

CE형 증기발생기 전열관의 행열 변화에 따른 유체유발진동 특성 Characteristics of Flow-induced Vibration for CE Type Steam Generator Tube with Various Column and Row Number

유기완* · 조봉호** · 박치용*** · 박수기***

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

Key Words : Steam Generator(증기발생기), Fluid-elastic Instability(유체탄성불안정성), Stability Ratio(안정비), Turbulent Excitation(난류여기), Gap Velocity(틈새속도)

ABSTRACT

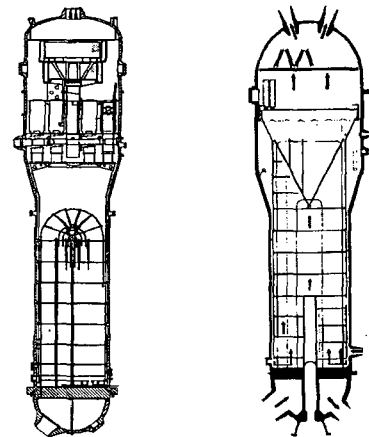
The stability ratio and vibrational amplitude of each tube inside a steam generator have different values. We estimate the characteristics of flow-induced vibration for CE type steam generator with various column and row number of the tube. To obtain the thermal-hydraulic data and stability ratio we use the ATHOS3-MODI and PIAT-FEL/TE code respectively. It turns out that the steam generator has a bounded central zone with the distributed values of the stability ratio and the vibrational amplitude, and those values across the zone boundary become decreased.

1. 서론

한국표준원전(Korea Standard Nuclear Powerplant, KSNP)에 설치된 CE형 증기발생기는 영광3,4호기 이후 건립되어 온 국내원전에 공통적으로 적용되고 있는 대용량 증기발생기이며, 전열관의 수가 8,214개에 이른다. 이 증기발생기에 설치된 전열관의 주된 특징은 U자관의 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 길어진다. 이는 웨스팅하우스형 증기발생기와 다른 특징이 있다. 참고로 Fig. 1은 CE형 증기발생기와 국내에 많이 설치된 웨스팅하우스형 Model F 증기발생기의 형상을 보여주고 있다.

Fig. 1에서처럼 CE형 증기발생기는 증기발생기 상부 전열관의 과도진동을 방지하기 위해서 U bend 부위에 vertical strip, horizontal strip, diagonal strip (bat wing)이 설치되

어 있으나 이 부위에서 전열관과 지지구조물의 마찰이나 충격에 의한 두께 감소가 꾸준히 관찰되고 있다. 이러한 두께 감소는 압력튜브의 안정성을 고려하여 원전 예방정비기간중에 와전류탐상 검사(eddy current test, ECT)를 거쳐 두께가 기준을 초과하여 감소된 전열관에 대해서는 관막음(plugging)을 수행하도록 하고 있다.



(a) Model F SG (b) CE type SG

Fig. 1 Configurations of typical SGs in Korea nuclear powerplant

증기발생기 전열관의 파단 현상은 U-bend 상부의 마모

* 전북대학교 기계항공시스템공학부
E-mail : kwryu@moak.chonbuk.ac.kr
Tel : (063) 270-4286 Fax : (063) 270-2472

** 전북대학교 대학원 항공우주공학과

*** 한전 전력연구원 원자력연구실

에 의한 영향 뿐만이 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 의한 최대사고는 웨스팅하우스형 Model 44 증기발생기가 설치된 Ginna 원전에서 발생되었다.⁽¹⁾ 이러한 전열관의 안전사고를 방지하기 위해서 원전예방정비기간중에 모든 증기발생기 전열관을 검사하여 이상이 있는 전열관에 대해서는 관막음(plugging)을 실시하게 되며, 만일 있을 관관 지지상부에서의 전열관 파단현상을 방지하기 위해 전열관과 같은 재질의 stabilizer를 전열관 하부에 삽입하여 설치하기도 한다. 그러나 1년 주기로 오는 예방정비기간중에 검사를 통해서만 관막음을 수행한다는 것은 만일 있을 가운데 발생할 수 있는 전열관 손상에 대해서는 대처할 방법이 없어 원전 안전을 위해서는 감육량을 예측하거나 위험하다고 판단되는 특정 전열관에 대해서 미리 관막음을 실시하는 것도 원전의 안정적 운영에 절대적으로 필요한 사항이라 하겠다.

전열관의 마모 원인은 여러 가지가 있겠으나 현재 국내에서 가장중요한 전열관의 주 관막음 원인이 되고 있는 전열관 상부의 마모 원인은 유체유발진동에 따른 전열관과 진동 지지 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, St. Lucie 2, Waterford 3, Palo Verde 1,2,3의 운전경험에서도 특정지역에 공통적으로 마모가 발생하는 것으로 알려져 있다. 따라서 본 연구에서는 KSNP형 증기발생기 중에서 집중적으로 마모가 발생하는 영역과 마모가 거의 일어나지 않는 영역에 대한 유체유발진동 특성을 비교 분석함으로써 현재 실제로 관찰되는 집중영역과 유체유발진동 특성 분석을 통해서 얻어지는 영역을 비교 분석하기로 한다. 이를 위해서는 증기발생기 행과 열에 대해서 유동변수와 유속을 이용한 각 전열관에 대한 유체유발진동 해석이 가능해야 하며, 이러한 해석을 위한 PIAT-FEI/TE 프로그램⁽²⁾을 적용하였다.

2. 수치해석 절차

2.1 열수력 해석

본 연구를 위한 열수력 해석 코드 ATHOS3-Mod 1은 EPRI 주도로 개발한 프로그램을 ABB-CENP형 증기발생기의 열유동 해석을 보다 정확히 얻어내기 위해 개선된 것이다.⁽³⁾ 이 프로그램은 증기발생기 내부의 전열관과 전열관 지지대 등을 다공성 매질로 모델링하고 열전달 및 모델링 전달은 실험 상관식을 사용하며 좌표계는 원통좌표계를 사용한다.⁽⁴⁾ 본 해석을 위해 사용된 열수력해석 격자재 수는 $20(\theta) \times 18(r) \times 45(z)$ 이고, 쉬라우드 내부의 관관 상부에서

습분 분리기 입구까지 수행하였다. 대칭면 및 쉬라우드, 관관 상부에서의 경계조건은 질량, 운동량, 에너지 플럭스의 수직성분이 없는 것으로 처리하였으며, 입류 조건은 급수온도와 급수유량이 적용되었다. 출류조건은 증기발생기 dome pressure가 적용되며, 전열관의 1차측 경계는 냉각재 유량과 고온관 온도가 주어진다. 수렴 조건은 ATHOS3코드의 수렴 판단 기준으로부터 수렴된 열수력 데이터를 얻어낸다. KSNP 증기발생기의 100% 전출력 8%관막음 상태의 주요 변수는 Table 1과 같다.

Table 1 Operating condition of the KSNP SG.

주요변수	설계치
열 출력 (MW _t)	1412.5
냉각재 운전압력 (psia)	2250.0
SG 증기압력 (psia)	1070.0
냉각재 유량 (lb/hr)	60.75E6
증기 유량 (lb/hr)	6.360E6
냉각재 고온관 온도 (°F)	621.2
냉각재 저온관 온도 (°F)	564.5
SG 증기 온도 (°F)	450.0

2.2 유체탄성불안정성 평가

(1) 전열관의 모드 해석

전열관의 모드해석을 위해서 전열관의 단위길이당 유효질량분포를 다음과 같이 구한다.

$$m_x(s) = m_r(s) + m_{tr}(s) + m_a(s) \quad (1)$$

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

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

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 수평, 수직부분의 값으로 내삽처리 하였다.

U-자관의 형상과 지지조건, 재질의 물성치 (Young's modulus), 그리고 열수력 해석에서 얻어낸 유효 질량분포를 이용하여 전열관의 고유진동 모드 해석을 수행한다. 본 연구

에서는 모드 해석을 위해 ANSYS ver. 5.6 코드를 사용하였다. 관관 상부에서는 고정 지지조건이 적용되며, 전열관 지지관에서는 핀 지지조건을 적용하였다. 또한 U-자관 상부 diagonal strip 및 vertical strip은 전열관 평면에 수직인 방향을, horizontal strip은 전열관 높이 방향으로의 거동을 구속하였다. 지지관 사이에는 6~10개(하단부분 및 U-자관 상단 수평부분)의 노드 개수를 적용하였다.⁽⁶⁾

(2) 유효 틱새 속도의 계산

유체탄성불안정성 평가를 위해 필요한 유효틈새속도는 전열관에 수직 횡단하는 흐름 성분으로부터 구한 틱새속도 $V_x(s)$ 를 j -차의 모드 형상함수로 가중하여 다음과 같다.

$$V_{RC,j}^2 = \frac{m_c}{\rho_c} \frac{\int_0^L \rho(s) V_x^2(s) \phi_j^2(s) ds}{\int_0^L m(s) \phi_j^2(s) ds} \quad (3)$$

여기서 m_c , ρ_c 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.

$$V_x(s) = \alpha V_p(s) = (1 - \beta) \frac{p}{p - \alpha} V_p(s) \quad (4)$$

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 회전 정사각형 배열 또는 다이아몬드 배열인 경우 $\beta = \pi / 4(d/p)^2$ 이다. 변수 $V_p(s)$ 는 열수력 해석 결과로부터 얻어지는 속도의 전열관 스펙 방향 s 를 따른 수직속도 성분으로 in-plane과 out-of-plane 성분으로 나뉘어진다. 본 연구에서는 KSNP 증기발생기의 전열관 형상을 감안하여 수직부분은 정삼각형 배열의 값으로, 상부 수평부위는 회전 정사각형 배열의 값으로 해당되며, 90도 곡관 부분은 내삽치를 적용하였다. 전열관의 기준 유효질량과 기준 밀도는 증기발생기 설계 시에 상부 수평관 부분에 대해서 국한된 평균값을 적용하기도 하지만, 본 연구에서는 전열관 양단이 고정된 실험조건을 감안하여 전열관 전체에 대한 길이의 평균 값을 적용하였다.

(3) 안정비의 계산

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

$$SR_j = \frac{V_{RC,j}}{V_{c,j}} \quad (5)$$

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

$$V_{c,j} = K f_j a \sqrt{\frac{2\pi\zeta m_c}{\rho_c d^2}} \quad (6)$$

여기서 f_j 은 전열관의 j -차 고유진동수이며, ζ 는 총 감쇠비, K 는 유체탄성불안정성 상수, a 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 단시일내에 일으키지는 않지만, 지속적으로 계속되면 가진 현상에 의한 fretting wear에 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.

$$\overline{v(s)} = \left\{ \sum_j \sum_i \frac{L_i G_i(f_j) (\phi_j^2(s) + \psi_j^2(s))}{64\pi^3 M_j^2 \zeta_j} \frac{l_c}{L_i} \right\}^{0.5} \quad (7)$$

여기서 L_i 는 횡유동을 받는 i 번째 스펙의 길이, l_c 는 난류 상관길이로서 $6.8d$ 값을 사용하였다. 첨자 i 는 전열관 지지관 사이의 i 번째 스펙을 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_j 는 전열관을 따른 단위길이당 랜덤 난류가진력의 power spectral density를 의미하며, 다음과 같다.

$$M_j = \int_0^L m(s) (\phi_j^2(s) + \psi_j^2(s)) ds \quad (8)$$

$$G_j(f_j) = \left(\frac{d \cdot C_j(f_j)}{2} \right)^2 \int_0^{L_j} [\rho(s) V_x^2(s) \phi_j(s)]^2 ds \quad (9)$$

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

$$C_r(f) = \begin{cases} \exp(a \cdot f_r + b) & \text{if } f_r > 40 \\ c & \text{otherwise} \end{cases} \quad (10)$$

여기서 증기발생기 내부의 모든 전열관들은 후류의 영향을 모두 받는다고 보고 $a = -0.031776$, $b = -3.12008$, $c = 0.0125$ 을 사용하였다.⁽⁸⁾ 그러나 후류의 영향을 받지 않는 유입류측의 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(10)의 값을 사용하였다.

유체탄성불안정성이나 전열관에서의 주기적인 와류흡입과는 달리 난류가진에 의한 전열관의 진동은 방지하기가 매우 곤란하다는 특성이 있다. 따라서 설계 단계에서는 구조적 건전성을 약화시키지 않는 범위로 난류가진에 따른 변위량을 제한하게 된다.

3. 결과 및 토의

한국표준원전 전열관의 형상은 관상상부를 지나 수직으로 향하는 부분과 유체 출구부분의 U-밴드 영역에 대한 피치가 다르게 설계되어 있다는 점이다. Fig. 2는 이에 대한 전열관 배열 형상을 도시한 예이다.

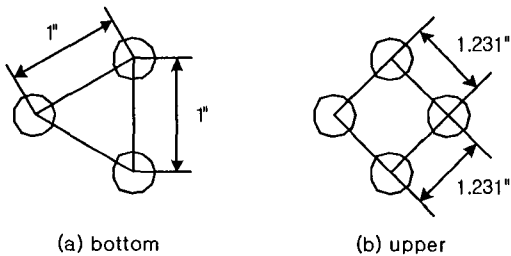


Fig. 2 Types of the tube array for KSNP SG.

Table 2 SG tube specification for KSNP

전열관 탄성계수 E (psi)	28.7×10^6
전열관 재질 밀도 (lb/in ³)	0.3043
전열관 두께 t (in)	0.04193
전열관 외경, a (in)	0.75
전열관 곡률 반경 R (in)	10
전열관 수직부 피치 p (in)	1
전열관 수평부 피치 p (in)	1.231

본 해석을 위해서 사용된 영광 3.4호기 전열관에 대한 주요

변수들은 다음 Table 2와 같다. 유체탄성불안정성 및 난류가진 해석에 있어서 유체탄성불안정성 상수 및 감쇠비의 선택은 매우 중요한 변수가 된다. 이 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 혼합상태에서 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.

유체탄성불안정성 상수 K는 실험에 의해서 결정되며 전열관 배열에 따라서 그 값이 달라지게 된다. Connors의 실험으로부터 제시되는 K값은 $K = 4.0$ 이고, 보수적으로는 $K = 2.4$ 의 값을 제시하고 있다. Chen⁽¹⁰⁾에 의하면 $2\pi\zeta m_0 / \rho_0 d^2 > 0.7$ 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 $1.4 < b/d < 1.5$ 가 된다. K값의 선정에 있어서는 실험조건과 전열관 피치비 b/d가 영향을 주게 되며, 한국표준원전의 경우 피치비는 수직부분은 1.33 수평부위에서는 1.64가 되어 Pettigrew가 제시하는 조건을 수용할 수 있을 것으로 본다. 따라서 본 연구에서는 유체탄성불안정성 상수로 $K = 3.3$ 을 선택하였다.

본 연구를 위해 Fig. 3과 같이 영역을 설정하고 유체유발진동특성을 분석하였다.

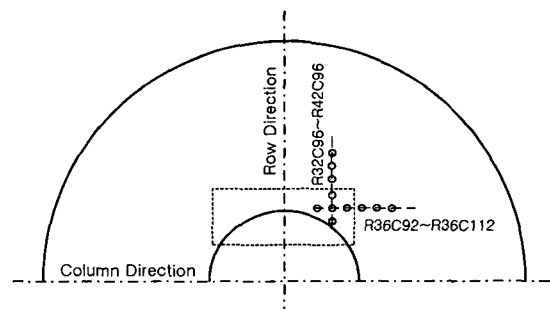


Fig. 3 Selected tube numbers in the KSNP SG for flow-induced vibration analysis.

3. 1 열 번호 변화에 따른 유체탄성불안정성 변화

Fig. 4와 Fig. 5는 전열관의 열(row) 번호 변화에 따른 안정비와 난류가진에 의한 전열관의 최대진폭 변화를 보여 주고 있다. 열 번호 R40에서 유체유발진동 특성이 크게 증

가하고 그 이후로 열 번호의 증가에 따른 변화가 미미함을 보여주고 있다. KSNP 증기발생기의 전열관 상부 진동억제 장치의 특징은 전열관 밴드 부분에 대각방향으로의 스트립과 상부 수평 전열관 부위에 수직으로 장착된 스트립, 그리고 row 번호 44번 이상에서는 수평방향으로의 스트립이 놓여있어서 전열관의 높이방향의 진동을 억제하는 특징이 있다.

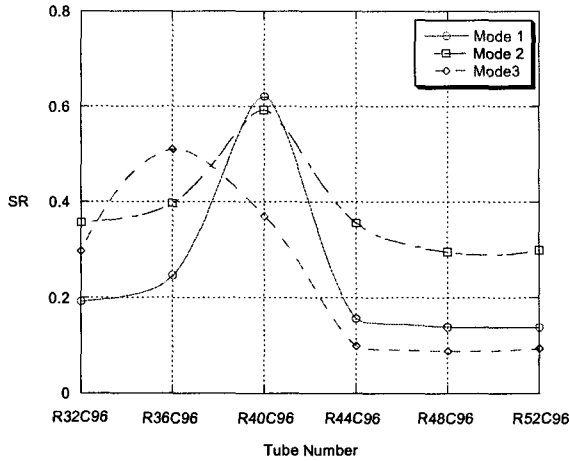


Fig. 4 Change of the stability ratio with the variation of row number.

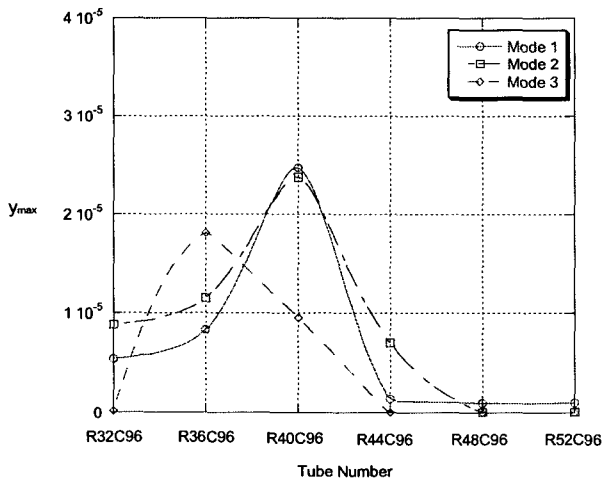


Fig. 5 Change of the amplitude of turbulent excitation with the variation of row number.

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

3. 2 행 번호 변화에 따른 유체유발진동특성 변화

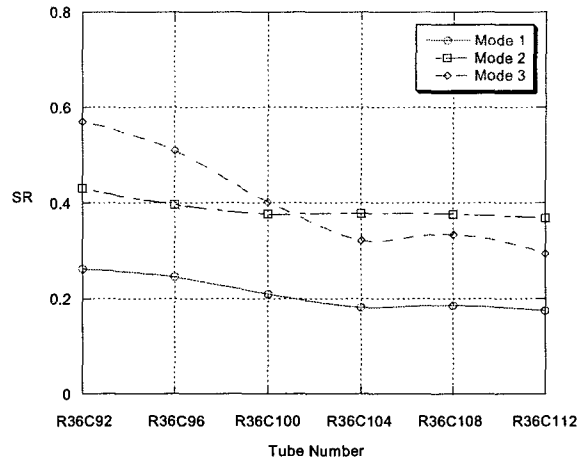


Fig. 6 Change of the stability ratio with the variation of column number.

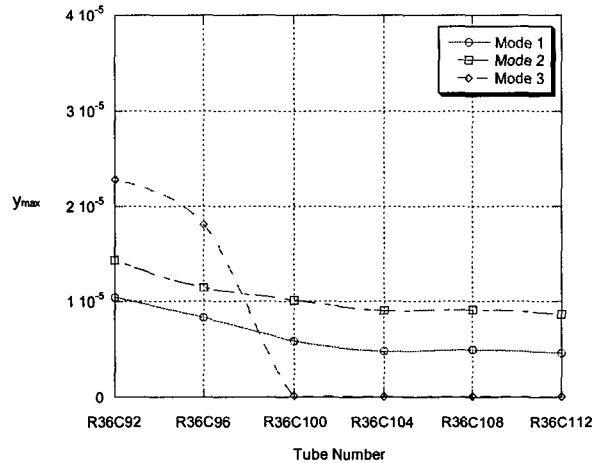


Fig. 7 Change of the amplitude of turbulent excitation with the variation of column number.

Fig. 6과 Fig. 7은 전열관의 행(column) 번호 변화에 따른 안정비와 난류가진에 의한 전열관의 최대진폭 변화를 나타낸다. 행 번호의 변화는 동일한 지지조건 및 전열관 형상에서 수행되지만 C104이후의 값이 그 안쪽 값보다 작게 나오는 원인은 Fig. 8에서와 같이 상대적으로 약간 큰 값을 갖는 중앙부의 유속이 한 원인으로 작용하였으리라 본다.

마모가 집중적으로 일어나고 있는 부분은 row 25~40, column 64~102 부분에 해당하는 167개 전열관들이지만 전열관의 설치의 차이에 따른 지지조건 변화로 인해 모두 관박음되는 것은 아니다.⁽¹³⁾ 마모 집중영역의 특성은 stay dome 상부보다는 Fig. 8에서와 같이 고온관측의 중심부분으로 계산 영역의 왼쪽으로 편심되어 나타남을 볼 수 있다.

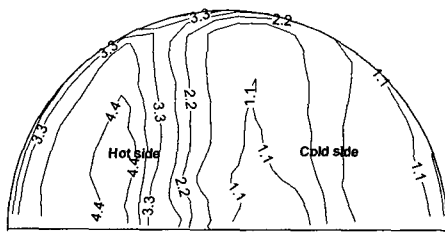


Fig. 8 Axial flow velocity contour in the SG contour at $z = 8.472\text{m}$.

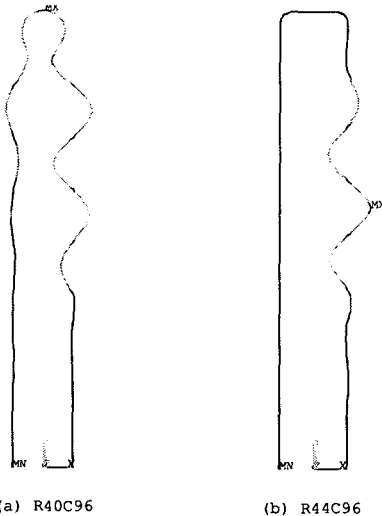


Fig. 9 Comparison of mode shapes.

R40 전후 전열관에 대한 전형적인 모드 형태를 Fig. 9에 나타내었다. 가장 두드러진 특징은 R40 이내에서는 bat wing 부근에서 국부 모드가 거의 모든 모드에서 고르게 나타나고 있으나, 그 이상의 row 번호에서는 대부분의 국부모드가 bat wing 위치가 아닌 수직 전열관 부분에서 일어나고 있다는 점이다. 이것은 상부 전열관 위치에서의 마모 특성을 크게 구분하는 원인으로 작용하리라 본다.

4. 결론

본 연구에서는 한국표준원전 증기발생기에서 전열관의 행과 열을 변화시키면서 유체탄성불안정성 특성을 평가하였다. 평가 대상 전열관들은 현재 집중적인 관막음이 진행되고 있는 증기발생기 중앙부분을 택하였고, 각각 행 또는 열의 번호를 4씩 증가시키면서 값의 변화를 고찰하였다. 열의 변화를 따라서 R40까지의 영역은 그 이후의 영역에 비해서 안정비나 난류가진에 의한 진폭이 크게 나타나고 있음을 확인할 수 있었으며, 그 원인은 bat wing 근처의 모드형상과 크게 관계됨을 알 수 있었다. 또한 행의 변화에 있어서도 모드에 따라서 차이가 있지만 C104 이후부터는 값의 변화가

그 안쪽 값보다 작게 나옴을 확인 할 수 있었다. 이는 상대적으로 약간 큰 값을 갖는 증기발생기 중앙부의 유속이 한 원인으로 작용하였으리라 본다. 특히 본 연구의 계산 결과는 마모가 집중적으로 일어나고 있는 영역과 매우 잘 일치하는 결과를 얻어낼 수 있었다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발 사업의 일환으로 수행되었음.

참 고 문 헌

- (1) 김형남 외, 2001, "증기발생기 2차측 잔류물질 영향 평가 프로그램 개발," TM00NJ17.M2001.214, KEPRI
- (2) PIAT-FEI/TE Program Manual, 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," 한국소음진동공학회 논문집 Vol. 12, No. 4, 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 - Appendices, 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.