

## 튜브 지지판 재배치에 따른 유체유발진동 특성 해석

### FIV Characteristics of U-Tubes Due to Relocation of the Tube Support Plates

김형진\* · 유기완\*\* · 박치용\*\*\*

Hyung-Jin Kim, Ki-Wahn Ryu and Chi-Yong Park

**Key Words** : Steam Generator(증기발생기), U-Tube(U-자관), Turbulence Excitation(난류 가진), Fretting-wear(프레팅 마모) Fluid-elastic Instability(유체탄성 불안정성), Aspect ratio(중횡비), Flow-induced Vibration(FIV, 유체유발진동)

#### ABSTRACT

Fluid-elastic instability and turbulence excitation for an under developing steam generator are investigated numerically. The stability ratio and the amplitude of turbulence excitation are obtained by using the PIAT (Program for Integrity Assessment of Steam Generator Tube) code from the information on the thermal-hydraulic data of the steam generator. The aspect ratio, the ratio between the height of U-tube from the upper most tube support plate ( $h$ ) and the width of two vertical portion of U-tube ( $w$ ), is defined for geometric parameter study. Several aspect ratios with relocation of tube support plates are adopted to study the effects on the mode shapes and characteristics of flow-induced vibration. When the aspect ratio exceeds value of 1, most of the mode shapes at low frequency are generated at the top of U-tube. It makes very high value of the stability ratio and the amplitude of turbulent excitation as well. We can consider that the local mode shape at the upper side of U-tube will develop the wear phenomena between the tube and the anti-vibration bars such as vertical, horizontal, and diagonal strips. It turns out that the aspect ratio reveals very important parameter for the design stage of the steam generator. The appropriate value of the aspect ratio should be specified and applied.

#### 1. 서론

유체탄성 가진(fluid-elastic excitation) 메커니즘은 틈새 속도가 임계속도를 초과할 시에 튜브의 진동 진폭을 빠르게 증가시키며 이로 인해 발생하는 과도한 진동은 튜브의 지속적인 마모를 야기한다. 또한 난류 가진(turbulence excitation)도 작은 진폭의 진동으로 튜브와 튜브 지지판(tube support plates, TSP) 사이에서 마모 메커니즘을 발생시킨다. 튜브에 유체탄성불안정성 문제가 없을 경우에 진동의 주요 원인은 난류 흐름이 될 수 있으며 그로 인한 진폭은 보통 수 mils 이하이다.<sup>(1)</sup>

국내에서 개발 중인 증기발생기(the under developing steam generator, UDSG)는 한국표준원전(KSNP)와 비교해서 유사한 형태를 가지고 있으며 Fig. 1과 같이 전열관 다

발(tube bundles), 전열관 고정대(tube sheet), 튜브 지지판으로 구성되어 있다. 또한 유체유발진동(flow-induced vibration, FIV)에 의한 과도한 진동 진폭을 막기 위해 U-bend 구역에 대각 지지대, 수평 및 수직 지지대를 가지고 있다. U-tube의 주요 형상은 전열관 고정대로부터의 수직 부분, U-tube 상부의 수평 부분, 수평 부분과 수직 부분 교차 지점의 곡선 부분이다. 한국표준원전 증기발생기의 정기적인 점검에서 튜브 손상의 대부분이 지속적으로 보고되고 있다. 와전류 검사(eddy current test, ECT)를 통해서 U-bend 구역의 접촉 부위에서 손상 징후를 확인했으며 많은 손상 부위가 튜브와 지지대 사이의 미끄럼 혹은 충격 현상에 의한 마모로 인해서 튜브 두께의 감소를 나타냈다. 이러한 손상은 증기발생기 튜브의 파손이나 냉각수 유출의 원인이 된다.

튜브 손상의 주요 원인인 유체유발진동은 U-bend 구역에 영향을 끼치며 대각 지지대(diagonal strip), 수평 및 수직 지지대(horizontal and vertical strip) 같은 지지 구조물과 튜브 사이의 접촉부분에서 마모 현상을 야기한다. 이러한 문제를 해결하기 위해서 유체탄성불안정성의 해석과 난류 가진 진폭을 이용한 수직일률의 계산이 많은 연구가들

\* 전북대학교 대학원 항공우주공학과  
E-mail : hedgehog@chonbuk.ac.kr  
Tel : (063) 270-4286, Fax : (063) 270-2472

\*\* 전북대학교 기계항공시스템공학과

\*\*\* 한전 전력연구원 원자력연구실

에 의해서 시도되어 왔다. 기본적으로 마모 현상은 횡흐름(cross flow), 난류, U-bend 상부의 국부 모드 형상과 관계가 있다. 국부 모드 형상은 가중치 함수이므로 U-bend 구역에서 국부 모드를 방지하는 것은 증기발생기 설계 단계에서 가장 중요한 것 중에 하나이다. 여러 계산 결과로 보아 중횡비(튜브 지지판 최상부에서 U-tube의 높이까지( $h$ )와 U-tube의 두 수직 부위 간의 너비( $w$ )의 비)는 U-bend 구역 상부의 국부 모드 형상과 관련이 있는 중요한 변수이다.

본 연구에서는 FIV 해석법이 중횡비 변화를 가지는 UDSG 튜브에 적용되었다. 이러한 해석을 위해서 PIAT(program for integrity assessment of steam generator tube)code(2)가 개발되었고 이를 이용해 해석을 수행했다.

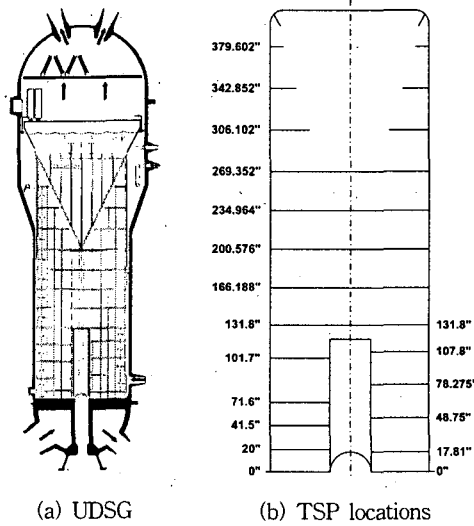


Fig. 1. Configuration of the under developing SG

## 2. 유체유발진동 해석 절차

### 2.1 열수력 해석

본 연구에서 증기발생기 내부의 열수력 해석을 위해서 ATHOS3 code(3)를 사용했다. ATHOS3는 여러 열교환기 형태에 대해서 3차원, 2상, 점성 열수력 문제를 계산하기 위해서 가장 광범위하게 사용되어지는 프로그램이다. 이 프로그램은 다공성 개념을 사용하여 튜브와 내부 구조를 설계하고 열과 질량의 전달에 대해서는 실험 상관식을 채택하고 있다. 본 해석을 위해서 계산 범위는 튜브 고정대 상부에서 증기발생기 쉬라우드(shroud) 내부의 습분 분리기 하부 사이로 제한되었다. 튜브 고정대 표면의 질량, 운동량, 에너지 유동에 대해서는 Neumann 경계조건이 적용되었고 또한 급수(feedwater) 질량 유량과 증기발생기 내부의, 온도에 대해서는 입구 Dirichlet 경계조건이 적용되었다. 출구

압력은 주어진 증기실(dome) 압력으로 추정되었고 1차측 유체의 유동 조건 즉 고온, 저온 지주에서의 압력과 온도, 1차측 유체의 질량 유량은 각각 명시되어 있다. 이러한 모든 경계 조건은 100% 최대 출력, 8% 관막음울 상태에서 안정 상태 조건으로 주어졌다. 계산에 채택된 격자계는 각각 원주방향( $\theta$ ), 반경방향( $r$ ), 축방향( $z$ )에서  $20 \times 18 \times 50$ 이다. 수립된 해석은 1차측과 2차측의 혼합 속도, 혼합 엔탈피, 공극률, 밀도분포 특성을 포함한다.

### 2.2 특정 U-tube에 대한 모드 해석

증기발생기 튜브를 따르는 단위길이당 유효 질량 분포는 아래와 같이 결정되어질 수 있다

$$m(s) = m_t(s) + m_{pf}(s) + m_a(s) \quad (1)$$

여기서  $s$ 는 고온측 튜브 고정대의 상부 표면에서 저온측 튜브 고정대의 상부 표면까지 튜브를 따르는 스펠방향 좌표계이고,  $m_t$ 는 단위 길이당 유효질량이다.  $m_t$ ,  $m_{pf}$ ,  $m_a$ 는 각각 튜브의 단위 길이당 유효질량, 튜브 내 1차 냉각수의 단위 길이당 질량, 단위 길이당 부가질량이다. 이러한 값들은 튜브 스펠을 따라 달라진다. 튜브 외측의 유체 밀도에서 얻어지는 부가질량은 다음과 같이 표현되어질 수 있다.

$$m_a(s) = c\rho(s) \frac{\pi d^2}{4}, \text{ where } c = \frac{(D_e/d)^2 + 1}{(D_e/d)^2 - 1} \quad (2)$$

여기서  $c$ 와  $\rho$ 는 각각 부가질량계수와 셸(shell) 구역에서 2상 혼합 밀도를 나타낸다. 식 (2)에서  $D_e/d$ 는 각각 삼각 배열인 경우  $(0.96 + 0.5p/d)p/d$  이고, 사각 배열인 경우  $(1.07 + 0.56p/d)p/d$  이다(4). 여기서  $p/d$ 는 피치비를 나타낸다. Chen and Chung(5)는 또한 부가질량 계수를 얻을 수 있는 계산 코드를 개발했다. 하지만 그 값은 식 (2)의 결과와는 큰 차이가 없다. 본 연구에서는 식 (2)를 부가질량 결정을 위해 사용했다.

특정 튜브 전체를 따라 모드 해석을 위해서 ANSYS ver 5.6코드가 사용되었다. 모드 해석을 위해서 튜브 고정대에서 clamped 조건과 모든 튜브지지판에서 pin 지지 조건을 채택했다. 또한 대각, 수평, 수직 지지대의 모든 지지 조건도 고려되었으며(6) 각 튜브 스펠에서 6~10개의 노드 갯수를 채택했다.

### 2.3 안정비(SR) 평가

실제 증기발생기에서 복잡한 내부 구조와 3차원 내부 유동은 증기발생기 튜브 주변의 불균일 유동을 야기하는 유동 속도의 원주 방향과 축 방향 성분의 원인이 된다. 균일 유동

조건에 대해서 Connors의 식을 적용하기 위한  $j$ -차 모드의 유효 틱새 속도는 다음과 같은 형태로 정의될 수 있다.

$$V_{se,j}^2 = \frac{m_0}{\rho_0} \frac{\int_0^L \alpha(s) V_g^2(s) \phi_j^2(s) ds}{\int_0^L m(s) \phi_j^2(s) ds} \quad (3)$$

여기서  $m_0$ 와  $\rho_0$ 는 각각 단위 길이당 유효질량과 셸(shell)에서 유체 밀도의 기준 값이다.  $\phi_j(s)$ 와  $V_g(s)$ 는 각각  $j$ -차 모드의 수직 모드 형상함수와 증기발생기의 튜브 배열 형태를 고려한 수직 틱새 속도를 나타낸다. 수직 틱새 속도는 아래처럼 피치 속도와 다공질 비율을 사용해서 얻을 수 있다.

$$V_g(s) = \alpha V_n(s) = (1-\beta) \frac{p}{p-d} V_n(s) \quad (4)$$

여기서  $p$ 와  $\beta$ 는 각각 튜브 피치와 셸(cell) 평균 방법으로 얻어진 다공질 비율을 표시하며 삼각 배열에 대해서는  $\beta = \pi d^2 / 2\sqrt{3} p^2$ , 사각 배열 혹은 다이아몬드 배열에 대해서는  $\beta = \pi d^2 / 4 p^2$ 이 된다. 본 연구에서 사용한 모델은 Fig. 3과 같이 하부(수직)에서는 정삼각형, 상부(수평)에서는 다이아몬드 형태의 튜브 배열을 갖는다. 또한 유효 질량과 유체 밀도 각각의 기준 값은 전체 튜브 길이를 따라 평균치 값 특성을 갖는다.

Chen<sup>(7)</sup>과 Pettigrew and Gorman<sup>(8)</sup>이 기술한 것과 같은 많은 모델과 이론들이 유체탄성 불안정성 해석을 위한 임계 속도 추정을 위해서 많은 연구가들에 의해 제안되어져 왔다. Connors<sup>(9)</sup>는 처음으로 튜브 다발의 유체탄성 불안정성을 실험적으로 연구했다. 실험의 결과로부터 형상의  $j$ -차 모드에 대한 임계 속도는 다음의 실험식의 형태로 표현되어질 수 있다.

$$V_{c,j} = K f_j \sqrt{\frac{2\pi \xi_j m_0}{\rho_0 d^2}} \quad (5)$$

여기서  $f_j$ 와  $\xi_j$ 는 각각 U-tube의  $j$ -차 고유주파수와 총감쇠비를 나타낸다.  $K$ 는 이용 가능한 실험결과로부터 얻어진 유체탄성 불안정성 상수를 나타낸다.

유체탄성 불안정성 상수  $K$ 는 많은 연구가들에 의해서 여러 튜브 배열에 대해 보고되어졌다(7-10). 연구 결과에 의하면  $K$ 값은 2.4~9.9의 범위를 갖는다. 같은 튜브 배열이지만  $K$ 값은 실험 환경 즉, 2상 유체 조건, 피치비, 지지 조건 등에 따라 달라진다. 본 해석에서 사용한  $K=3.3$ 는 직관 튜브의 불안정성 징후에 대한 이용 가능한 실험 데이터로부터 얻어진 값이다. 실험은 2상 유동에서 수행되었고 피치비는

1.4~1.5의 범위를 가진다. KSNP 증기발생기의 수평, 수직 구역의 피치비 각각 1.33과 1.64의 값을 가진다.

본 연구에서는 15%의 감쇠비를 사용했다. 이 값은 직관 튜브 다발 양쪽 끝이 이상적인 지지 조건일 경우 2상 유동 뿐만 아니라 1상 유동 조건에서도 수행한 Connors 실험으로부터 얻어진 값이다. 감쇠비는 1%~5% 혹은 그 이상의 범위이며 지지 조건과 유동 조건에 따라 달라진다(11).

U-tube의  $j$ -차 모드에 대한 안정비는 다음에 주어진 것처럼  $V_{se,j}$ 와  $V_{c,j}$ 의 비율에 의해서 정의 되어질 수 있다.

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

실험 결과로부터 진동의 진폭은 안정비 값이 1을 초과하면 급격히 증가하며 이로 인한 과도한 진폭은 튜브의 마모 혹은 파괴를 야기할 수 있다. 따라서 증기발생기는 안정비의 임계값 초과 유무를 고려해서 설계해야 하며 그것이 실험을 통해서 입증되어야한다.

## 2.4 난류 가진의 진폭

난류 가진은 큰 진동 진폭을 유발하지는 않지만 프렛팅 마모(fretting wear) 현상의 주요 원인 중에 하나이며(1) 난류 가진에 의한 튜브 응답은 진동 현상의 진폭을 초래한다. 난류 가진의 진폭을 해석하기 위한 방법 중에 하나는 아래와 같이 ASME code section III appendix N<sup>(10)</sup>에 제시되어 있다.

$$y_s = \left\{ \frac{\sum_i L_i G_i(f_i) [\phi_i^2(s) + \varphi_i^2(s)] l_c}{64\pi^3 M_i^2 f_i^2 \xi_i} \frac{l_c}{L_i} \right\}^{0.5} \quad (7)$$

여기서  $J_i = \sqrt{L_i / L}$ 이고,  $L_i$ 와  $l_c$ 는 각각  $i$ -번째 스패의 길이와 난류의 상관길이(6.8  $d$ 를 나타낸다. 아래첨자  $i, j$ 는 각각 튜브 지지판 사이의  $i$ -번째 스패와  $j$ -번째 고유 모드를 나타낸다. 또한  $\phi_i, \varphi_i$ 는 각각 모드 형상 함수의 수직방향과 접선방향 성분을 나타낸다.  $M_i$ 와  $G_i$ 의 값은 아래와 같이 임의의 난류 가진에 의한 모드 질량과 파워스펙트럼 밀도이다.

$$M_i = \int_0^L m(s) [\phi_i^2(s) + \varphi_i^2(s)] ds \quad (8)$$

$$G_i(f_i) = d^2 C_f(f_i) / 4 \int_0^L \{ \alpha(s) V_n^2(s) \phi_i(s) \}^2 ds \quad (9)$$

여기서  $C_f$ 는 랜덤 가진 계수이고 참고문헌 10의 Figure N-1343-1을 통해서 얻을 수 있다.

프렛팅 마모를 막기 위해서는 난류 가진의 진폭은 WRC

Bulletin No.372에 기초해서 10mils 보다 작아야 한다. 이러한 제한은 증기발생기 설계 단계에서 중요한 매개변수 중에 하나이다.

### 3. 결과 및 토의

유체유발 진동 문제를 해석하기 위해서는 열수력 해석, 진동 모드 해석, FEI와 TE에 대한 개념, 마모 메커니즘 등과 같이 복잡성이 요구된다. FIV 해석에 대한 종합적인 과정은 Fig. 2와 같다.

UDSG의 튜브 배열은 Fig. 3에서 처럼 U-tube의 수직 구역에서는 삼각 형태이고 수평 구역에서는 다이아몬드 형태이다. Fig. 3으로부터 수직과 수평 구역에 대한 피치비는 각각 1.33과 1.64이며 1차측과 2차측의 운전 압력은 각각 2250, 1000psi 이다. 또한 증기발생기의 최대 열 번호는 175이다.

R49C112(열번호 49, 행번호 112)와 R24C205(열번호 24, 행번호 205) 두 개의 튜브는 중횡비가 안정비와 난류 가진 진폭에 끼치는 영향을 조사하기 위해 선택했다. TSP 재배치에 대한 3가지 Case의 주요 기하학적 변수는 Table 1과 같다. Case 1은 Fig. 1(b)와 같이 TSP 위치가 기본 설계 위치이지만 Case 2, Case 3은 각 스펠에 대해서 R49C112는 2", 4"를 R24C205는 2", 3"를 증가시킨 경우이다. 튜브 지지판 상부 위의 높이( $h$ )는 저차 모드에서 모드 형상과 고유 주파수에 쉽게 영향을 끼친다. 중횡비( $h/w$ )가 Fig. 4와 같이 값이 증가하면 국부 모드 형상은 U-tube의 상부구역으로 발전한다.

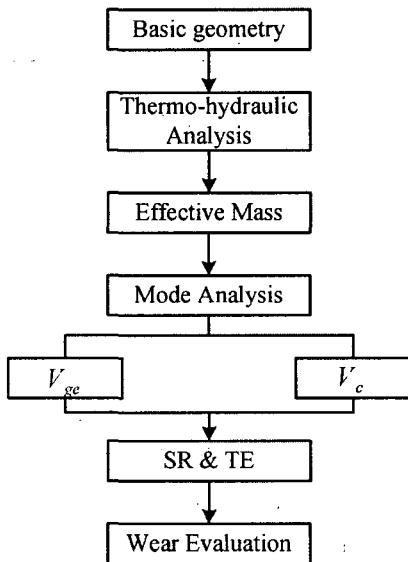


Fig. 2. Flow chart for the under developing SG analysis

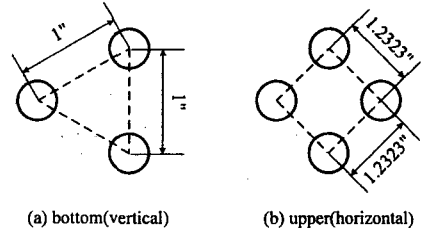


Fig. 3. Types of tube array for UDSG

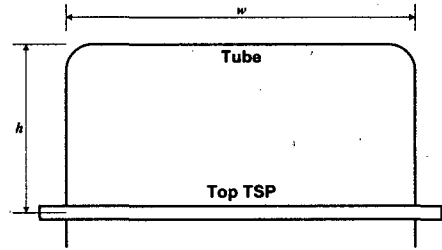
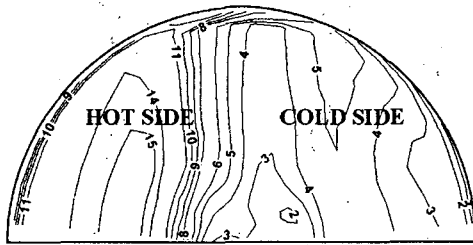


Fig. 4. Configuration of the U-bend region

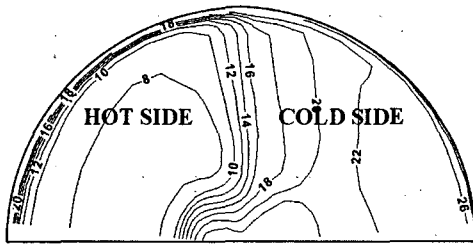
Fig. 5는 유체 출구 구역 튜브 지지판으로부터 317"의 축(2)방향 위치에서 유동 속도 분포와 2차측 유체 밀도를 나타낸다. 모드 형상은 ANSYS code를 사용해서 얻었다. Fig. 6 (a)~(b)는 TSP 재배치의 3가지 Case에 대한 R49C112와 R24C205의 1차 모드형상을 나타낸 것이다. 그림으로부터 Case 1과 Case 2의 최대 국부 모드는 U-bend 구역 상부에 위치되어있음을 알 수 있다. 이러한 결과 값들은 큰 중횡비 값에 의해서 그와 같은 결과가 야기되었음을 보여준다.

튜브 좌표  $s$ 를 따라 난류 가진 진폭과 틈새 속도의 분포는 Fig. 7과 같다.  $s/s_0 = 0.5$ 의 값은 U-bend 구역의 위치를 의미하며 체적 증가로 인해 작은 밀도와 높은 유동 속도 구역은 고온측에서 발달된다. 결과적으로 큰 횡유동 속도는 U-bend 구역의 고온측에서 발견되며 모드 형상은 유효 틈새 속도에 가중치 함수 역할을 한다. 따라서 틈새 속도는 중횡비 값이 커짐에 따라 증가할 것이다. 이것은 중횡비 값의 증가에 비례하여 안정비나 난류 가진 진폭의 증가를 의미한다. 안정비와 난류 가진 진폭이 개별 함수임에도 불구하고 Fig. 8과 같이 안정비와 난류 가진 진폭의 최대값은 대부분은 저주파 모드에서 일어난다.

R49C112와 R24C205의 모든 Case에 대한 주요 결과 값은 Table 2와 같다. 중횡비 0.5값 근처에서 U-tube는 U-bend 구역에서 최대 국부 모드 형상을 피할 수 있다. 결과에 기초하여 안정비와 난류 가진 진폭은 중횡비가 작은 값을 가질수록 감소된다. 국내 원전에서 운용하는 증기발생기 튜브 손상 징후의 대부분은 U-bend 구역 접촉부위에서 발견된다. 따라서 안정비, 난류 가진 진폭, U-bend 구역에서의 마모 가능성을 줄이기 위해서 중횡비를 줄이는 것은 매우 중요한 것으로 여겨진다.



(a) Magnitude of flow velocity (ft/sec)

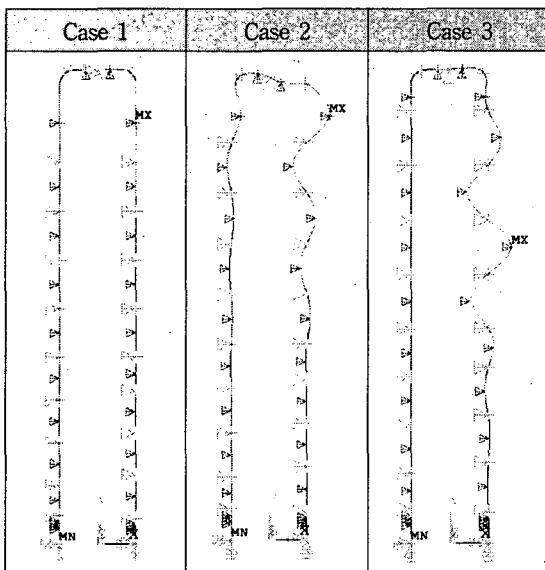


(b) Secondary flow density (lb/ft³)

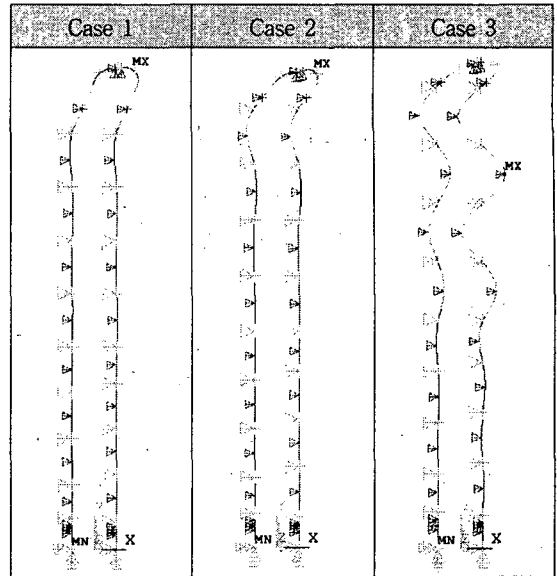
Fig. 5. Flow distribution at the sectional plane of SG ( $z=316.299''$ )

Table 1: Cases for the TSP locations

	Relocation
Case 1	Designed values as shown Fig. 1(b)
Case 2	2 increment for all the TSP spans
Case 3	3 increment for all the TSP spans(R24C205) 4 increment for all the TSP spans(R49C112)

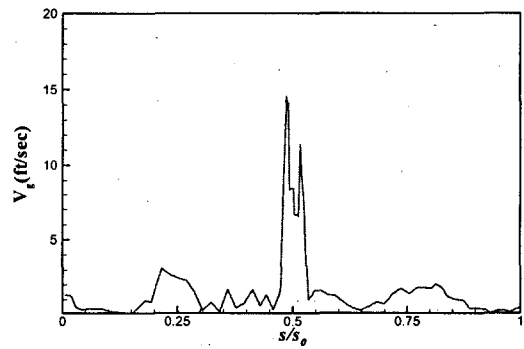


(a) R49C112

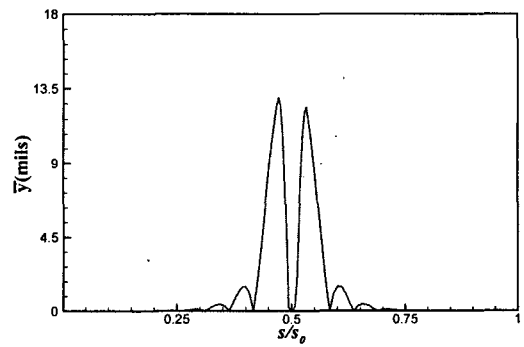


(b) R24C205

Fig. 6. First mode shapes of the selected tubes

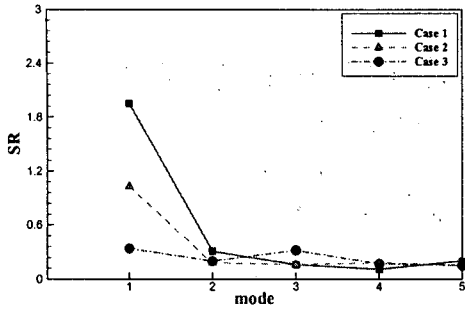


(a) Gap velocity

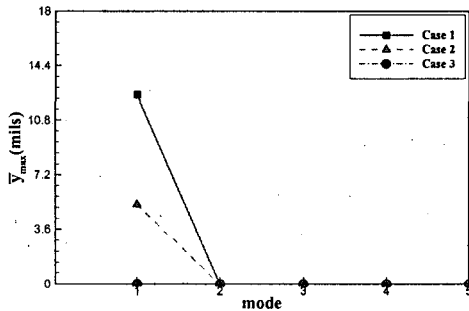


(b) Amplitude of turbulent excitation

Fig. 7. Distribution of the characteristics value for R24C205 tube (Case1)



(a) Stability ratio



(b) Maximum amplitude of turbulent excitation

Fig. 8. Main FIV parameters with various vibration mode(R24C205)

Table 2. Main results from the relocation of TSP

		Case 1	Case 2	Case 3
Height of the top TSP	R49C112	269.352"	287.352"	305.352"
	R24C205	269.352"	287.352"	296.352"
h	R49C112	64.736"	46.736"	28.736"
	R24C205	42.861"	24.861"	15.861"
w	R49C112	54"	54"	54"
	R24C205	29"	29"	29"
Aspect ration	R49C112	1.20	0.87	0.53
	R24C205	1.48	0.86	0.55
Max SR	R49C112	0.29	0.26	0.19
	R24C205	1.95	1.03	0.34
f <sub>i</sub> (Hz)	R49C112	23.742	40.847	41.568
	R24C205	11.343	26.578	42.393
y <sub>max</sub> (mils)	R49C112	0.2383	0.0029	0.0008
	R24C205	12.4923	5.2314	0.0075

#### 4. 결론

수치적 연구는 TSP 상부 위에서 U-tube 형상에 대한 종횡비의 영향을 조사하기 위해서 수행되었다. 안정비와 난

류 가진 진폭은 PIAT(Program for Integrity Assessment of Steam Generator Tube)code를 사용해서 얻었다.

결과에 기초하여 안정비와 난류 가진 진폭은 작은 종횡비에 의해서 감소되는 경향을 보인다. 종횡비는 FIV 해석에 있어서 매우 중요한 역할을 함을 알 수 있다. 적절한 종횡비 값은 증기발생기 설계 과정에서 명시되어야 하며 그 값이 가급적 0.5를 초과하지 않도록 하는 것이 바람직하다고 본다.

#### 참고 문헌

- (1) Connors, H. J., 1981, "Flow-induced vibration and wear of steam generator tubes," Nuclear Technology, Vol. 55, pp. 311-331.
- (2) PIAT-GUI User's Manual, KEPRI, 2005.
- (3) ATHOS3 Mod-01 : A Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Steam Generators, Vol. 1, EPRI NP-4604-CCML, 1990.
- (4) Pettigrew, M. J., Taylor, C. E., and Kim, B. S., 1989, "Vibration of Tube Bundles in Two-Phase Cross-Flow: Part 1 Hydrodynamic Mass and Damping," J. of Pressure Vessel Technology, Vol. 111, pp. 466-500.
- (5) Chen, S. S., and Chung, Ho, 1976 "Design Guide for Calculating Hydrodynamic Mass Part I: Circular Cylindrical Structures," ANL-CT-75-45.
- (6) Ryu, K. W., and Park, C. Y., 2002, "Fluid-elastic Instability Analysis for CE Type Steam Generator Tube," J. Korea Sound and Noise Vibration Engineering, Vol. 12, No. 4, pp. 261~271.
- (7) Chen, C. C., 1984, "Guidelines for the Instability Flow Velocity of Tube Arrays in Crossflow," J. Sound and Vib. Vol. 93, pp. 439~455.
- (8) 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.
- (9) Connors, H. J., 1980, "Fluid-elastic Vibration of Tube Arrays excited by Non-uniform Cross Flow," Flow-Induced Vibration of Power Plant Components, ASME PVP-41, p. 93.
- (10) ASME Code Section III, Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Division 1 - Appendics, ASME, 1995.
- (11) Jo, J. C., and Shin, W. K., 1999, "Fluidelastic Instability Analysis of Operating Nuclear Steam Generator U-tubes," Nuclear Eng. Design, Vol. 193, pp. 55~71.