

## 관막음된 증기발생기 전열관의 유체유발진동 특성 평가

### Estimation of Flow-induced Vibration Characteristics on Plugged Steam Generator Tube

조봉호\* · 유기완\*\* · 박치용\*\*\* · 박수기\*\*\*\*

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

**Key Words** : Flow-induced Vibration(FIV, 유체유발진동), Steam Generator(증기발생기), Tube Plugging(관막음), U-Tube(U자관) Fluid-elastic Instability(유체탄성불안정성), Stability Ratio(안정비), Cooling Water(냉각수)

#### ABSTRACT

In this study, we investigate the plugging effect on the CE type steam generator tube. The natural frequency and mode shape will be changed due to decrease of the effective mass distribution along the tube. We compared the variation of stability ratio for plugged tube with that for unplugged one. The natural frequency increased because of removing the cooling water inside the steam generator tube, but the stability ratio decreased inversely because of changing the vibrational mode shape. We also investigated the turbulent excitation effect.

#### 1. 서론

원전 증기발생기 전열관은 1차 계통의 냉각수와 2차 계통의 경계를 대략 0.04" ~ 0.05" 의 금속 벽으로 구분 짓게 된다. 따라서 증기발생기 전열관의 파열사고(SGTR: Steam Generator Tube Rupture)는 원전 설계 시에 고려되는 주요 설계사고 중의 하나이며, 원전의 안정적인 운전을 위해서 주기적 안전점검기간에 ECT 검사를 통해 감육양이 일정양 이상인 전열관에 대해서는 관막음(plugging)을 실시하게 된다. 한국 표준 원전(KSNP, Korea Standard Nuclear Powerplant)의 경우에는 8%의 관막음을 고려하여 설계하고 있다. 증기발생기 전열관의 감육은 여러 가지 원인이 있겠으나, 유체의 유동에 따른 불규칙적인 진동이 대부분의 원인으로 작용하고 있으며, 이물질과 전열관의 마모에 따른 감육도 발생하는 사례가 있다. Ginna 원전의 경우는 이물질에 의한 증기발생기 전열관의 최대 파열사고의 한 예가 된다.<sup>(1)</sup> 본 연구에서는 전열관 감육의 가장 큰 원인으로 작용하는 유체유발진동(Flow-induced Vibration, FIV)에 대해서 알아보고자 한다.<sup>(2)</sup> 유체유발진동의 세 가지 주요 원인

으로는 유체탄성불안정성(fluid-elastic instability, FEI), 난류의 비정상 압력변동에 의한 가진(turbulence excitation), 그리고 와류의 흘림(vortex shedding)에 의한 주기적인 진동 등이 있다. 위 세 가지 경우는 증기발생기 전열관의 마모(wear)와 피로파괴(fatigue fracture)등의 원인으로 작용하게 된다. 본 연구에서는 위 세 가지 원인 중에서 이상유동에서 특히 두드러지는 유체탄성불안정성(fluid-elastic instability, FEI)과 난류의 비정상 압력변동에 의한 가진(turbulence excitation)에 대해서 고려하고자 한다. 전열관의 진동에 의하여 웨스팅하우스형의 진동저지봉(anti-vibration bar, AVB)이나 CE형 원전 증기발생기의 diagonal strip, vertical strip, horizontal strip, 전열관 지지관(tube support plate, TSP)등에서 전열관과 구조물의 접촉으로 인해 발생된 마모로 전열관의 두께는 감육되며, 심할 경우 전열관의 rupture에 따른 냉각수의 누수현상도 발생하기도 한다. 이러한 손상은 증기발생기 전열관의 역학적 설계, 재료, 제조법 및 운전방법 등이 연관되어 복합적인 원인에 의해 발생하고 있다. 그중 가동 원전에서 설계당시 운전방법이 변경되는 조건은 원자로 열출력 조절, 냉각제와 급수 온도변경, 관막음률 등에 의한다. 이러한 운전조건의 변화는 증기발생기 전열관 건전성에도 영향을 준다. 운전조건의 변화뿐만 아니라 원전 예방 정비 기간중의 검사를 통해서 미리 관막음을 예측한다는 것은 상당히 중요한 안전운전의 방법이 된다. 이를 위해서는 운전조건 변화에 따른 유체유발진동해석이 필수적이라 볼 수 있다. 본 연구에서는

\* 전북대학교 대학원 항공우주공학과  
E-mail : exivguy@korea.com  
Tel: (063) 270-4286, Fax: (063) 270-2472

\*\* 전북대학교 기계항공시스템공학과

\*\*\* 한전 전력연구원 원자력연구실

증기발생기 전열관 마모 및 누설 발생을 예방하기 위한 시정조치로서 전열관에 관막음이 이루어졌을 때, 유체탄성불안정성과 난류 가진에 의한 영향에 어떠한 변화가 있는지를 연구하기로 한다.

## 2. 증기발생기

### 2.1 개요

원전에서 증기발생기는 1차 계통과 2차 계통이 만나는 곳이다. 1차 계통의 원자로 냉각재는 다수의 전열관 안쪽으로 흐르면서 바깥쪽에 있는 2차 계통 냉각수에 열을 전달시켜 급수를 증기로 변환시켜 주는 역할을 한다. 본 연구에서 다루고자하는 증기발생기 모델은 ABB-CE사의 설계로 한국형 표준 원전에 채택되고 있는 증기발생기로서 Fig. 1에 나타나 있다.

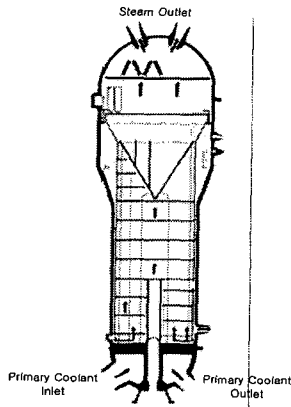


Fig. 1 Configuration of KSNP SG

한국 표준 원전(KSNP)은 ABB-CE사의 미국 팔로버디 (Palo Verde) 원자력 발전소인 System-80의 원자로설계 기술을 도입하여, 그 동안 축적된 선진 기술과 운전 경험 그리고 자체 개발한 최신 기술을 반영하여 우리 실정과 여건에 맞게 설계를 개량시킨 1000MWe급 경수로형 발전소이다. 형태는 17번 열까지의 전열관은 역 U자형이고, 그 외에는 U자관 상부 모서리가 elbow형태로 90° 구부러지고 상부에는 수평부분이 존재하게 된다. Fig. 2는 KSNP형 증기발생기 전열관의 상부 유동출구영역에서의 수평 전열관에서의 다이아몬드 배열형태를 보여주고 있다. 이 부분에서의 피치는 1.231"이다. 전열관의 수직부분에서의 배열은 삼각형 배열이며, 전열관의 외경은 0.75", 피치는 1"이다.

### 2.2 전열관 선정

증기발생기 내부에 들어있는 전열관의 수는 영광 3,4호기를 기준으로 볼 때 총 8,214개에 이른다. 모든 전열관에 대해 유체유발진동 특성평가를 한다는 것은 어렵기 때문에 몇 개의 전열관을 적절하게 선정하고, 이것들에 대해서 평

가를 수행하기로 한다. Fig. 3은 본 연구에서 선정된 전열관을 나타낸 것이다.

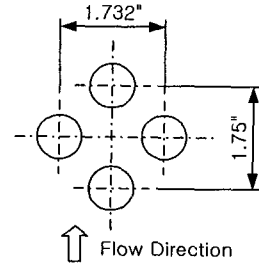


Fig. 2 Tube array at flow exit region

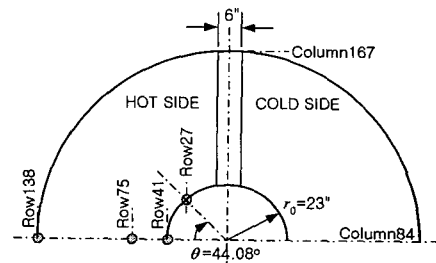


Fig. 3 Selected tube locations at SG plane

전열관들 중 row41과 row75는 Fig. 1에 보여준 것처럼 증기발생기의 상부로 갈수록 전열관 지지판의 중앙 부분이 점차적으로 제거되어가면서 전열관을 지지해주지 못하는 것들 중에서 그 상부 경간이 최대가 되는 전열관들이다. 또한 row138은 증기발생기 전열관중 최외곽의 것으로서 모든 전열관들 중에서 그 경간이 최대가 되는 것이고, row27은 전열관 상부에 진동 지지봉이 고온측 및 저온측에 있는 전열관의 곡선부분 각각 한 군데 만을 잡아주는 전열관들 중에서 그 경간이 최대가 되는 것이다. 이러한 전열관들은 다른 전열관에 비해 유체유발진동으로 인한 마모 및 피로파괴 등에 많이 취약할 것으로 예상되므로 중점적으로 관찰할 필요가 있다.

## 3. 이론 배경

### 3.1 유체탄성불안정성(FEI) 해석

유체유발진동 원인 중 하나인 유체탄성불안정성의 해석 기준으로 Connors<sup>(3)</sup>가 제안한 임계 유속식을 적용한다. Connors의 임계 유속식에는 전열관 직경, 금속 재질의 질량, 전열관 주위의 유체 질량, 부가유체 질량, 감쇠비, 전열관의 고유진동수 등이 포함되어 있다. Fig. 4는 유체탄성불안정성 해석절차를 flow chart로 나타내었다. 먼저 설계자료를 통해서 전열관 형상을 파악하며, 운전조건과 경계조건 자료로부터 ATHOS3-MODI<sup>(4)</sup> 열수력 해석을 수행한다. 열

수력 해석은 진동모드 해석을 위해서 전열관 내부와 외부의 1,2차측 냉각수의 밀도분포를 계산하고, 부가질량 분포를 얻어내어 ANSYS를 이용한 모드해석을 수행하기 위함이다.

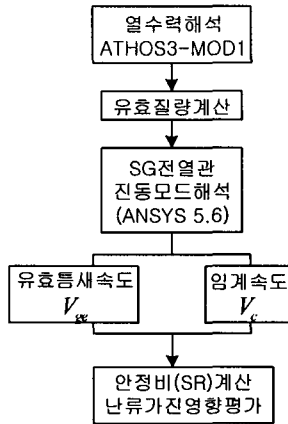


Fig. 4 Flow chart of FEI analysis

그 다음과정으로는 증기발생기 전열관의 유효질량분포를 각 위치에서 1차측 밀도, 전열관 금속 밀도, 부가 질량을 고려하여 다음과 같이 구한다.

$$m(s) = m_f(s) + m_{ff}(s) + m_a(s) \quad (1)$$

여기서,  $s$ 는 전열관의 hotside에서 coldside을 따르는 좌표,  $m_f(s)$ 는 전열관 재질의 단위 길이당 질량,  $m_{ff}(s)$ 는 1차 냉각수의 단위 길이당 질량,  $m_a(s)$ 는 단위 길이당 부가질량(added mass)으로 전열관과 동일하게 움직이는 관 주변의 2차측 유체 질량이다.

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

여기서  $c$ 는 부가질량 계수<sup>(5)</sup>이고,  $\rho(s)$ 는 전열관을 따르는 2차측 혼합밀도이다. 그 다음으로 전열관 형상과 재질의 물성치(Young's modulus), 그리고 유효 질량분포를 이용하여 전열관의 고유진동 모드 해석을 수행한다. 모드 해석은 ANSYS ver. 5.6을 사용하였다. 전열관의 하부는 고정이라 가정하고, 전열관 지지판(tube support plate)은  $r, \theta$  방향에 대해서 구속하며, 진동지지봉은  $x$ -방향에 대한 구속을 적용한다. 전열관의 유효틈새속도는 틈새속도  $V_g(s)$ 를  $j$ -차의 모드 형상함수로 가중시킨 유효틈새속도  $V_{se,j}$ 를 안정성 해석시 사용한다.

$$V_{se,j}^2 = \frac{m_{c,j}}{\rho_c} \frac{\int_0^L \rho(s) V_g^2(s) \phi_j^2(s) ds}{\int_0^L m(s) \phi_j^2(s) ds} \quad (3)$$

여기서  $m_{c,j}$ ,  $\rho_c$ 는 전열관의 기준 유효질량과 2차측 유체의 기준밀도가 되며,  $L$ 은 전열관 길이,  $\phi_j(s)$ 는  $j$ -차의 수직 모드 형상함수이다.

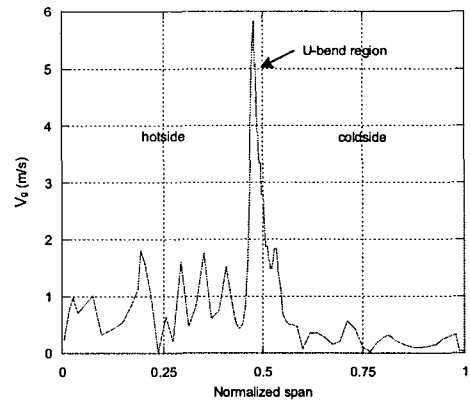


Fig. 5 Gap velocity distribution of R41C83

임계속도는 Connors의 실험을 통해서 다음과 같이 정의된 식을 사용한다.

$$V_{c,j} = K f_j d \sqrt{\frac{2\pi \zeta m_c}{\rho_c d^2}} \quad (4)$$

여기서  $f_j$ 은 전열관의  $j$ -차 고유진동수이며,  $\zeta$ 는 총 감쇠비,  $K$ 는 유체탄성불안정성 상수,  $d$ 는 전열관 외경을 나타낸다. 열수력 해석 결과로부터 전열관에 수직된 틈새속도를 얻어내고 Connors의 경험식으로부터 각 고유진동수에 대한 임계속도를 얻어 안정비를 판정한다.

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

이 값이 1을 넘으면 유체탄성불안정성 영역에 들어가게 되므로 이 값이 1을 넘지 않도록 피치, 전열관 형상, 전열관 지지대 등을 설계하여야 한다.

### 3.2 난류의 비정상 압력변동에 의한 가진 (turbulence excitation, TE) 해석

난류가진 현상은 전열관의 파손 현상을 단 시일 내에 일

으키지는 않지만, 지속적으로 계속되면 가진 현상에 의한 fretting wear 현상에 따라서 전열관에 손상을 주게된다. 따라서 사고 방지를 위해 난류유동에 의한 진동의 정도를 알 필요가 있게 된다. 난류 가진에 의한 전열관 응답은 진동에 의한 변위로 나타난다. 이에 대한 해석방법은 ASME Code section III<sup>(6)</sup>에 제시되어 있다. 난류 가진에 의한 진폭의 rms 변위는 다음 식으로 나타난다.

$$\overline{y(s)} = \left\{ \sum_i \sum_j \frac{L_i G_i(f_j) (\phi_j^2(s) + \psi_j^2(s))}{64\pi^4 M_j^2 f_j^3 \zeta_j} \frac{l_c}{L_i} \right\}^{0.5} \quad (6)$$

여기서  $L_i$ 는 횡유동을 받는  $i$ 번째 스펀의 길이,  $l_c$ 는 난류 상관길이로서  $6.8d$ 의 값을 갖는다. 첨자  $i$ 는 전열관 지지관 사이의  $i$ 번째 스펀을 나타내며,  $j$ 는  $j$ 번째의 고유진동수를 나타낸다. 또한  $f_j$ 는 고유진동수,  $\zeta_j$ 는 총감쇠비,  $\phi_j(s)$ 는 모드 형상의 수직성분,  $\psi_j(s)$ 는 접선방향 성분이다.  $M_j$ 와  $G_j$ 는 각각 모드 질량, 전열관의 단위길이당 작용하는 랜덤 난류 가진력에 대한 power spectral density를 의미하며 다음 식과 같다.

$$M_j = \int_0^L m(s) (\phi_j^2(s) + \psi_j^2(s)) ds \quad (7)$$

$$G_i(f_j) = \left( \frac{d \cdot C_r(f_j)}{2} \right)^2 \int_0^{L_i} [\rho(s) V_{ii}^2(s) \phi_j(x)]^2 ds \quad (8)$$

여기서, 전열관 배열에 따른 랜덤가진 계수  $C_r(f_j)$ 는 아래 식으로 표현된다.

$$C_r(f_j) = \begin{cases} \exp(a \cdot f_i + b) & \text{if } f_i > 40 \\ c & \text{otherwise} \end{cases} \quad (9)$$

위 식 (8)에서  $L$ 은 전열관의 총 길이를 나타내며, 후류의 영향을 받는 전열관에 대한 계수는  $a = -0.031776$ ,  $b = -3.12098$ ,  $c = 0.0125$ 이다.

#### 4. 결과 및 토의

##### 4.1 관막음에 따른 안정비(Stability Ratio) 비교

본 연구에서 다른 전열관에 비해 유체유발진동으로 인한 마모 및 피로파괴 등에 많이 취약할 것으로 예상된 전열관의 mode별 안정비(SR)를 관막음 여부에 따라 비교 정리하면 Table 1과 같다. 본 연구를 위해서 유체탄성불안정성 상수  $K=3.3$ 과 감쇠비  $\zeta=1.5\%$ 를 적용하였다. Fig. 6과 7은 R41C83, R138C84의 관막음에 따른 모드별 안정비

를 나타낸 그림에서처럼 관막음 진후에 전열관의 안정비가 비슷하게 나오는 것을 알 수 있다.

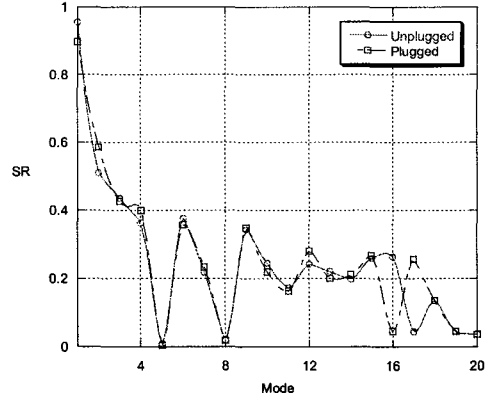


Fig 6. Distribution of stability ratio according to the mode number for R41C83 tube

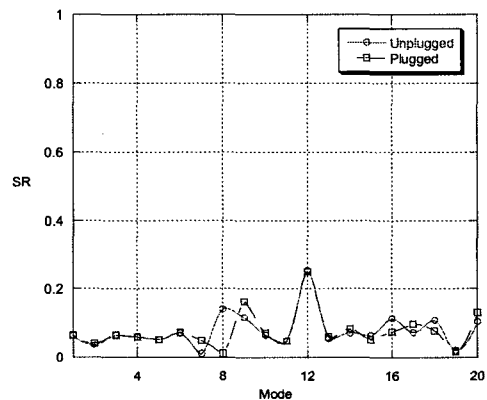


Fig. 7 Distribution of stability ratio according to the mode number for R138C84 tube

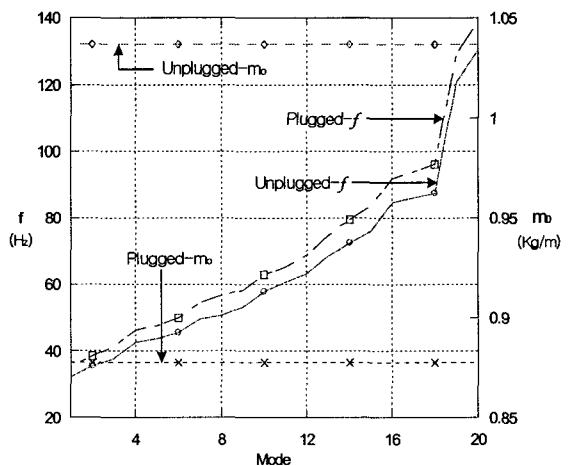


Fig. 8 Change of the natural frequency and effective mass for R41C83 tube

Table 1. Stability ratios of selected tube

SR		Unplugged Tube				SR		Plugged Tube			
mode		R27C99	R41C83	R75C83	R138C84	mode		R27C99	R41C83	R75C83	R138C84
1		0.1544	0.9560	0.1316	0.0629	1		0.1559	0.8067	0.1279	0.0638
2		0.2912	0.5098	0.1973	0.0356	2		0.2886	0.5862	0.1982	0.0404
3		0.1377	0.4359	0.3678	0.0645	3		0.1291	0.4269	0.0045	0.0652
4		0.2389	0.3646	0.1069	0.0590	4		0.2389	0.4009	0.0988	0.0585
5		0.2059	0.0092	0.1821	0.0516	5		0.2110	0.0046	0.1830	0.0513
6		0.1479	0.3760	0.0121	0.0704	6		0.1338	0.3588	0.1800	0.0713
7		0.0964	0.2182	0.1800	0.0104	7		0.0839	0.2329	0.0118	0.0487
8		0.2143	0.0198	0.2313	0.1407	8		0.2213	0.0193	0.2263	0.0102
9		0.0962	0.3436	0.2131	0.1154	9		0.0944	0.3490	0.0916	0.1616
10		0.2106	0.2438	0.1112	0.0644	10		0.1895	0.2188	0.2321	0.0705
11		0.1853	0.1722	0.0657	0.0485	11		0.2026	0.1641	0.0669	0.0470
12		0.2478	0.2418	0.1512	0.2559	12		0.2002	0.2793	0.1515	0.2512
13		0.0516	0.2201	0.0680	0.0544	13		0.1552	0.2011	0.0657	0.0581
14		0.0730	0.1970	0.1506	0.0708	14		0.0714	0.2116	0.1509	0.0824
15		0.3301	0.2588	0.0520	0.0634	15		0.3855	0.2670	0.0532	0.0513
16		0.0916	0.2633	0.1115	0.1129	16		0.0936	0.0452	0.1096	0.0733
17		0.0362	0.0444	0.1041	0.0716	17		0.0368	0.2559	0.1028	0.0965
18		0.0621	0.1358	0.0098	0.1086	18		0.0608	0.1362	0.0395	0.0766
19		0.1107	0.0448	0.0405	0.0192	19		0.0864	0.0457	0.0096	0.0164
20		0.0339	0.0370	0.2253	0.1040	20		0.0817	0.0361	0.2131	0.1301

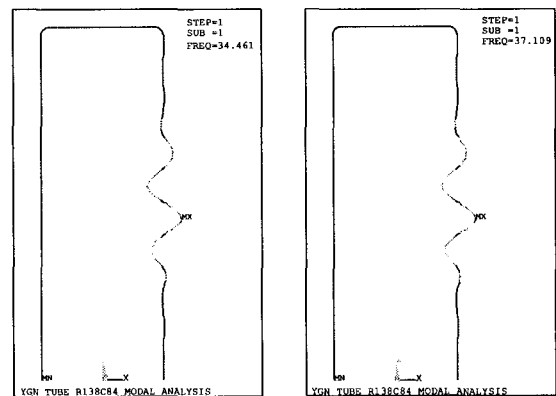
이처럼, 안정비가 mean한 이유는 Fig. 8에 예시된 바와 같이 관막을 시행시 frequency가 증가했지만,  $m_0$ 는 감소하게 되어 식(3)과 식(4)로부터 안정비에 크게 영향을 미치지 않는 것으로 판단된다.

4.2 관막에 따른 난류가진 영향 비교

본 연구에서 선정된 전열관 중 R138C84의 1차 진동모드 형상 및 난류의 비정상 압력변동에 의한 가진(Turbulence excitation)의 분포 그림은 Fig. 9, Fig. 10과 같다. Fig. 9는 R138C84의 관막을 시행 전후의 진동 모드 형상을 나타낸다. 그림에서 보는 것처럼 모드 형상은 크게 변하지 않음을 알 수 있다. Fig. 10은 난류가진 분포를 관막을 시행 전후를 비교한 그림이다. 그리고 R138C84의 12차 모드형상 및 난류 가진의 분포는 Fig. 11~12와 같다. 1차 모드에 비해 안정비 및 주파수가 모두 상승하였으나, 난류 가진에 의한 영향은 줄었음을 알 수 있다. Fig. 13은 R41C83의 1차 진동모드에 대한 관막을 시행 전후의 전열관 형상이다. 시행 전후의 모드 형상 역시 큰 변화는 없게 나왔지만, 난류 가진에 의한 영향은 관막을 후 줄어들었음을 볼 수 있다.

Table 2. Variation of max. turbulence excitaion

Tube	R27C99	R41C83	R75C83	R138C84
Plugging에 따른 변화량	50.3327% 감소	7.8190% 감소	3.1806% 증가	7.5145% 증가



(a) Unplugged tube (b) Plugged tube  
Fig. 9 Mode shape of R138C84 ( $f_1$ )

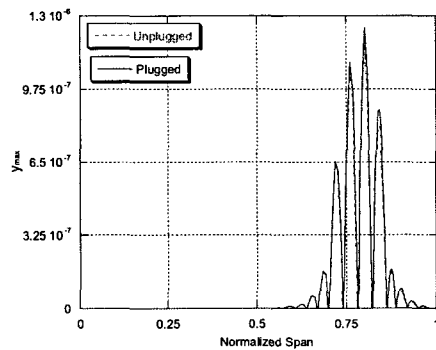
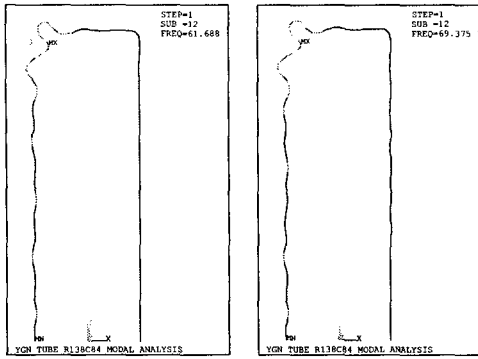
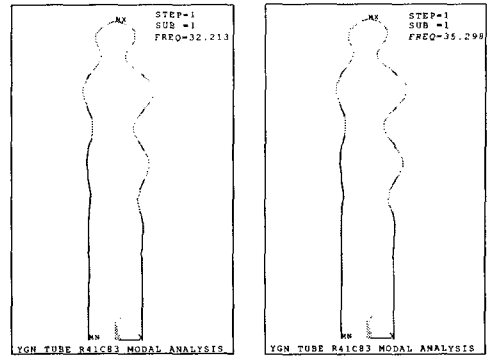


Fig. 10 Amplitude of turbulence excitation for R138C84 ( $f_1$ )



(a) Unplugged tube (b) Plugged tube

Fig. 11 Mode shape of R138C84 ( $f_{12}$ )



(a) Unplugged tube (b) Plugged tube

Fig. 13 Mode shape of R41C83 ( $f_1$ )

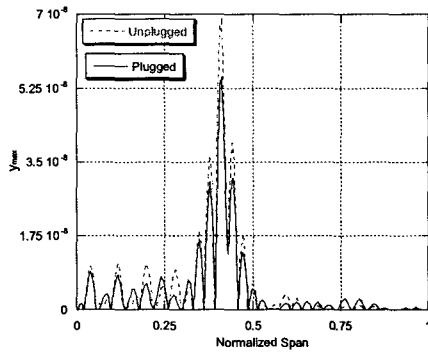


Fig. 12 Amplitude of turbulence excitation of R138C84 ( $f_{12}$ )

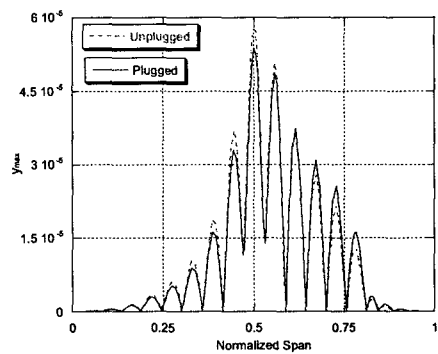


Fig. 14 Amplitude of turbulence excitation of R41C83 ( $f_1$ )

결론적으로 관막음 시행 전후 모드 형상의 큰 차이는 없었고, 관막음 시행후 최대 난류가진 값은 Table 2에서처럼 감소 및 증가가 일어났다.

## 5. 결 론

관막음에 따른 영향은 전열관의 유효질량감소와 이로 인한 고유진동수의 증가현상이 일어나 이에 의해서 안정비에 주는 영향은 아주 미미하며, 모드에 따라서 크기가 서로 바뀌게 됨을 확인할 수 있었다. 또한 최대 난류 가진에 의한 진폭 변위는 관막음에 따라서 약간의 감소 또는 증가현상이 발생하는데 이것 또한 고유진동수의 증가와 유효질량감소에 기인함을 알 수 있었다.

## 후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발사업의 일환으로 수행되었음.

## 참 고 문 헌

- (1) 김형남 외, 2001, "증기발생기 2차측 잔류물질 영향 평가 프로그램 개발," TM00NJ17.M2001.214, KEPRI
- (2) 유기완, 박치용, "CE형 증기발생기 전열관에 대한 유체탄성불안정성 해석", 한국소음진동공학회논문집, 제12권, 제4호, pp.261-271, 2002.
- (3) 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
- (4) ATHOS3 Mod-01: "A Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Steam Generators," Vol. 1, EPRI NP-4604-CCML, 1990.
- (5) Chen, S.S. and Chung, Ho, 1976, "Design Guide for Calculating Hydrodynamic Mass Part I: Circular Cylindrical Structures," ANL-CT-75-45.
- (6) ASME code section III N-1340