

한국표준원전 증기발생기의 관막음 집중 영역 근방에서의 유체유발진동 특성해석

Characteristics of Flow-induced Vibration for KSNP Steam Generator Tube at Concentrated Tube Plugging Zone

유기완† · 조봉호* · 박치용** · 박수기***

Ki-Wahn Ryu, Bong-Ho Cho, Chi-Yong Park and Su-Ki Park

(2003년 1월 21일 접수 : 2003년 5월 15일 심사완료)

Key Words : Steam Generator(증기발생기), Fluid-elastic Instability(유체탄성불안정성), Stability Ratio(안정비), Turbulent Excitation(난류여기), Gap Velocity(틈새속도), Concentrated Tube Plugging Zone(집중관막음 영역)

ABSTRACT

The characteristics of fluid-elastic instability and effects of turbulent excitations for the KSNP steam generator tubes were investigated numerically. The information for the thermal-hydraulic data of the steam generator has been obtained by using the ATHOS3-MOD1 code and the flow-induced vibration(FIV) analysis has been conducted by using the PIAT(program for integrity assessment of SG tube) code. The KSNP steam generator has the concentrated plugging zone at the vicinity of the stay cylinder inside the SG. To investigate the cause of the concentrated tube plugging zone, the FIV analysis has been performed for various column and row number of the steam generator tubes. From the results of FIV analysis the stability ratio due to the fluid-elastic instability and vibrational amplitude due to the turbulent excitation in the concentrated plugged zone have a trend of larger values than those of the outer concentrated tube plugging zone.

1. 서 론

한국표준원전(Korea Standard Nuclear Powerplant, KSNP)에 설치된 CE형 증기발생기는 영광 3.4호기 이후 건립되어 온 국내원전에 공통적으로 적용되고 있는 대용량 증기발생기이며, 전열관의 수가 8,214개에 이른다. 이 증기발생기에 설치된 전열관의 주된

특징은 U자형 전열관의 상부 형상이 국내에 설치된 웨스팅하우스형 증기발생기와 같이 원형을 이루지 않고 수평관 부위가 존재한다는 것이며, 상부 진동 지지봉이 있는 부위에서 위로 갈수록 전열관 지지판의 중앙부분 지지 범위가 제거되는 특징을 갖는다. 즉, 전열관의 수직부분 높이가 열(row)이 증가함에 따라 길어진다는 점이 웨스팅하우스형 증기발생기와 다른 특성이 있다. 참고로 Fig. 1(a)와 (b)는 국내에 많이 설치된 웨스팅하우스의 Model F와 KSNP 증기발생기의 형상을 각각 보여주고 있다.

Fig. 1(b)와 (c)에서처럼 KSNP 증기발생기는 증기발생기 상부 전열관의 과도진동을 방지하기 위해서 U자 곡관부에 수직 지지대(vertical strip), 수평 지지대(horizontal strip), 대각 지지대(diagonal strip),

† 책임저자, 정희원, 전북대학교 기계항공시스템공학부
E-mail : kwryu@moak.chonbuk.ac.kr

Tel : (063) 270-4286, Fax : (063) 270-2472

* 정희원, 전북대학교 대학원 항공우주공학과

** 한전 전력연구원 원자력연구소

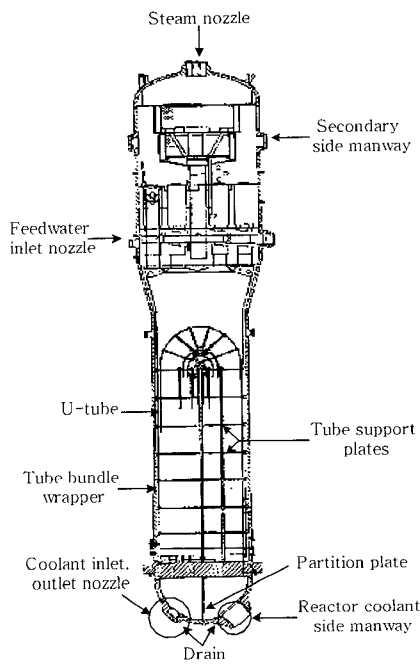
*** 한국원자력연구소 하나로이용기술개발부

bat wing) 등이 설치되어 있으나 이 부위에서 전열관과 지지구조물의 마찰이나 충격에 의한 두께 감소가 꾸준히 관찰되고 있다. 이러한 두께 감축은 압력튜브의 안정성을 고려하여 원전 예방정비기간중에 와전류탐상 검사(eddy current test, ECT)를 거쳐 두께가 기준을 초과하여 감축된 전열관에 대해서는

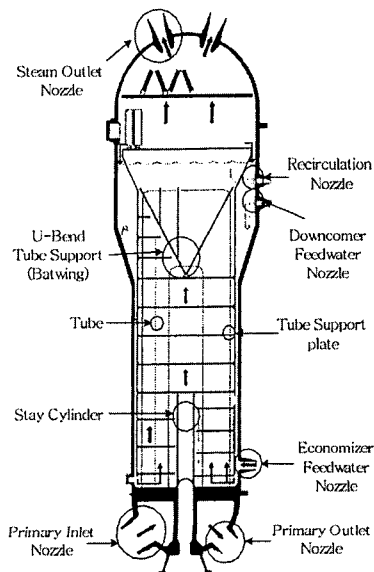
관막음(plugging)을 수행하도록 하고 있다.

증기발생기 전열관의 파단 현상은 U-bend 상부의 마모에 의한 영향뿐만이 아니라 관관 지지상부에서 이물질에 의한 마찰과 증기발생기의 재질, 잔류응력, 수화학 조건에 따라서 발생하는 응력부식균열(stress corrosion cracking, SCC) 등이 원인으로 작용할 수 있게 된다. 2차측 잔류물질에 의해 잘 알려져 있는 사고는 웨스팅하우스형 Model 44 증기발생기가 설치된 Ginna 원전에서 발생되었다.⁽¹⁾ 이러한 전열관의 안전사고를 방지하기 위해서 원전 예방정비기간중에 모든 증기발생기 전열관을 검사하여 이상이 있는 전열관에 대해서는 관막음(plugging)을 실시하게 되며, 만일 있을 관관 지지상부에서의 전열관 파단현상을 방지하기 위해 전열관과 같은 재질의 안정봉(stabilizer)를 전열관 하부에 삽입하여 설치하기도 한다. 그러나 1년 주기로 오는 예방정비기간중에 검사를 통해서만 관막음을 수행한다는 것은 혹 가동중에 발생될 수 있는 전열관 손상에 대해서는 대처할 방법이 없어 미리 감축량을 예측하거나 위험하다고 판단되는 특정 전열관에 대해서 관막음을 실시하는 것도 원전의 안정적 운영에 절대적으로 필요한 사항이라 하겠다.

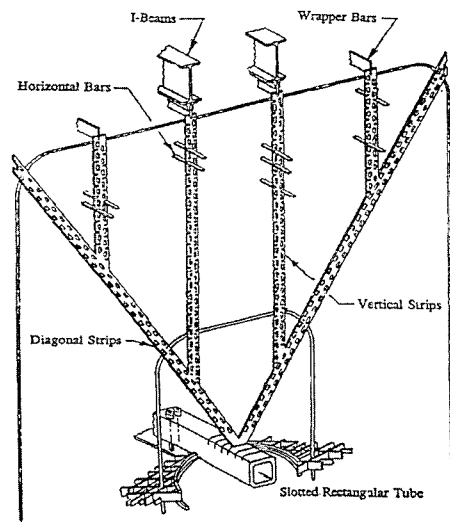
전열관의 마모 원인은 여러 가지가 있겠으나 현재 국내에서 가동중인 전열관의 마모 발생 부위는 전열관 상부에서 주로 발생되고 있으며, 그 원인은 유체



(a) Model F steam generator



(b) KSNP steam generator



(c) Diagonal, vertical, and horizontal strips of the KSNP steam generator

Fig. 1 Configurations of typical SGs in Korea nuclear powerplant

유발진동에 따른 전열관과 진동저지 구조물간의 마찰과 충격이라는 것이 지배적이다. 따라서 본 연구에서는 유체유발진동의 원인중에 유체탄성불안정성 해석과 난류에 따른 가진 영향 평가를 증기발생기 전열관에 대해서 예측하고자 한다. 특히 한국표준원전 증기발생기와 유사한 San Onofre 2, 3, St. Lucie 2, Waterford 3, Palo Verde 1, 2, 3의 운전경험에서도 특정지역에 공통적으로 마모가 발생하는 것으로 알려져 있다. 본 연구에서는 KSNP 증기발생기 중에서 집중적으로 마모가 발생하는 영역과 마모가 거의 일어나지 않는 영역에 대한 유체유발진동 특성을 비교 분석함으로써 현재 실제적으로 관찰되는 집중영역과 유체유발진동 특성 분석을 통해서 얻어지는 영역을 비교 분석하기로 한다. 위 해석을 위해서 PIAT-FEI/TE 프로그램⁽²⁾을 개발 적용하였다.

2. 수치해석 절차

2.1 열수력 해석

본 연구를 위한 열수력 해석 코드 ATHOS3-Mod 1은 EPRI 주도로 개발한 프로그램을 ABB-CENP 형 증기발생기의 열유동 해석을 보다 정확히 얻어내기 위해 개선된 것이다.⁽³⁾ 이 프로그램은 증기발생기 내부의 전열관과 전열관 지지대 등을 다공성 매질로 모델링하고, 열전달 및 모멘텀 전달은 실험 상관식을 사용한다.⁽⁴⁾ 해석을 위한 열수력해석 격자계는 원통 좌표계로서 $20(\theta) \times 18(r) \times 45(z)$ 이고, 쉬라우드 내부의 관상 상부에서 습분 분리기 입구까지 수행하였다. 대칭면 및 쉬라우드, 관상 상부에서의 경계조건은 질량, 운동량, 에너지 플럭스의 수직성분이 없는 것으로 처리하였으며, 입류 조건은 급수온도와 급

수유량이 적용되었다. 출구조건은 증기발생기 돔 압력(dome pressure)이 적용된다. 수렴 조건은 ATHOS3 코드의 수렴 판단 기준으로부터 수렴된 열수력 데이터를 얻어낸다. KSNP 증기발생기의 100% 전출력 8%관막음 상태의 주요 변수는 Table 1과 같다.

Fig. 2는 ATHOS3 해석에서 사용되는 유한체적 요소와 틈새속도(gap velocity)를 도시하였다. Fig. 2(a)와 (b)는 증기발생기를 수평과 수직으로 자른 면을 각각 나타낸다. 틈새속도는 증기발생기 전열관에 수직인 속도 성분을 벡터의 합으로 구하며, 그림에서 V_{g1} 과 V_{g2} 는 각각 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} V_{g1} &= u \cos \theta - v \sin \theta \\ V_{g2} &= q \cos \gamma - w \sin \gamma \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 u, v, w 는 유한체적 내부에서의 내삽된 3차원 유속 성분이고, q 는 Fig. 2에서처럼 전열관 상부 곡관부에서 전열관이 놓이는 평면에서의 x축과 평행한 유속 성분이다.

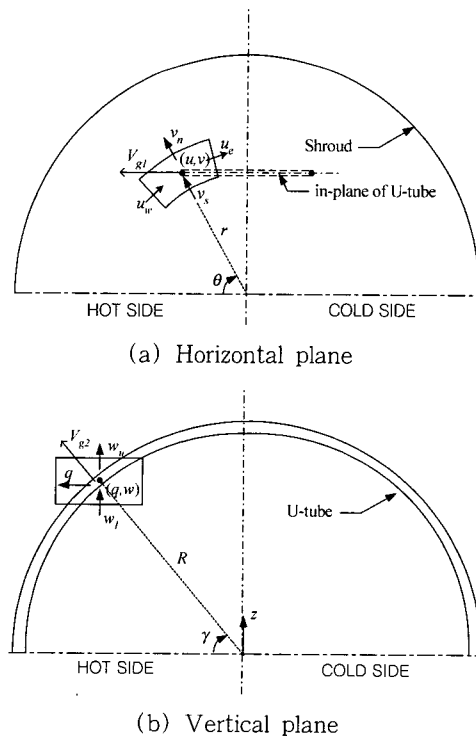


Fig. 2 Schematic view of computational cell and definition of variable for gap velocity

Table 1 Operating condition of the KSNP SG

Main parameters	Designed value
Thermal power(MWt)	1412.5
Coolant operating pressure(bar)	155.2
Steam pressure inside SG(bar)	73.8
Flowrate of coolant(kg/hr)	0.276×10^8
Steam flowrate(kg/hr)	0.289×10^7
Coolant temperature at hot leg($^{\circ}\text{C}$)	327.3
Coolant temperature at cold leg($^{\circ}\text{C}$)	295.8
Steam temperature inside SG($^{\circ}\text{C}$)	289.4

2.2 유체탄성불안정성 평가

(1) 전열관의 모드 해석

전열관의 모드 해석을 위해서 전열관의 단위길이 당 유효질량분포를 다음과 같이 구한다.

$$m(s) = m_f(s) + m_{bf}(s) + m_a(s) \quad (2)$$

여기서 s 는 고온관 측에서 저온관 측으로 전열관을 따르는 좌표, $m_f(s)$ 는 I-600 전열관 금속 재질의 단위 길이당 질량, $m_{bf}(s)$ 는 1차 냉각수의 단위 길이 당 질량, $m_a(s)$ 는 단위 길이당 부가질량을 나타낸다. 부가질량은 전열관 둘레의 2차측 유체 밀도로부터 다음과 같다.

$$m_a(s) = c\rho(s) \frac{\pi d^2}{4} \quad (3)$$

여기서 $\rho(s)$ 는 전열관을 따르는 2차측 유체 밀도이고, d 는 전열관 외경이다. 본 연구에서는 부가질량 계수 c 를 Chen과 Chung⁽⁵⁾의 결과로부터 수직 전열관에 대해서는 $c=3.1$, 수평부위에 대해서는 $c=1.7$ 의 값을 적용하며 곡관 부분에 대해서는 각도에 따라서 내삽처리 하였다.

U-자형 전열관의 형상과 지지조건, 재료의 물성치 (Young's modulus), 그리고 열수력 해석에서 얻어낸 유효 질량분포를 이용하여 전열관의 고유진동 모드 해석을 수행한다. 본 연구에서는 모드 해석을 위해 ANSYS ver. 5.6 코드를 사용하였다. 관상 상부에서는 고정 지지조건이 적용되며, 전열관 지지판에서는 핀 지지조건을 적용하였다. 또한 전열관 상부 대각 및 수직 지지대는 전열관 평면에 수직한 방향을, 수평지지대는 전열관 높이 방향으로의 거동을 구속하였다. 지지판 사이에는 6~10개의 노를 적용하였다.⁽⁶⁾

(2) 유효 틱새 속도의 계산

유체탄성불안정성 평가를 위한 유효틈새속도는 전열관에 수직 횡단하는 흐름 성분으로부터 구한 틱새 속도 $V_g(s)$ 를 j -차의 모드 형상함수로 가중하여 다음과 같이 구한다.

$$V_{ge,j}^2 = \frac{m_o}{\rho_o} \frac{\int_0^L \rho(s) V_g^2(s) \phi_j^2(s) ds}{\int_0^L m(s) \phi_j^2(s) ds} \quad (4)$$

여기서 m_o , ρ_o 는 각각 전열관의 기준 유효질량과 2차측 유체의 기준밀도가 되며, L 은 전열관의 전체 길이, $\phi_j(s)$ 는 j -차의 수직 모드 형상함수이다. 수직 틱새속도는 다공질 계수와 피치속도 V_p 로부터 다음과 같이 구한다.

$$V_g(s) = \alpha V_p(s) = (1 - \beta) \frac{p}{p-d} V_n(s) \quad (5)$$

여기서 p 는 전열관의 피치이고, 계수 β 는 전열관 배열에 대한 셀 평균 방법으로부터 얻어낸다. 즉 정삼각형 배열인 경우 $\beta = \pi/(2\sqrt{3})(d/p)^2$ 이고, 정사각형 배열이나 다이아몬드 배열은 $\beta = \pi/4(d/p)^2$ 이다. 변수 $V_n(s)$ 는 열수력 해석 결과로부터 얻어지는 속도의 전열관 스펙 방향 s 를 따른 수직속도 성분으로 튜브 평면(in-plane)과 튜브 평면에 수직(out-of-plane)인 성분으로 나누어진다. 본 연구에서는 KSNP 증기발생기의 전열관 형상을 감안하여 수직부분은 정삼각형 배열의 값으로, 상부 수평부위는 다이아몬드 배열의 값으로 해당되며, 90° 곡관 부분은 내삽치를 적용하였다.

(3) 안정비의 계산

안정비(stability ratio, SR)는 전열관의 진동 형상함수를 고려하여 얻어지는 전열관 횡유동 유효틈새속도와 임계속도의 비로서 각 고유진동수에 대하여 다음과 같이 구한다.

$$SR_j = \frac{V_{ge,j}}{V_{c,j}} \quad (6)$$

여기서 $V_{c,j}$ 는 전열관의 모드에 따른 임계속도로서 Connors⁽⁷⁾는 실험을 통해서 다음과 같은 관계를 얻어내었다.

$$V_{c,j} = K f_j d \sqrt{\frac{2\pi \xi m_o}{\rho_o d^2}} \quad (7)$$

여기서 f_j 는 전열관의 j -차 고유진동수이며, ξ 는 총 감쇠비, K 는 유체탄성불안정성 상수, d 는 전열관 외경을 의미한다. 안정비가 1이 넘으면 전열관의 진폭이 급격하게 증가하게 되며, 이러한 과다 진동은 전열관의 마모나 손상의 원인으로 작용하게 되므로 증기발생기 설계 단계에서는 각 설계사마다 기준을 정하여 안정비가 1을 초과하지 못하도록 한다.

2.3 난류가진 영향 평가

난류유동에 의한 가진현상은 전열관의 파손 현상을 단 시일내에 일으키지는 않지만, 지속적으로 계속 되면 가진 현상에 의한 프레팅 마모(fretting wear)에 의해서 전열관에 손상을 주게 된다. 난류 가진에 의한 전열관 응답은 진동에 의한 변위로 나타난다. 본 연구에서는 난류가진에 대한 해석방법으로 ASME Code section III Division 1⁽⁸⁾에 제시되어 있는 절차를 적용하였다. 전열관의 난류 가진에 의한 rms 진폭 변위는 아래와 같다.

$$\overline{y(s)} = \left\{ \sum_j \sum_i \frac{L_i G_i(f_j) (\phi_j^2(s) + \psi_j^2(s)) l_c}{64\pi^3 M_j^2 \beta_j \zeta_j} \frac{l_c}{L_i} \right\}^{0.5} \quad (8)$$

여기서 L_i 는 횡유동을 받는 i 번째 스펠의 길이, l_c 는 난류 상관길이로서 6.8d 값을 사용하였다. 첨자 i 는 전열관 지지관 사이의 i 번째 스펠을 나타내며, j 는 j 번째의 고유진동수를 나타낸다. 또한 f_j 는 고유진동수, ζ_j 는 총감쇠비, $\phi_j(s)$ 는 모드 형상의 수직 성분이고, $\psi_j(s)$ 는 접선방향 성분이다. M_j 는 단위길이당 유효질량을 형상함수로 가중한 모드질량을 의미하고, G_i 는 전열관을 따른 단위길이당 랜덤 난류가진력의 파워스펙트럼 밀도함수(power spectral density)를 의미하며, 다음과 같다.

$$M_j = \int_0^L m(s) (\phi_j^2(s) + \psi_j^2(s)) ds \quad (9)$$

$$G_i(f_j) = \left(\frac{d \cdot C_r(f_j)}{2} \right)^2 \int_0^{L_i} [\rho(s) V_n^2(s) \phi_j(s)]^2 ds \quad (10)$$

여기서 전열관 배열에 따른 랜덤가진 계수 $C_r(f_j)$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$C_r(f_j) = \begin{cases} \exp(a \cdot f_j + b) & \text{if } f_j > 40 \\ c & \text{otherwise} \end{cases} \quad (11)$$

여기서 증기발생기 내부의 모든 전열관들은 후류의 영향을 모두 받는다고 보고 $a = -0.031776$, $b = -3.12098$, $c = 0.0125$ 을 사용하였다.⁽⁸⁾ 그러나 후류의 영향을 받지 않는 유입류 측의 전열관은 내부 전열관보다 위 값보다 0.0125가량 증가하여 난류가진에 의한 진폭이 더 증가한다. 증기발생기 내부에서의 유동은 어느 쪽이 유입류 측인지 구분하기 어렵고 후류 영향이 있다고 볼 수 있어 식 (11)의 값을 사

용하였다.

유체탄성불안정성이나 전열관에서의 주기적인 와류흔림과는 달리 난류가진에 의한 전열관의 진동은 방지하기가 매우 곤란하다는 특성이 있다. 따라서 설계 단계에서는 구조적건전성을 약화시키지 않는 범위 내로 난류가진에 따른 변위량을 제한하게 된다.

3. 결과 및 토의

한국표준원전 전열관의 형상은 관상상부를 지나 수직으로 향하는 부분과 유체 출구부분의 U-자형 곡관 영역에 대한 피치가 다르게 설계되어 있다는 점이다. Fig. 3은 이에 대한 전열관 배열 형상을 도시한 예이다.

본 해석을 위해서 사용된 영광 3.4호기 전열관에 대한 주요 변수들은 다음 Table 2와 같다. 해석을 위해 입력변수로 작용하는 감쇠비는 지지조건에 따라 변하게 되며 이는 안정비에 크게 영향을 주는 것으로 해석된 바 있다.⁽⁹⁾ Connors의 실험에 의해서 제시되는 평균 감쇠비는 물 혹은 물과 증기의 혼합 상태에서 지지조건이 잘 되어 있는 경우 $\zeta = 0.015$ 에 해당한다. 이 감쇠비는 보통 진폭이 증가함에 따라 같이 증가하는 특성이 있어서 낮은 고유진동수에서는 감쇠비가 증가함을 실험을 통해 알려져 있다. 본 연구에서는 감쇠비로 $\zeta = 0.015$ 를 선택하였다.

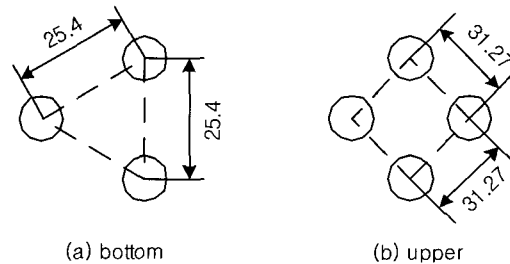


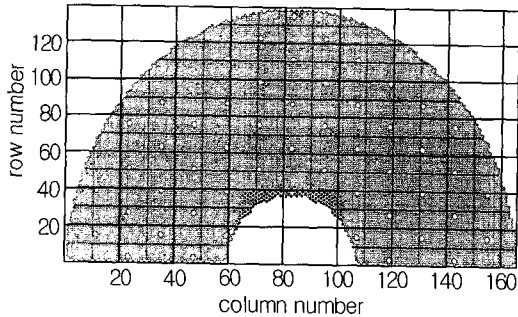
Fig. 3 Types of the tube array for KSNP SG (unit = mm)

Table 2 SG tube specification for KSNP

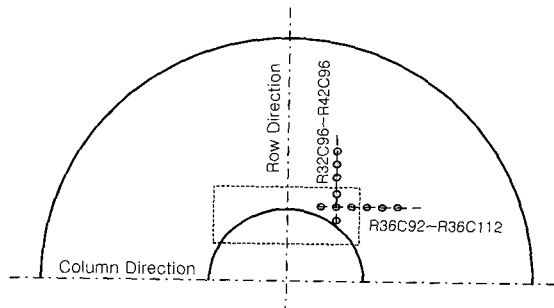
Modulus of elasticity E (Pa)	1.98×10^{11}
Density(kg/m ³)	8430.6
Tube thickness t (mm)	1.065
Outer diameter, d (mm)	19.05
Vertical pitch p (mm)	254.0
Horizontal pitch p (mm)	31.27

유체탄성불안정성 상수 K 는 실험에 의해서 결정되며 전열관 배열에 따라서 그 값이 달라지게 된다. Connors의 실험으로부터 제시되는 값은 $K=4.0$ 이고, 보수적으로는 $K=2.4$ 에 이른다. Chen(10)에 의하면 $2\pi\xi m_0/\rho_0 d^2 > 0.7$ 인 경우에 대해서 전열관 배열에 상관없이 $K=4.0$ 이란 평균 값을 제시하고 있으며, 다이아몬드 배열(5.8)과 직각 배열(3.4) 사이에 삼각배열(4.0~4.5)의 값들이 분포하는 것으로 나타내고 있다.⁽¹¹⁾ Pettigrew는 자신의 실험결과와 Axisa, Remmy 등의 실험결과를 종합하여 보수적인 값으로 $K=3.3$ 을 제시한 바 있다.⁽¹²⁾ 여기서 사용된 실험 조건은 물-공기, 증기-물의 혼합 이상유동조건이고, 전열관 피치비는 $1.4 < p/d < 1.5$ 가 된다. K 값의 선정에 있어서는 실험조건과 전열관 피치비 p/d 가 영향을 주게 되며, 한국표준원전의 경우 피치비는 수직 부분은 1.33 수평부위에서는 1.64가 되어 Pettigrew가 제시하는 조건을 수용할 수 있을 것으로 본다.

Fig. 4(a)는 증기발생기의 튜브 시트 상부에서 고온관 반쪽의 튜브 배열 형상을 나타낸 것이다. 가운데 부분 튜브가 없는 부분은 반구형지주를 나타낸다.



(a) Tube array on the tube sheet



(b) Selected tube numbers

Fig. 4 Sectional view of the KSNP SG(hot side)

본 연구를 위해 Fig. 4(b)와 같이 영역을 설정하고 유체유발진동특성을 분석한다.

3.1 열 번호 변화에 따른 유체탄성불안정성 변화

Fig. 5와 Fig. 6은 전열관의 열(row) 번호 변화에 따른 안정비와 난류가진에 의한 전열관의 최대진폭 변화를 보여주고 있다. 열 번호 R40(row number 40)에서 유체유발진동 특성이 크게 증가하고 그 이후로 열 번호의 증가에 따른 변화가 미미함을 보여준다. KSNP 증기발생기의 전열관 상부 진동억제 장치의 특징은 전열관 밴드 부분에 대각방향으로의 스트립과 상부 수평 전열관 부위에 수직으로 장착된

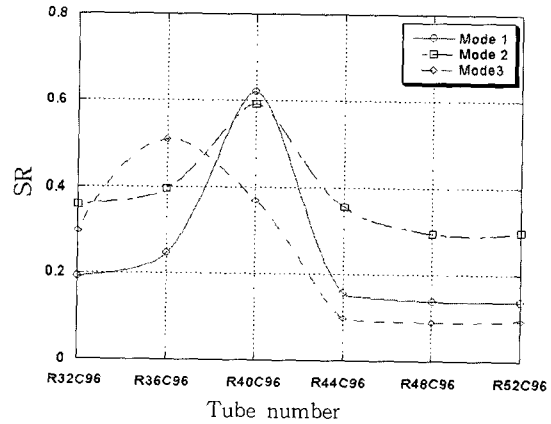


Fig. 5 Change of the stability ratio with the variation of row number

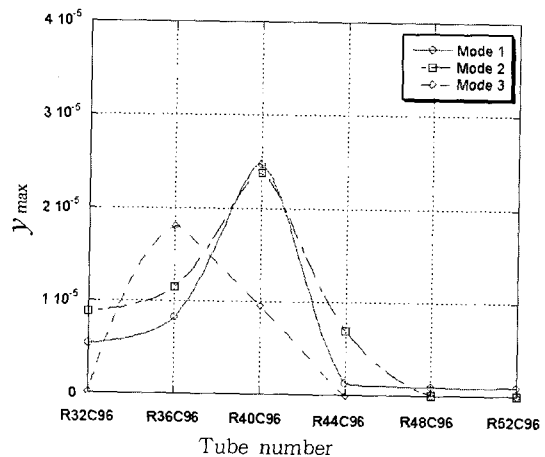


Fig. 6 Change of the amplitude of turbulent excitation with the variation of row number

스트립, 그리고 열 번호 44번 이상에서는 수평방향으로의 스트립이 놓여있어서 전열관의 높이방향의 진동을 억제한다.

이러한 지지조건이 국부적인 모드형상에 영향을 주어 R44 이상에서는 안정비와 난류가진에 따른 진폭이 크게 감소하는 것으로 판단된다.

3.2 행 번호 변화에 따른 유체유발진동특성 변화

Fig. 7과 Fig. 8은 전열관의 행(column) 번호 변화에 따른 안정비와 난류가진에 의한 전열관의 최대진폭 변화를 나타낸다. 행 번호의 변화는 동일한

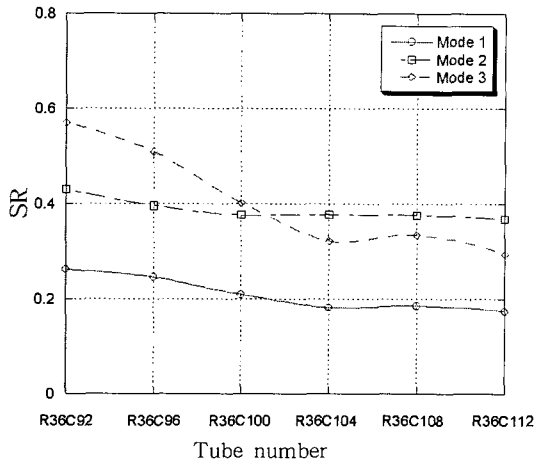


Fig. 7 Change of the stability ratio with the variation of column number

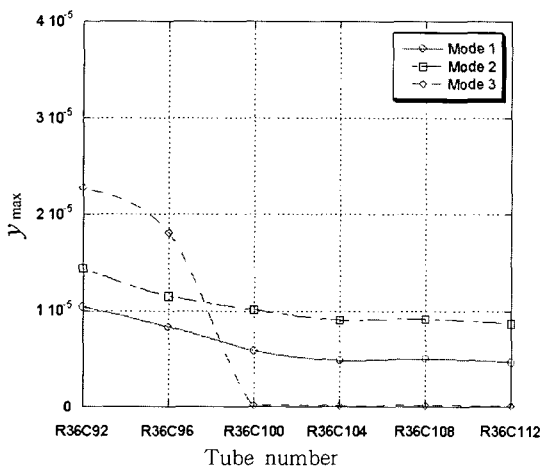


Fig. 8 Change of the amplitude of turbulent excitation with the variation of column number

지지조건 및 전열관 형상에서 수행되지만 C104 (column number 104)이후의 값이 그 안쪽 값보다 작게 나오는 원인은 Fig. 9에서와 같이 상대적으로 약간 큰 값을 갖는 중앙부의 유속이 한 원인으로 작용하였으리라 본다.

마모가 집중적으로 일어나고 있는 부분은 열 25~40, 행 64~102 부분에 해당하는 167개 전열관 들이지만 전열관의 설치의 차이에 따른 지지조건 변화로 인해 모두 관막음되는 것은 아니다.⁽¹³⁾ 마모 집중영역의 특성은 반구형 지주(stay dome) 상부보다는 Fig. 9에서와 같이 고온관측의 중심부분으로 계산 영역의 왼쪽으로 편심되어 나타남을 볼 수 있다.

R40 전후 전열관에 대한 전형적인 모드 형태를 Fig. 10에 나타내었다. 가장 두드러진 특징은 R40 이내에서는 대각 지지대 부근에서 국부 모드가 거의 모든 모드에서 고르게 나타나고 있으나, 그 이상의 열 번호에서는 수직 전열관 부분에서 일어나고 있다

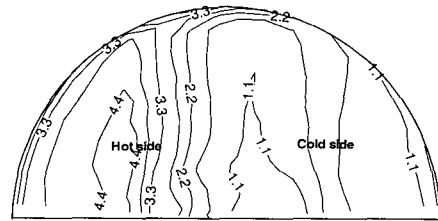


Fig. 9 Axial flow velocity contour in the SG contour at $z = 8.472$ m

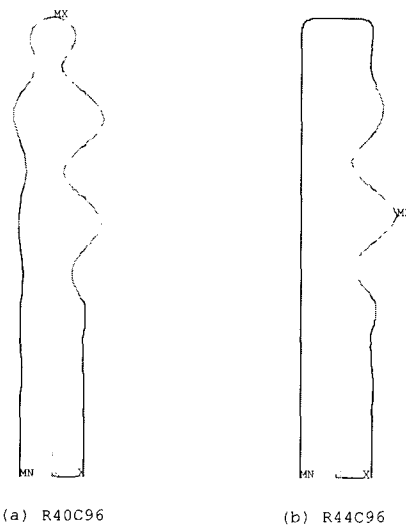


Fig. 10 Comparison of mode shapes

는 점이다. 마모량은 접촉면에 작용하는 힘과 움직인 변위의 곱에 비례하는 특성이 있으며, 따라서 상부에 국부 진동 모드가 크다는 것은 그만큼 마모량이 증가 할 수 있다는 예측이 가능하게 된다.

4. 결 론

본 연구에서는 한국표준원전 증기발생기의 중앙부분 마모 집중영역 근방에서 전열관의 유체탄성불안정성 값과 난류여기에 따른 변위 특성을 평가하였다. 평가 대상 전열관들은 마모집중영역과 그 바깥에서 선정된 것들로 각각 행 또는 열의 번호를 4씩 증가시켜가면서 선정하였다. 계산 결과 이 값들은 모두 증기발생기의 중앙부분에서 멀어질수록 작은 값을 가짐을 확인하였다. 특히 중앙 영역의 특정 경계를 벗어나면 안정비 값은 크게 감소함을 보여주었다. 이러한 특성은 U-자형 전열관 상부에서의 모드 형상 및 유동결과와 관계되는 것으로 보이며, 그 원인은 중앙부 전열관은 바깥에 비해서 U-자관 상부에 수평지지대가 없다는 특성이 있고, 이로 인해서 횡유동이 있는 수평 부위에 강한 진동 모드가 일조하는 것으로 보인다. 전열관의 행 변화에 있어서도 증기발생기 중앙부의 값이 비교적 크게 나옴을 확인 할 수 있었고, 이는 상대적으로 약간 큰 값을 갖는 증기발생기 중앙부의 유속이 한 원인으로 작용하였으리라 본다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발 사업의 일환으로 수행되었음.

참 고 문 헌

(1) 김형남 외, 2001, "증기발생기 2차측 잔류물질 영향 평가 프로그램 개발," TM.00NJ17.M2001.214, KEPRI.
 (2) PIAT-FEI/TE Program Manual, KEPRI,

2002.

(3) ATHOS3 Mod-01: "A Computer Program for Thermal-hydraulic Analysis of Steam Generators," Vol. 1, EPRI NP-4604-CCML, 1990.

(4) Singhal, A. K. and Srikantiah, G., 1991, "A Review of Thermal Hydraulic Analysis Methodology for PWR Steam Generators and ATHOS3 Code Applications," Nuclear Energy, Vol. 25, No.1, pp. 7~70.

(5) Chen, S. S. and Chung, Ho., 1976, "Design Guide for Calculating Hydrodynamic Mass Part I: Circular Cylindrical Structures," ANL-CT-75-45.

(6) 유기완, 박치용, 2002, "CE 형 증기발생기 전열관에 대한 유체탄성 불안정성 해석," 한국소음진동공학회논문집, 제 12 권, 제 4 호, pp. 261~271.

(7) Connors, H. J., 1980, "Fluid-elastic Vibration of Tube Arrays excited by Nonuniform Cross Flow," Flow-induced Vibration of Power Plant Components, ASME PVP-41, p. 93.

(8) ASME Code Section III, Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Division 1-Appendix, ASME 1995.

(9) Jo, J. C. and Shin, W. K., 1999, "Fluid Elastic Instability Analysis of Operating Nuclear Steam Generator U-tubes," Nuclear Eng. Design, Vol. 193, pp. 55~71.

(10) Chen, C. C., 1984, "Guidelines for the Instability Flow Velocity of Tube Arrays in Crossflow," J. Sound and Vib. Vol. 93, pp. 439~455.

(11) Blevins, R. D., 1990, Flow-induced Vibration, 2nd edition, Van Nostrand Reinhold.

(12) Pettigrew, M. J. and Gorman, D. J., "Vibration of Heat Exchanger Tube Bundles in Liquid and Two-phase Cross-flow," Flow-induced Vibration Design Guidelines, pp. 89~110.

(13) 정한섭, 김기태, 김홍덕, 2000, "증기발생기 전열관 건전성 평가기준 개발," TR.96NJ14.S2000.63, KEPRI.