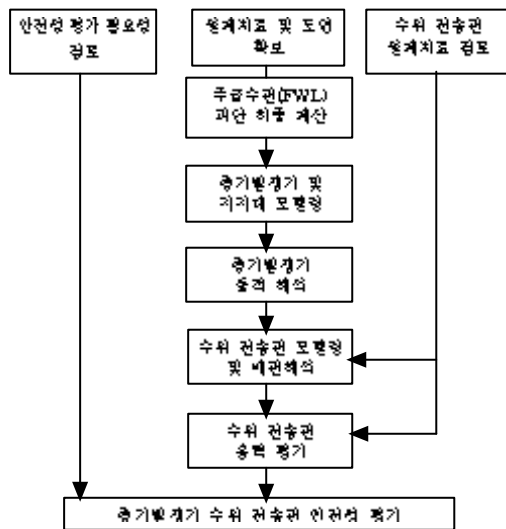


Fig.1 Procedure for Integrity Evaluation of the SG Level Sensing Line

$$\text{Thrust Force} = \text{Max}\{P_o A_o, C_T P_o A_o\} = 2P_o A_o$$

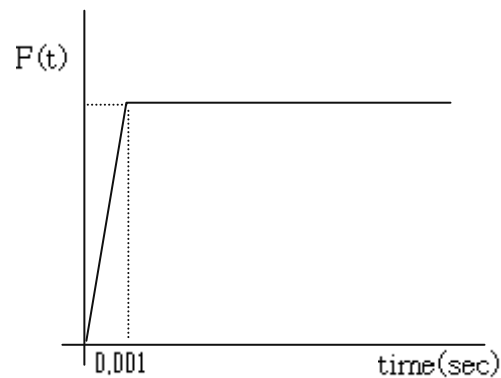


Fig.2 Thrust Force Calculation Guide by SRP 3.6.2

SRP 3.6.2에서는 상세 해석을 대신하여 정상상태 조건에서 추력 하중은 다음 식에 의해서 구해질 수 있다.

$$F_T = C_T P_o A_o \quad \text{-----} \quad (1)$$

여기서,  $P_o$  = 배관 파단전의 시스템 압력(초기 압력)(psi)

$A_e$  = 출구 평면에서의 면적 (ft<sup>2</sup>)

$C_T$  = 추력계수(thrust coefficient)

USNRC SRP 3.6.2에 의하면 steam, saturated water, steam-water mixture 인 경우에 대하여  $C_T \geq 1.26$  이어야 하는 조건을 요구하고 있다. 그리고 KNGR 주급수 배관 설계에서 RELAP5/MOD3를 이용한 계산에서  $C_T = 0.07486$ 이었고, FSAR에서의 순간 최대 추력을 표현하기 위한 계수  $C_T = F_{max}/P_o A_e = 0.6$  인 것을 고려하면,  $C_T = 2.0$ 의 선택은 충분히 보수적인 선택으로 판단된다.

$$\therefore F_T = C_T P_o A_e = 476.6 \text{ kpsi} = 335.145 \times 10^6 \text{ kgf}$$

#### 나. 제트 충돌력(Jet Impingement Force) 하중

제트 충돌력과 제트 추력(반력)은 파단 순간에는 반대 방향으로 동일한 크기를 가진다. 그러나 제트 충돌력은 충돌 대상 기기의 위치 및 충돌면 형상 및 크기 등을 고려하여 결정한다. 여기서는 앞절에서 계산한 제트 추력을 이용하여 다음 식을 사용하여 계산할 수 있다.

$$F_{im} = F_T \cdot D \cdot R \cdot S \quad \text{-----} \quad (2)$$

여기서,  $F_{im}$  = 충돌면에서의 제트 충돌력

$F_T$  = 식(1)로 계산된 총 제트 추력

$D$  = 동적하중 계수 ( 등가 정적하중에 비해 2.0배 )

$R$  = 충돌체(Target)가 맞는 제트의 분력(비율로서 SG는 1.0 사용)

$S$  = 충돌체의 형상 계수 (평면 : 1.0, 원형 :  $\pi/2$  )

상기에서 표기한 D, R, S를 고려하면 배관에서  $F_{im} = 2 \cdot F_T$ 를 사용하면 가장 보수적인 값으로 단순 정적해석이 가능하다.

#### 다. 파단시 총 하중

주급수 배관에서 순간 파손 위치가 증기발생기 주급수 노즐 근처(헬 표면에서 19 inch 거리)인 경우에는 배관에서 분출되는 충돌력( $F_{im}$ )도 증기발생기 거동에 영향을 미친다. 그러나 노즐에서 216", 468", 738"(Containment Wall) 떨어진 가상 배관 파단 위치에서의 충돌력( $F_{im}$ )은 증기발생기 거동에 영향을 미치지 못하기 때문에 총 추력은 제트 추력(Jet Thrust Force) 만을 고려해야 한다. 따라서 증기발생기의 동적 변위를 가장 크게 일으키는 하중은 증기발생기 노즐 위치에서의 가상파단사고이다.

$$\therefore F(t) = F_{im} + F_T = 953.2 \text{ kpsi} = 670.3 \times 10^6 \text{ kgf}$$

전형적인 배관 저마찰의 경우에 유체에 의한 추력 함수를 그래프로 나타내면 Fig.3과 같고, 본 해석을 위해서 사용된 함수는 점선으로 표시하였다.

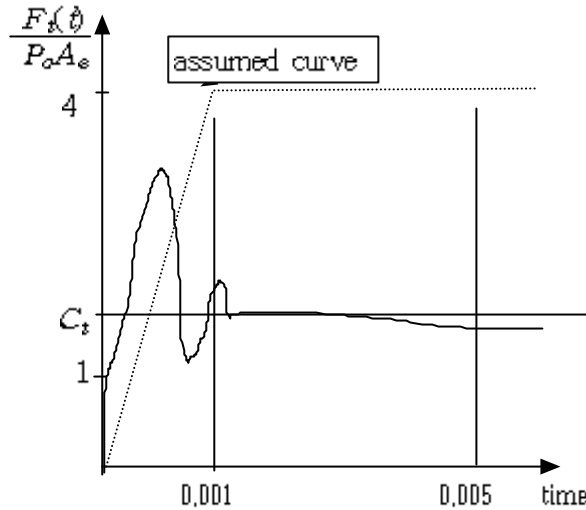


Fig.3 Total Forces Applied on the MFWL Nozzle by the FWL Break

### 2.2.1. SG Lumped Mass Modelling

#### 가. 설계시 RCS 모델링 방법

MS 배관 및 RCS 배관의 일부를 포함하는 증기발생기를 모델링할 때, 배관 및 증기발생기의 방법론은 동일하다. 여기서는 간략히 증기발생기만 기술하였다. 증기발생기는 4절점으로 구성되며, 첫 번째 집중 질량 결점(lumped mass node)은 증기발생기 입출구 노즐 중심선과의 교점으로 선택하였으며, 두 번째 결점은 상부 지지대 높이로 하였고, 세 번째 결점으로 상부 지지대 높이와 최상부의 중간점으로 하였으며, 네 번째 결점은 증기발생기 최상부로 하였다. 네 결점은 다음 조건을 보존하기 위해서 증기발생기 각 구성품의 기하학적 형상 및 질량을 고려하여 얻어진다.

- 증기발생기 총질량 보존 :  $\sum_{i=1}^4 M_i = M_T$  ----- (3-1)

- 증기발생기 질량 1차 모멘트 보존 :  $\sum_{i=1}^4 M_i X_i = \sum_{i=1}^4 M_i X_C = M_T X_C$  --- (3-2)

- 증기발생기 질량 2차 모멘트 보존 :  $\sum_{i=1}^4 M_i X_i^2 = \sum_{i=1}^4 M_i X_C^2$  --- (3-3)

#### 나. 증기발생기 지지대

증기발생기는 하부 지지대 기둥, 격실과 연결된 하부 수평지지대, 상부 수평지지대로 이루어져 있다. 모든 지지대는 원자로 방향의 열팽창을 흡수할 수 있어야 하고, 지진 및 LOCA 하중에 대한 저항능력을 가지도록 강성을 가져야 한다. 지지대의 기하학적 특성을 고

려하여, 지지대의 강성을 각 방향에 맞게 구하였다.

#### 다. SG 모델링에 필요한 Data & Description

증기발생기 도면으로부터 각 부분의 질량을 모델링 방법에 따라 식 3-1 및 식 3-2의 조건을 만족하도록 집중 질량을 계산하였으며, 상부 수평지지대 및 하부 수평지지대의 스프링 상수 및 하부 기둥 및 주증기 배관, Crossover Leg 및 Hot Leg에 의한 스프링 상수는 크기 및 방향을 고려하여 계산하였다. 유압 완충기에 의한 감쇄계수는 감쇄비 0.1을 사용하여 계산하였다. 그러나 배관 파단이 0.001초에 순간적으로 일어나기 때문에, 유압 완충기는 짧은 시간 동안에는 단순히 강성으로서의 역할만 수행하게 된다. 본해석에서는 고려하지 않았다.

##### 1) 단일 집중 질량 모델

단일 집중 질량으로의 가정은 증기발생기가 강체로서 거동하기 때문에 축방향 길이에서 변위는 동일한 것으로 생각한 것이다. 따라서 수학적 방법으로 접근이 가능하다. 그때의 모델링 값들은 다음과 같다.

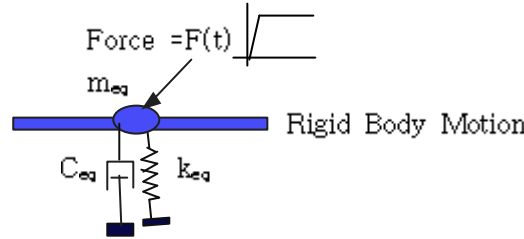


Fig.4 Simplified Dynamic Rigid Model of SG, Support and Pipe

집중질량은  $M = 38,014 \text{ kgf-sec}^2/\text{m}$ 이고, 등가 스프링 상수  $K = 1,409,967 \times 10^6 \text{ kgf/m}$ 를, 감쇄계수  $C$ 는  $C = 91.18 \times 10^8 \text{ kgf-sec/m}$ 를 사용하였다. 또한 가진함수는 USNRC SRP 3.6.2의 요건에 따라 0.001초에 순간 파단이 일어나는 것으로 가정하였고, 이때 최대하중  $F(t) = F_{me} + F_s = 670.3 \times 10^6 \text{ kgf}$  (953.2 kpsi)을 사용하였다.

##### 2) BEAM요소 집중 질량 모델

BEAM요소 집중 질량으로의 가정은 단일 집중 질량 모델링과의 차이점은 증기발생기가 Beam으로 거동하기 때문에 축방향 길이에서 변위가 증기발생기 쉘의 강성에 의존하여 서로 다른 변위를 가진다고 생각한 것이다. 이 방법은 단일 집중 질량 방법보다 더 현실적 거동을 묘사할 수 있지만, 주급 수관의 고도위치와 수위전송관의 고도위치가 큰 차이가 없기 때문에 단일 집중 질량 모델링과는 결과에서 큰 차이를 보이지 않았다. 그때의 모델링 및 각 수치들은 다음과 같다.

- $W1 = 31,428.98 \text{ kgf}$ ,  $W2 = 121,083.71 \text{ kgf}$ ,  $W3 = 82,246.25 \text{ kgf}$ ,  $W4 = 138,041.06 \text{ kgf}$
- Node 1 = (9,54405, 0,85014, 25,43658) mm      · Node 2 = (9,54405, 0,85014, 19,14843) mm
- Node 3 = (9,544,05, 0,85014, 14,20686) mm      · Node 4 = (9,544,05, 0,85014, 7,31520) mm
- $k_{1-2} = 7226,65 \times 10^6 \text{ kgf/m}$ ,      ·  $k_{2-3} = 10036,71 \times 10^6 \text{ kgf/m}$       ·  $k_{3-4} = 1662,83 \times 10^6 \text{ kgf/m}$

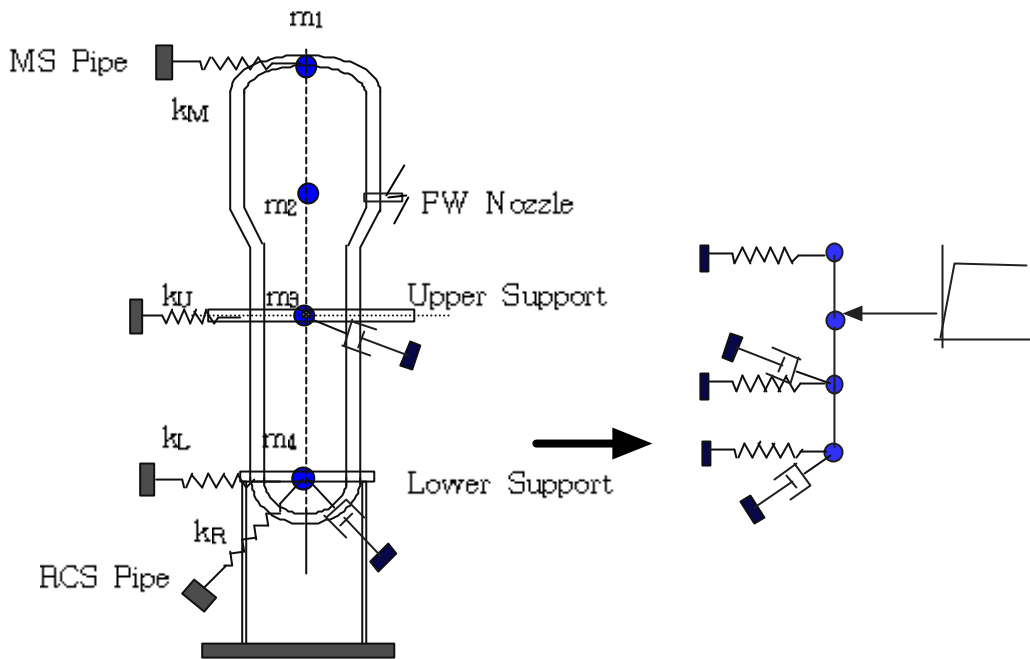


Fig.5 Simplified Dynamic Beam Model of SG, Support and Pipe and its position

스프링 상수는 상하부 지지대, 지지 기둥, 연결 배관(주증기관, 냉각재 배관)의 강성을 고려하여 표기하였다. 특히 하부 지지대는 냉각재 배관에 의한 강성 및 지지 기둥 강성이 고려되었다. 그 결과를 Table.1 으로 정리하면 다음과 같다.

Table 1. Spring Constants for node 1, 3, 4, respectively

지지형태	$k_x$ ( $\times 10^6$ kgf/m)		$k_y$ ( $\times 10^6$ kgf/m)		$k_z$ ( $\times 10^6$ kgf/m)		비 고
	압축	인장	압축	인장	압축	인장	
MS 배관	23	23	27	27	20	20	절점 1
상부 지지대	359,797	355,108	494,316	494,316	0	0	절점 3
하부 지지대	1,109,443	171,743	385,551	1,739,751	1237	1237	절점 4
합 계	1,469,263	526,874	879,894	2,234,094	1,257	1,257	단일절점

### 3. 증기발생기 거동 해석

#### 가. 단일 집중 질량 모델

0,001초 동안에 증가되는 힘의 증가분은 계단함수로 가정하여도 무방하기 때문에 계를 감쇄-스프링-질량계에 작용하는 계단함수 입력의 문제로 취급할 수 있다. 크기  $F_0$ 의 계단함수 (Step Function)에 대한 응답식은 다음과 같이 유도된다.

$$f(t) = F_0(t/t_0) \text{와 } g(t) = \frac{\exp(-\xi\omega_n t)}{m\omega_n\sqrt{1-\xi^2}} \sin(\sqrt{1-\xi^2}\omega_n t) \text{이고,}$$

$$x(t) = \int_0^t f(\xi)g(t-\xi)d\xi \text{ 에 대입하여 정리하면 다음을 얻을 수 있다.}$$

$$x(t) = \frac{F_0}{k} \left[ 1 - \frac{\exp(-\xi\omega_n t)}{\sqrt{1-\xi^2}} \cos(\sqrt{1-\xi^2}\omega_n t - \phi) \right] \quad \text{----- (4)}$$

여기서,  $\tan \phi = \frac{\xi}{\sqrt{1-\xi^2}}$

$x$ 를 미분하여 최대 응답에서의 시간을 구할 수 있고, 또한 최고 응답치인 최고 변위를 구할 수 있다. 최고 응답치에서의 시간은  $\omega_n t_p = \frac{\pi}{\sqrt{1-\xi^2}}$ 와 같이 표현되고, 최고 응답(Peak Response)는 다음과 같이 표현된다.

$$\left( \frac{xk}{F_0} \right)_{\max} = 1 + \exp\left(-\frac{\xi\pi}{\sqrt{1-\xi^2}}\right) \quad \text{----- (5)}$$

단일 집중 질량계에 대한 입력치를 대입하여 최대 응답시간 및 변위 응답을 구하면  $\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} = 6.09 \times 10^3$  /sec이고,  $t_p = \frac{\pi}{\omega_n \sqrt{1-\xi^2}} = 5.16 \times 10^{-4}$  sec이다. 따라서 파단 시간 0.001초를 더하면

$(t_p)_{\max} = 1.516 \times 10^{-3}$  sec이다. 또한 최대변위는  $x_{\max} = \frac{F_0}{k} \left( 1 + \exp\left(-\frac{\xi\pi}{\sqrt{1-\xi^2}}\right) \right) = 0.8946 \times 10^{-3}$  m = 0.8946 mm이다. 보수적으로 감쇄비를 0으로 두면 0.95mm이다.

#### 나. BEAM요소 집중 질량 모델

ANSYS 코드를 이용하여 증기발생기 동적해석 수행하였으며 결과는 단순 강체해석에 의한 결과와 차이를 보이고 있지 않았다. 따라서 감쇄비를 0으로 둔 보수적인 값을 선택하여 사용하였다. 증기발생기 쉘 거동 표현을 쉘이 강체운동 하는 것으로 묘사한 것과 Beam 요소로 묘사한 것과의 비교는 결과에 큰 차이를 나타내고 있지 않은 이유는 FW 노즐인 작용 점과 상부지지대 사이 간격의 Beam 강성( $10036.71 \times 10^6$  kgf/m)이 작용하중( $670.3 \times 10^6$  kgf)에 비하여 충분한 강성이 있기 때문이다.

### 4. 수위 전송관 거동 해석

#### 가. 수위 전송관 단순화 해석

증기발생기 수위 전송관은 증기발생기 쉘에 다음과 같은 방향으로 위치하고 있다.

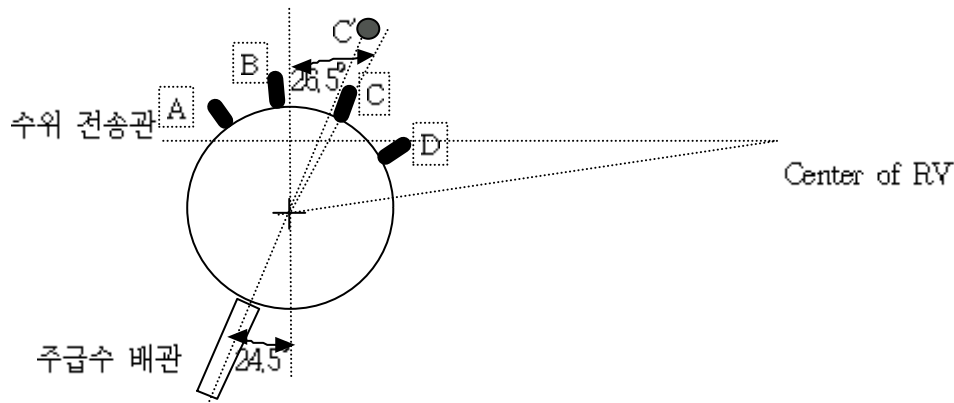


Fig.6 Position of Level Sensing Line and Feedwater Line



증기발생기가 주급수 배관의 파단에 의하여 동적 운동을 주급수 배관 노즐 방향 즉 y-축과 24.5도 기울어진 방향으로 움직이게 된다. 따라서 위의 그림에서 살펴볼 수 있듯이 최대 변위는 주급수 배관 노즐 방향으로 0.95mm(0.8946 mm) 이동할 수 있고, C의 수위 전송관에서 최대응력이 발생하게 된다. 따라서 수위전송관 설계시에 계산서에서도 C의 수위전송관에 대한 배관해석을 수행하였다. 여기서는 C-수위 전송관을 더 보수적인 위치인 C' 위치에 놓고서 최대 작용 모멘트를 구해 보았다.

수위 전송관에 작용하는 굽힘력(Moment)을 구하기 위해서는 배관해석을 수행하여야하나, 보수적인 평가를 위해서 한 쪽 끝단 고정지지 Beam으로 가정하였다. 일반 Beam 이론에서 한 쪽 끝단 고정 외팔보의 변위는 다음과 같이 구한다.

$$\delta_{max} = \frac{PL^3}{3EI}, M_{max} = PL \implies (M_{BLPB})_{max} = 3\delta_{max} \frac{EI}{L^2} \quad \text{----- (6)}$$

거리 L은 상부 및 하부 수위 전송관에 따라 다르며, 최대 변위는 증기발생기 동적 거동에서 최대값을 사용하여 계산한다. 다음은 상부 및 하부 수위 전송관에서의 최대 변위가 작용할 수 있는 거리를 찾기 위해서 개략적인 정면도 및 평면도를 도시한 것이다.

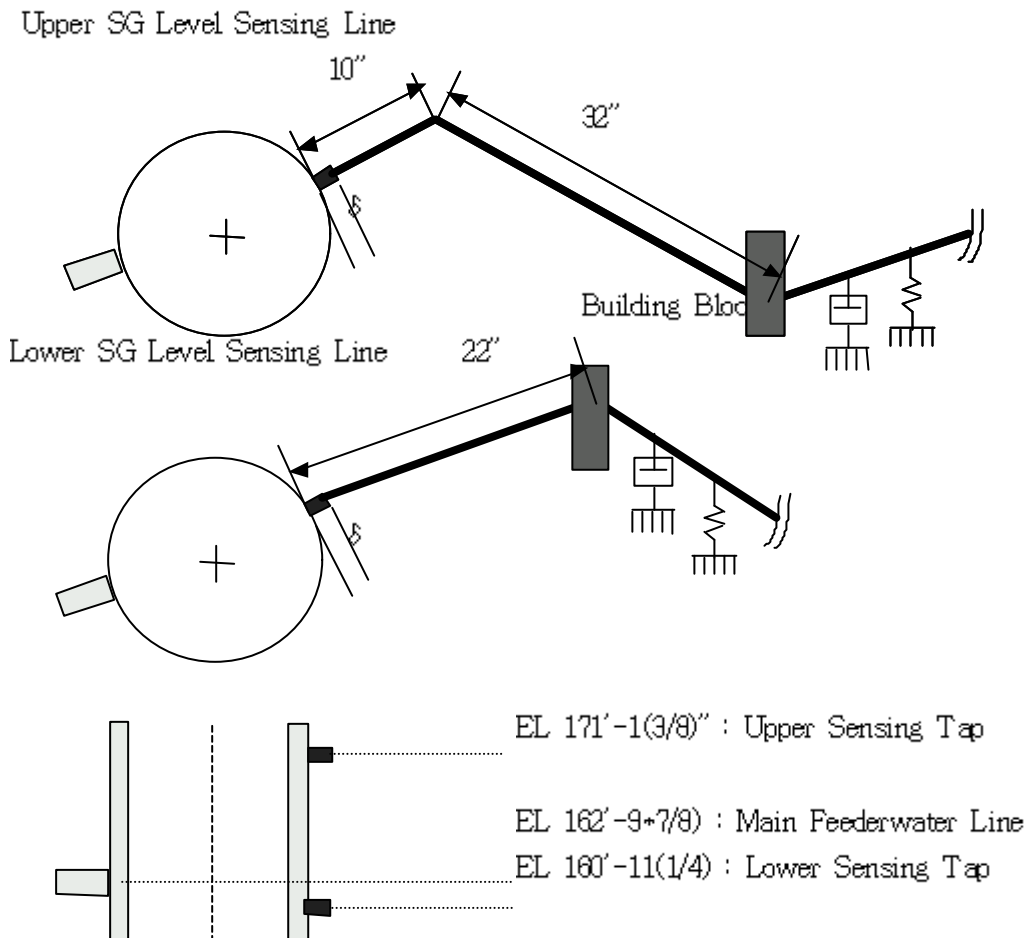


Fig.7 Elevation and Shape of Narrow Range SG Water Level Sensing Tap

상부 수위 전송관에서 증기발생기 최대 변위에 의하여 최대 모멘트를 발생시킬 수 있는 최대거리  $L_{upper} = 32''$ 이고, 하부 수위 전송관에서  $L_{lower} = 22''$ 이다.

- 상부 수위 전송관 Data 및 최대 모멘트 : 134,906 lbs-in
- 하부 수위전송관 Data 및 최대 모멘트 : 285,421 lbs-in

## 5. 수위 전송관 응력 평가 및 안전 여유도 분석

### 가. 평가를 위한 가정

재료의 물성치(허용응력, 강성, 열팽창 계수 등)는 재료의 열화를 고려하지 않았고, 설계시와 동일한 것으로 가정하였다. 또한 배관 Routing의 변경이 없고, 지지대의 열화 및 특성 변경이 없기 때문에, 압력, 자중(Dead Weight), OBE하중, SSE하중, 열하중 등은 설계 당시와 동일한 것으로 가정하였다.

### 나. 상부 수위 전송관 응력 평가

설계조건을 고려한 기준 평가를 위해 필요한 기준 수식 및 설계치 값은 NC-3651.1 Eq.8

인  $S_{\alpha} = \frac{PD_0}{4t_*} + \frac{0.75iM_A}{Z} \leq 1.0S_b$ 을 사용하였고, 설계온도에서 재료허용 응력  $S_b = 15,000$

psi이므로 작용응력은 허용응력의 35.9% 였다. Level A & B 운전조건을 고려한 기준 평가 계산을 위해 필요한 Moment는  $M_A$ ,  $M_B$ 가 있는데,  $M_A$ 는 자중 및 압력에 의한 모멘트이고,  $M_B$ 는 Non-Reversing Dynamic Load(여기에서는 밸브 등의 급작한 Opening Load) 및 OBE Load에 의해 작용하는 총합 모멘트이다. 평가를 위해 필요한 기준 수식 및 설계치 값은

NC-3652.2 Eq.9인  $S_{\alpha} = \frac{PD_0}{4t_*} + \frac{0.75iM_A}{Z} + \frac{0.75iM_B}{Z} \leq 1.2S_b$ 을 사용하였다. 따라서

Non-Reversing Dynamic Load 및 OBE Load 의한 총합 모멘트  $M_B = 5653.98$  in-lbs 로 환산된다. Level D 운전조건을 고려한 기준 평가(NC-3611.2, NC-3655)는 본 논문에서 계산 된 BLPB하중을 고려하여야 한다. 따라서 NUREG-0484에 따라  $M_b = \sqrt{SSE^2 + BLPB^2}$ 로

서 하중조합을 하고,  $S = \frac{PD_0}{4t_*} + \frac{0.75iM_A}{Z} + \frac{0.75iM_D}{Z} \leq 2.4S_b$ 로서 평가하였다. 열팽창

하중을 고려한 기준 평가는 NC-3652.3 Eq.10을 따라  $S_B = \frac{iM_C}{Z} \leq S_A$ 을 이용하여 수행되었 95.3%의 작용응력 대비 허용응력 값을 보이고 있었다. 또한 Reversing Dynamic Loads

효과를 고려한 기준 평가는 NC-3653.2.(d) Eq.11a에 의해  $S_R = \frac{iM_R}{Z} \leq 2.0S_A$ 을 이용하여 평가하여 작용응력이 허용응력의 48.48 % 임을 확인하였다.

### 다. 하부 수위 전송관 응력 평가

하부수위 전송관도 상부수위 전송관과 동일한 절차를 따라 수행되었고, 열팽창 하중에 의한 조건이 불만족되어 코드 요건에 따라 열팽창 하중 및 운전하중을 동시에 고려한 기준 평

가(NC-3653.2.(c) Eq.11)를  $S_{TB} = \frac{PD_0}{4t_*} + \frac{0.75iM_A}{Z} + \frac{iM_C}{Z} \leq S_b + S_A$ 로 다시 평가된 결과

만족되었다. 이상과 같은 결과를 상,하부 수위전송관에 대해서 정리하면 Table.2와 같다.

Table.2 Evaluation Results for Stress Integrity of Upper & Lower SG Water Level Sensing Line

작용 하중 및 운전 조건	상부 수위전송관 응력값 (%)	하부 수위전송관 응력값 (%)	비 고 (ASME Sec.III)
설계조건 기준	35.9	28.4	NC-3651.1, Eq.8
Level A & B 운전조건	72.1	62.1	NC-3652.2, Eq.9
Level D 운전조건	<b>69.6</b>	<b>38.8</b>	NC-3611.2, NC-3655
열팽창 하중	95.3	101.0	NC-3652.3 Eq.10 (*)
열팽창 하중 및 운전하중을 동시에 고려한 기준 (*)	NA or 71.6	72.0	NC-3653.2.(c) Eq.11 (Eq.10 불만족시 적용)
Reversing Dynamic Loads	48.5	21.6	NC-3653.2.(d) Eq.11a
종합 평가	만족함	만족함	

(\*) : 열팽창 하중 조건 불만족시에 이를 대신하여 요구되는 조건임.

### 라. 과도 변형에 대한 평가

증기발생기 수위 전송관이 FLB사고시 과도한 Shake Transient에 의해 제기능을 발휘하지 못할 정도가 될려면, 배관이 과도한 소성변형을 일으켜 내부유체의 전달이 불가능하게 되어야 한다. 그러나 이 배관은 유연성(Flexibility)을 가진 배관이고, FLB 하중이 Reversing Load이기 때문에 급격한 변형을 유발하지는 않는다. Reversing Load에 대한 응력 여유도가 상부 수위 전송관에서는 48.48%이고, 하부 수위 전송관에서는 21.6%이었다. 또한 증기발생기 수위 전송관의 피로 파괴를 유발시키는 하중은 기동 정지시의 열피로, 증기발생기 내부의 유체유발 진동에 의한 배관 내부의 Fluctuation 등이나 반복횟수 및 응력 세기 측면에서 피로 손상은 미미할 것으로 판단되며, 본 논문의 범위를 벗어나기 때문에 생략하였다.

## 3. 결 론

가상 FLB사고는 인허가 요건이며 원자로 정지 및 보조급수 계통이 증기발생기 저수위 신호에 근거하고 있기 때문에, 영광 1/2호기 가상 FLB사고에 의한 증기발생기 수위전송관의 배관 건전성 평가 수행은 배관의 안전성을 확인하고, 원자로 안전성을 향상시키는 측면에서 간략화 해석을 수행한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) BLPB에 의한 추력 및 충돌력 계산, SG 감쇄효과의 무시, SG 최대 변위의 설정, 수위 전송관 위치 및 Routing의 보수적 위치로 이동 등에서 많은 보수성을 부과적으로 추가하였음에도 불구하고, 운전조건 D Level(Faulted Condition)에서 BLPB를 고려한 하중조건에서 수위 전송관은 허용값의 69.6 % (상부 전송관), 38.8 % (하부 전송관) 응력값을 확보하고 있음을 확인하였다.
- 2) 따라서 가상 주급수관 파단 사고에 의해, 증기 발생기 수위전송관 파단 사고가 일어나는 Common Mode Failure는 발생하지 않음. 그러므로, 주급수관 파단 사고시 수위 전송관이 증기발생기 내부 수위를 확인하여 보조급수 계통 충수가 약 20초에 이

루어 지도록 작동하는데 이상이 없을 것으로 평가되었다.

- 3) 기존 설계에서  $M_b$  추정을 위한 유추에서, OBE Load를  $M_b$ 로 가정하여 사용하였으나, 실제로  $M_b$ 에는 OBE+SOT(Specified plant/system Operating Transient)로 구성되어 있으므로 SOT Load 만큼의 보수성을 추가하여 OBE Load를 가정한 상황에서도 SSE( $1.4 \times$ OBE) 및 BLPB에 의한 Service Level D에서의 응력이 만족되었다.
- 4). Narrow Range SG Water Level Sensing Line에서 상·하부 수위 전송관의 허용값에 대한 응력값이 평가 절차가 상당한 보수성을 확보하고 있음에도 불구하고, 평가 결과 모두 ASME Sec.III Subsec. NC-3650 조건을 만족시키고 있었다.

## References

- (1) ASME Sec.III, Subsec. NC/ND
- (2) "Flow of Fluid" - Through Valves, Fittings and Pipe, 1988, CRANE Co.
- (3) USNRC SRP 3.6.2 "Determination of Rupture Locations and Dynamic Effects Associated with the Postulated Rupture of Pipe".
- (4) USNRC NUREG D484
- (5) "Roark's Formulas for Stress and Strain", Warren C. Young
- (6) "Vibration Theory and Application", William T. Thomson
- (7) "발전소용 유압 완충기 개발", 한국전력공사
- (8) "FSAR Korean Nuclear Unit 7&8" Vol.3 Fig.3.6-26.
- (9) "Structural Analysis of RC Loop for KNPP Unit No. 5 & 6"