

다경간 전열관의 난류 가진에 의한 마모특성 연구

Wear Characteristics of Multi-span Tube Due to Turbulence Excitation

김형진* · 유기완† · 성봉주** · 박치용***

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

(2006년 5월 8일 접수 ; 2006년 8월 29일 심사완료)

Key Words : Fretting-wear(프레팅 마모), Turbulence Excitation(TE, 난류 가진), Normal Work Rate(수직 일률), Wear Volume(마모 체적), Steam Generator(증기발생기), Effective Mass(유효 질량)

ABSTRACT

A modified energy method for the fretting wear of the steam generator tube is proposed to calculate the wear-out depth between the nuclear steam generator tube and its support. Estimation of fretting-wear damage typically requires a non-linear dynamic analysis with the information of the gap velocity and the flow density around the tube. This analysis is very complex and time consuming. The basic concept of the energy method is that the volume wear rate due to the fretting-wear phenomena is related to work rate which is time rate of the product of normal contact force and sliding distance. The wearing motion is due to dynamic interaction between vibrating tube and its support structure, such as tube support plate and anti-vibration bar. It can be assumed that the absorbed work rate would come from turbulent flow energy around the vibrating tube. This study also numerically obtains the wear-out depth with various wear topologies. A new dissection method is applied to the multi-span tubes to represent the vibrational mode. It turns out that both the secondary side density and the normal gap velocity are important parameters for the fretting-wear phenomena of the steam generator tube.

1. 서 론

원자력발전소의 증기발생기(steam generator)에 있어서 튜브 주위의 난류 에너지 변동에 의해서 발생하는 난류 가진(turbulence excitation)은 작은 진폭의 진동으로 튜브와 튜브 지지판(tube support plate, TSP) 사이에서 마모 메커니즘을 발생시킨다. 난류 가진은 갑작스런 튜브의 파손 현상을 일으키지

는 않지만 증기발생기 수명동안 지속적인 가진 현상에 의한 마모 현상을 일으키게 된다. 튜브에 유체탄성 불안정성(fluid-elastic instability)의 문제가 없을 경우 진동의 주요 원인은 난류 가진이 될 수 있으며, 가진에 의한 진폭은 보통 수 mils 이하이다⁽¹⁾.

증기발생기는 전열관의 과도한 진동 진폭을 막기 위해 튜브 지지판, U-bend 구역에 대각 지지대, 수평 및 수직 지지대 등을 설치하게 된다. 주기적 안전 점검 결과를 보면 튜브와 지지대 사이에서 튜브의 손상이 지속적으로 보고되고 있으며, 많은 손상 부위가 튜브와 지지대 상호간의 미끄럼 혹은 충격현상에 의한 마모로 인해서 전열관의 두께 감소를 보이고 있다. 이러한 손상은 경우에 따라서 튜브의 파손이나 냉각수 유출의 원인이 되어 안정적인 원전

† 책임저자; 정희원, 전북대학교 기계항공시스템공학부

E-mail : kwryu@chonbuk.ac.kr

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

* 정희원, 전북대학교 대학원 항공우주공학과

** 전북대학교 기계항공시스템공학부

*** 한전 전력연구원 원자력발전연구소

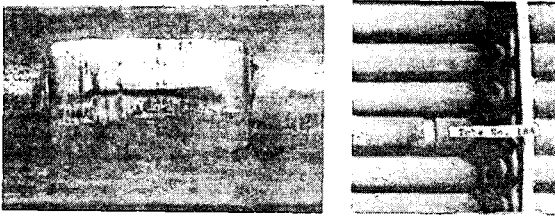


Fig. 1 Tube and support fretting⁽²⁾

운영에 장애 요인으로 작용할 수 있다.

프레팅 마모(fretting-wear) 현상의 주요 원인인 난류 가진은 Fig. 1과 같이 튜브 지지대와 튜브 사이의 접촉부분에서 마모 현상을 야기한다⁽²⁾. Archard 식 (3)으로 부터 프레팅 마모 체적은 일률(work rate)에 비례하며, 틈새가 있는 지지대에서 충격 혹은 미끄럼 패턴의 복잡함으로 인해 열교환기 튜브에 대한 수직 일률의 계산은 비선형 모델이 필요하지만, 이 모델은 매우 복잡하고, 시간과 인력의 소요가 큰 단점을 가지고 있어 증기발생기 전체 전열관의 안정성 검토에는 효율적이지 못하다. Yetisir는 수직 일률 해석에 있어서 다른 모델을 제시했으며⁽⁴⁾, 이 모델은 비선형 해석이 아닌 진동 주파수, 난류 가진에 의한 진폭과 같은 선형 진동해석을 사용하는 선형 모델이다. 이 연구에서는 이 선형 해석법을 사용하여 전열관 주위의 밀도와 틈새 속도가 마모 깊이 진전에 미치는 영향을 파악함으로써 상대적으로 밀도가 낮고 유속은 높은 전열관 상부 고온관측과 상대적으로 밀도는 높으나 유속은 작은 전열관 상부 저온관측의 유동 조건이 마모 진전에 미치는 영향을 파악 하고자 한다.

이를 위해 편의상 유용한 정보를 적용하고자 Model F의 전열관 형상과 열수력 정보를 적용하였다.

2. 프레팅 마모 해석

2.1 열수력 자료

전열관 주위의 유동장은 현재 국내에서 운용중인 Model F의 열수력 자료를 적용한다. 특히 마모가 발생하는 U-자관 상부의 고온 관측과 저온 관측에 해당하는 틈새 속도와 유체 밀도를 적용함으로써 실제 문제와 관련성을 높이도록 한다. 2차측 유체 밀도와 수직 속도의 적용 범위는 각각 100~750 kg/m³, 0.1~4 m/s이다.

2.2 유효 질량

전열관의 유효 질량분포는 각 위치에서 1차측 유체 밀도, 전열관 금속 밀도, 부가 질량을 고려하여 구한다. 부가 질량은 2차측 유체 밀도와 전열관 다발의 형상에 의해서 결정되며, 다음과 같다^{(5),(6)}.

$$m = m_i + m_{pf} + m_a, \text{ 여기서 } m_a = C_m \rho_s \frac{\pi d^2}{4} \quad (1)$$

여기서 d , ρ_s 는 각각 튜브 외경, 2차측 유체 밀도를 나타낸다. m_i 는 전열관의 단위 길이당 질량, m_{pf} 는 전열관 내부 1차 냉각수의 단위 길이당 질량, m_a 는 단위 길이당 부가 질량이다. C_m 은 부가 질량 계수로 Pettigrew등⁽⁷⁾이 제안한 다음과 같은 식을 사용한다.

$$C_m = \frac{(D_e/d)^2 + 1}{(D_e/d)^2 - 1} \quad (2)$$

여기서 Model F에 해당하는 사각 전열관 배열을 대상으로 하여 $D_e/d = (1.07 + 0.56p/d)p/d$ 을 적용했다. p/d 는 전열관의 피치와 직경의 비이고, D_e 는 전열관 주위의 등가 직경이다.

2.3 모드 해석

모드 해석은 단일 경간에 대해 Fig. 2와 같이 양 끝단의 지지 조건에 따라 고유 주파수와 모드 형상 함수를 식 (3)~(5)와 같이 간략화하여 해석적인 방법을 적용하도록 한다⁽⁸⁾. 다중 경간에 대해서는 Fig. 3과 같이 가운데 지지점을 중심으로 양쪽 지지점으로 나누는 dissection 방법을 적용한다.

$$f_i = \frac{\lambda_i^2}{2\pi L^2} \left(\frac{EI}{m} \right)^{1/2} \quad (3)$$

$$\tilde{y}_i = \cosh \frac{\lambda_i x}{L} - \cos \frac{\lambda_i x}{L} - \sigma_i \left(\sinh \frac{\lambda_i x}{L} - \sin \frac{\lambda_i x}{L} \right) \quad (4)$$

$$\tilde{y}_i = \sin \frac{i\pi x}{L} \quad (5)$$

여기서 i 는 i 번째 고유 모드를 나타내며, L 은 튜브 길이, E 는 탄성 계수, I 는 관성 모멘트를 나

타낸다. x 는 튜브의 스펠방향을 따르는 좌표이다. λ_i 는 튜브의 경계 조건에 따른 함수로서 무차원 계수이며, σ_i 는 모드 형상 계수이다. 식 (4)는 끝단 지지 조건이 clamped-clamped(pinned)일 경우, 식 (5)는 pinned-pinned 일 경우에 모드 형상 함수이다. 모드 형상 차수에 따른 λ_i , σ_i 의 값은 Table 1~2와 같다⁽⁸⁾. 표에서 c, p는 각각 clamped 지지 조건, pinned 지지 조건을 의미한다.

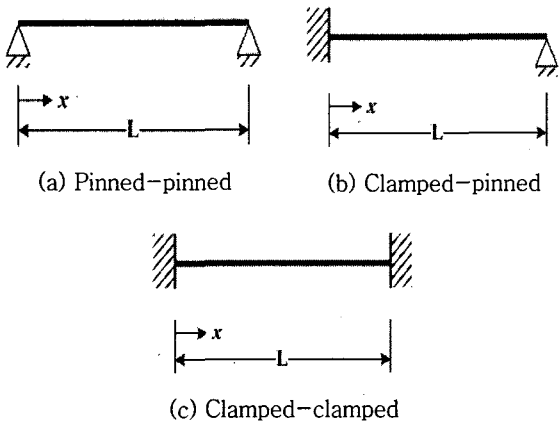


Fig. 2 Support condition of single span

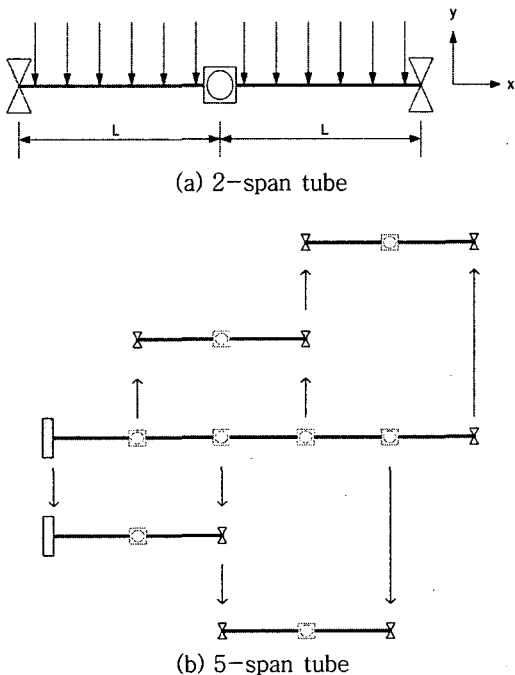


Fig. 3 Two and multi span tube model

2.4 난류 가진에 의한 진폭

난류 가진의 진폭은 아래와 같이 ASME code section III appendix N⁽⁹⁾에 제시돼 있는 방법을 사용한다.

$$Y_{rms} = \left\{ \sum_i \frac{LG(f_i)\phi_i^2(s)}{64\pi^3 M_i^2 f_i^3 \zeta_i} J_{ii}^2 \right\}^{0.5} \quad (6)$$

여기서 L 은 스펠의 길이를 나타낸다. 아래첨자 i 는 i -번째 고유 모드이고, ϕ_i 는 모드 형상 함수의 수직 방향 성분을 나타낸다. ζ_i 는 감쇠비를 의미하며, 본 연구에서는 튜브를 해석하는데 있어서 감쇠비로 1.5%를 사용했다. 이 값은 Connors 실험으로부터 얻어진 값으로 지지 조건과 유동 조건에 따라 달라지며 보통 가스의 경우 0.5%, 습증기의 경우 1.5% 값이 권장된다⁽⁹⁾. M_i 와 G_i 는 각각 임의의 난류 가진에 의한 모드 질량과 파워스펙트럼 밀도이며, J_{ii} 는 joint acceptance를 나타낸다⁽¹⁰⁾.

$$M_i = \int_0^L m(s)\phi_i^2(s)ds \quad (7)$$

$$G_i(f_i) = d^2 C^2(f_i)/4 \int_0^L \{\rho(s) V_n^2(s) \phi_i(s)\}^2 ds \quad (8)$$

Table 1 λ_i for each support condition

i	λ_i		
	pp	cp	cc
1	$i\pi$	3.92660231	4.73004074
2		7.06858275	7.85320462
3		10.21017612	10.9956079
4		13.35176878	14.1371655
5		16.49336143	17.2787597
$i > 5$		$(4i+1)\pi/4$	$(2i+1)\pi/2$

Table 2 σ_i for each support condition

i	σ_i		
	pp	cp	cc
1	-	1.000777304	0.982502215
2		1.000001445	1.000777312
3		1.000000000	0.999966450
4		1.000000000	1.000001450
5		1.000000000	0.999999937
$i > 5$		1.0	1.0

$$J_{ii}^2 = \frac{2(\lambda/L)^2}{1+(i\pi)^2(\lambda/L)^2} \cdot \left[\frac{2(i\pi)^2(\lambda/L)^2 \{(-1)^{i+1} e^{-L/\lambda} + 1\}}{1+(i\pi)^2(\lambda/L)^2} + \frac{L}{\lambda} \right] \quad (9)$$

여기서 λ 는 상관 길이로서 $0.2p(1+p/2d)$ 의 값을 갖는다. 또한 C_r 은 랜덤 가진 계수이고 식 (10)과 같으며⁽¹⁰⁾, Fig. 4는 주파수에 따른 C_r 의 값을 나타내고 있다.

$$C_r = \begin{cases} 0.108 \times 10^{-0.0159f_i}, & f_i \geq 40 \\ 0.025, & 0 < f_i < 40 \end{cases} \quad (10)$$

프레팅 마모를 막기 위해서는 난류 가진의 진폭은 WRC Bulletin No. 372에 기초해서 10 mils 보다 작도록 설계한다⁽⁹⁾.

2.5 난류 가진에 의한 힘

이 연구에서 적용하는 마모 메커니즘은 유체가 가지고 있는 난류 가진 에너지가 지지점의 마모 에너지로 바뀌어 진행된다는 개념을 갖는다. Archard 식으로부터 마모 체적 변화율은 마모 일률에 비례하며 비례 상수로 마모 계수 K 를 실험을 통해 얻어내게 된다. 이때 마모 일률을 난류 가진에 의해서 전열관에 유입된 에너지 변화율이라고 보면 해당 마모 일률은 가진 진폭을 안다고 볼 때 다음과 같이 표현된다.

$$\dot{W} = 32 \pi^3 m L f_i^3 Y_{rms}^2 \zeta_i \quad (11)$$

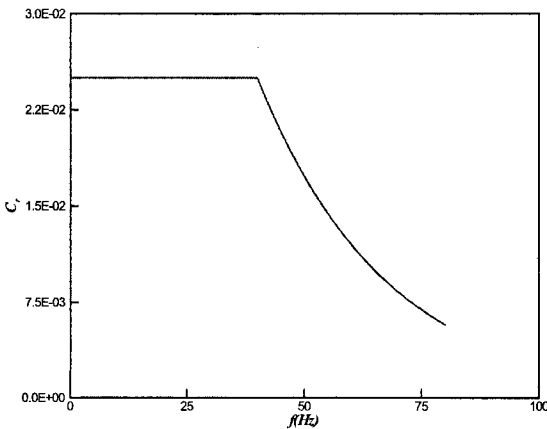
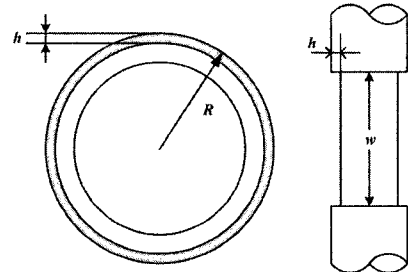


Fig. 5 Random excitation coefficient

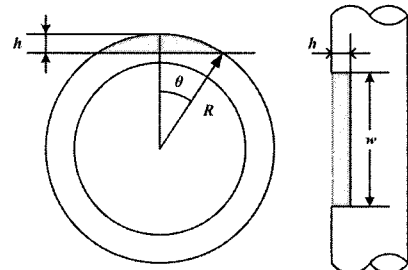
튜브에 작용하는 일률은 진동 주파수, 튜브 길이, 튜브 질량에 의해서 결정된다. 그러므로 튜브와 지지대 사이에 유격이 있는 지지 조건과 유격이 없는 튜브에 작용하는 힘은 같다고 할 수 있다. 이 힘은 전단 일률(\dot{W}_s) 형태로 튜브에 작용하며 프레팅 마모 해석에 필요한 수직 일률(\dot{W}_v)은 마찰계수(μ)와 전단 일률에 대하여 식 (12)와 같이 표현할 수 있다⁽⁴⁾. 다경간 전열관과 곡관부 전열관은 1차 모드 이상에 의해서 튜브의 진동이 지배적인 경우가 있다. 따라서 모든 모드를 포함하는 것이 필요하다.

$$\dot{W}_v = \frac{16\pi^3 mL}{\mu} \sum_{i=1}^n f_i^3 Y_{rms}^2 \zeta_i \quad (12)$$

여기서 f_i , Y_{rms} 는 튜브와 지지대의 유격이 없다는 조건하에 계산된 값이다. 식 (12)는 2-스팬 튜브에 대해서 유효한 식이며, 다경간 튜브를 해석할 시에는 Fig. 3과 같이 2-스팬 튜브로 세분화시킴으로써 해석할 수 있다. 여기서 마모의 보수적인 해석 결과를 얻기 위해 가운데 지지점은 튜브와 간섭을 일으키지 않는 진동 특성을 갖는다고 보고 이 진동 에너지가 가운데 지지점의 마모 에너지로 흡수된다고 가정한다.



(a) Case 1 (round wear)



(b) Case 2 (flat wear)

Fig. 5 Wear topology

2.6 체적 마모율

체적 마모율은 수직 일률과 관계가 있으며 실험적인 마모 계수를 통해 Archard 식으로부터 아래와 같이 표현된다.

$$\dot{V} = KW_N \tag{13}$$

여기서 K 는 실험적인 프레팅 마모 계수를 나타내며, 수직 일률을 제외한 모든 비선형의 항은 이 계수에 포함되어 있다. 이 연구에서는 물과 습증기 조건에서 증기발생기 튜브에 대한 보수적인 값인 $14 \times 10^{-15} \text{ (N/m}^2\text{)}$ 을 사용했다.

2.7 마모체적과 마모깊이 평가

계산된 체적 마모율을 시간에 따라 적분하여 마모 깊이를 계산할 수 있으며 Fig. 5와 같이 2가지 마모 형상에 따른 마모 체적과 마모 깊이의 계산을 수행했다. Case 1과 같이 동심원 패턴의 마모 모델에 대한 마모 체적과 마모 깊이에 대한 관계식은 아래와 같다⁽¹¹⁾.

$$V = \pi dwh \tag{14}$$

여기서 d , w 는 각각 튜브의 외경과 튜브 지지대의 두께를 나타내며, h 는 마모 깊이를 나타낸다. 마모 체적과 마모깊이의 관계를 통해서 튜브의 두께까지 마모가 되는 시간을 알 수가 있다. 또한 Case 2와 같은 평면 마모에 대한 마모 체적과 마모 깊이의 관계식은 다음과 같다.

$$h = \frac{d(1-\cos\theta)}{2}, \text{ 여기서 } \theta = \left(\frac{6V}{d^2w}\right)^{1/3} \tag{15}$$

원자력발전소 증기발생기의 경우 보통 튜브 두께의 40%까지 마모가 진행되면 안전을 위해 관막음을 실시한다.

3. 결과 및 토의

프레팅 마모 해석 과정은 Fig. 6과 같으며, 2-스팬 튜브에 대해서 튜브 길이, 끝단 지지 조건, 2차측 유체 밀도, 수직 속도의 변화에 따른 마모 특성을 평가하기로 한다.

튜브 길이, 끝단 지지 조건에 따른 수직 일률의 결과는 Table 3과 같다. 참조 Case(PP)의 튜브 외

경과 튜브 두께는 각각 17.5 mm, 1 mm이며, 튜브의 밀도 8430 kg/m^3 , 탄성계수 $1.98 \times 10^{11} \text{ kg/m}^2$, 마찰계수 0.5이다. 또한 튜브에 작용하는 수직 속도는 1(m/s)이다. 표에서 C는 clamped, P는 pinned 지지 조건을 의미 한다.

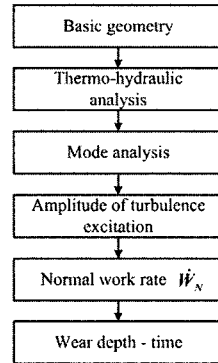


Fig. 8 Flow chart for the prediction of wear

Table 3 The prediction of work-rate for 2-span tube with the change of L and ζ

Supports	f_1 (Hz)	Y_{rms} (mm)	m (kg/m)	L (m)	ζ	\dot{W}_N (W)
PP(ref.)	36.56	1.18e-2	0.6527	1	0.015	1.66e-5
PP	146.24	4.26e-5	0.6527	0.5	0.015	6.90e-8
PP	9.24	6.68e-2	0.6527	2	0.015	3.38e-5
PP	36.56	1.68e-2	0.6527	1	0.0075	1.66e-5
PP	36.56	8.35e-3	0.6527	1	0.03	1.66e-5
CP	57.11	3.45e-3	0.6527	1	0.015	5.37e-6
CC	82.88	8.08e-4	0.6527	1	0.015	9.02e-7

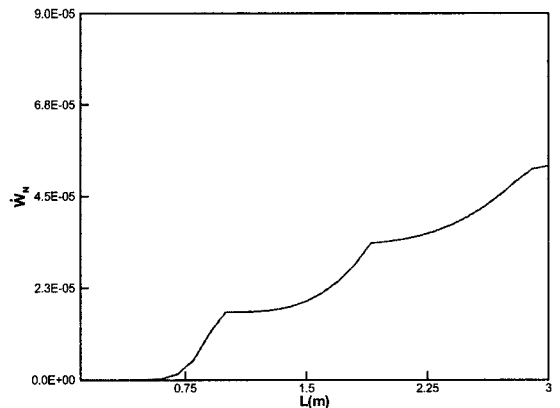


Fig. 7 The effect of tube length on work-rate

Table 3과 Fig. 7에서는 튜브 길이가 증가하면 일정 구간에 따라 지수 함수 형태로 꾸준한 수직 일률의 상승이 나타남을 알 수 있다. Fig. 8은 튜브의 길

이가 1m일 경우 모드형상에 따른 수직 일률의 변화로서 1차 모드에 지배적임을 알 수 있다.

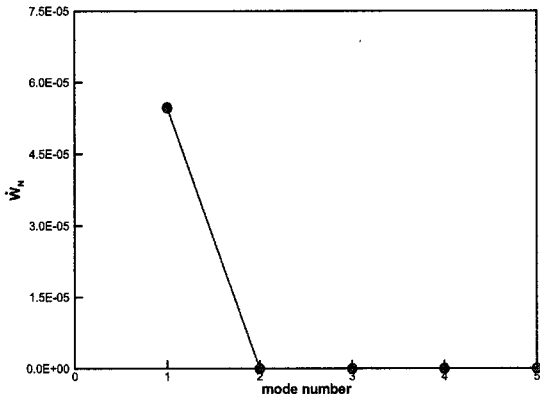


Fig. 8 Work-rate vs. vibrational mode number

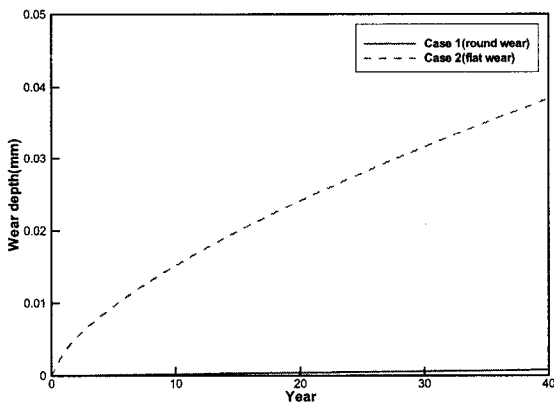


Fig. 9 Tube wall thickness loss vs. operation time for different wear topologies

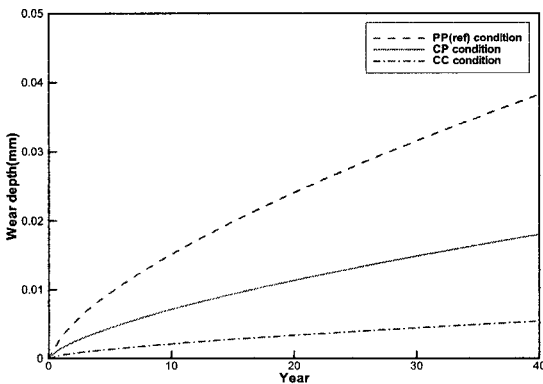
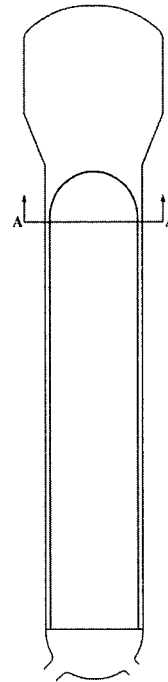
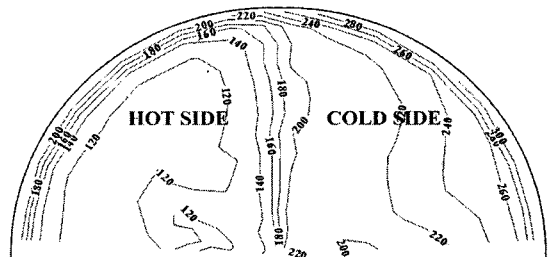


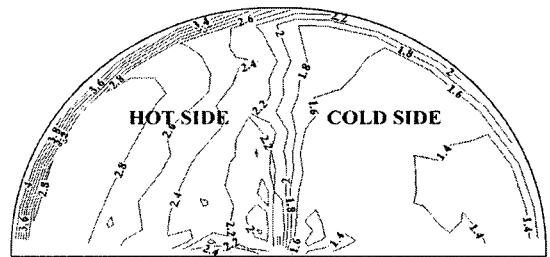
Fig. 10 Tube wall thickness loss vs. operation time for different support conditions



(a) A-A (7.136 m)



(b) Flow density (view A-A)



(c) Flow velocity (view A-A)

Fig. 11 Secondary side flow density (kg/m^3) and flow velocity (m/s)

참조 case(PP)의 마모 형상에 따른 마모 깊이의 결과는 Fig. 9와 같다. 원형 마모는 TSP에서 전열관의 중심축을 기준으로 한 회전운동이 주 원인이라 볼 수 있으며, 원주를 따라 고르게 마모가 되기 때문에 마모 깊이가 평면 마모에 비해 작은 결과를 보

이고 있다. Fig. 10의 그래프를 통해 끝단 지지 조건이 pinned-pinned인 경우의 마모가 나머지 경우에 비해 활발함을 알 수 있다. 따라서 증기발생기 운전이 오랜 기간 진행되면서 지지점에서의 슬러지 축적에 의해 지지 조건이 강건해질수록 마모는 더 지연될 수 있음을 시사한다.

Table 4 The prediction of work-rate for 2-span tube with the change of ρ_s and V_n

	f_1 (Hz)	$Y_{rms,max.}$ (mm)	ρ_w (kg/m ³)	ρ_s (kg/m ³)	V_n (m/s)	\dot{W}_N (W)
PP(ref.)	36.99	1.03e-2	700	200	1	1.28e-5
PP	37.95	5.23e-3	700	100	1	3.37e-6
PP	35.28	2.02e-2	700	400	1	4.66e-5
PP	36.99	2.58e-3	700	200	0.5	8.01e-7
PP	36.99	4.13e-2	700	200	2	2.05e-4

증기발생기의 수직/수평 단면에서 2차측 유체 밀도는 Fig. 11과 같다. 저온관측이 고온관측에 비해 상대적으로 높은 값을 가지는 반면에 수직 속도는 고온관측이 저온관측에 비해 커다란 값을 갖게 됨을 알 수 있다. 2차측 유체 밀도, 수직 속도의 변화에 따른 수직 일률의 결과는 Table 4와 같다. 표에서 ρ_w , ρ_s 는 각각 1차측 유체 밀도와 2차측 유체 밀도를 나타낸다. 2차측 유체 밀도, 수직 속도의 증감에 따라 수직 일률의 변화가 생김을 알 수 있다. Fig. 12 ~ Fig. 13은 각각 수직 속도와 2차측 유체 밀도의 변화에 따른 수직 일률의 변화를 나타내는 그래프로서, 수직 속도에 따른 변화율이 밀도에 의한 변화율보다 상대적으로 크지만, 2개의 유동 조건이 모두 수직 일률에 커다랗게 영향을 끼치고 있음

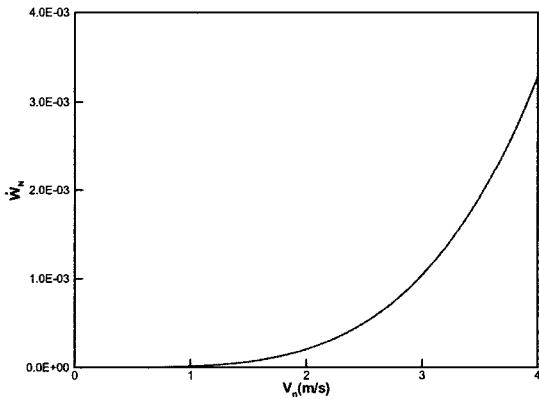


Fig. 14 Normal work-rate vs. V_n

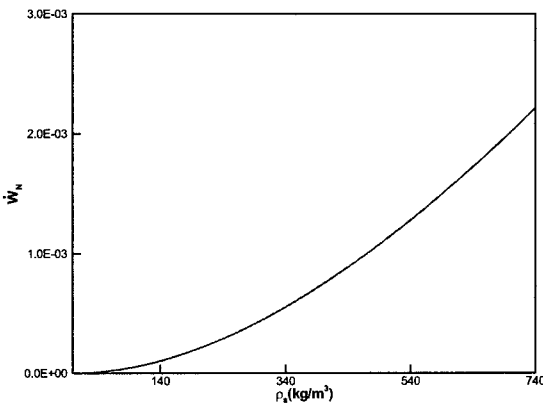


Fig. 15 Normal work-rate vs. ρ_s

Table 5 The prediction of work-rate for 2-span tube at hot and cold side

	f_1 (Hz)	$Y_{rms,max.}$ (mm)	ρ_w (kg/m ³)	ρ_s (kg/m ³)	V_n (m/s)	\dot{W}_N (W)
Cold side	36.81	2.55e-2	700	220	1.5	3.11e-4
Hot side	37.75	3.31e-2	700	120	2.3	5.38e-4

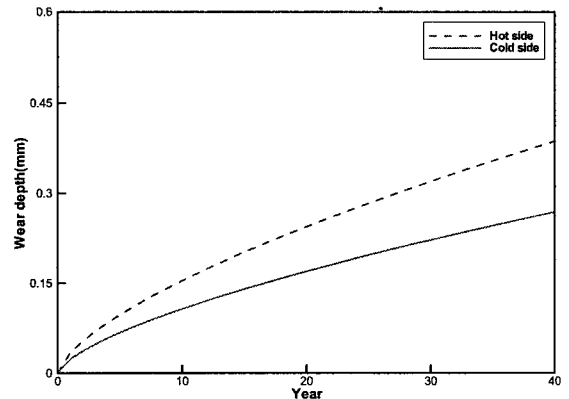


Fig. 16 Tube wall thickness loss vs. operation time for hot and cold side of the specified tube

을 알 수 있다.

즉 튜브의 기하학적 변수뿐만 아니라 증기발생기 내부의 유동 조건에 의해서도 수직 일률의 변화가 발생하며, 유동 조건도 마모 해석에 있어서 중요한 변수로 고려해야 함을 보이고 있다.

Table 5, Fig. 14는 증기발생기의 고온관측과 저온관측에서의 수직 일률과 마모 깊이의 결과이다. 마모 형상은 평면 마모 형상, 튜브 양 끝단의 지지 조건은 pinned-pinned 지지 조건을 적용했다. 고온관측의 수직 일률이 저온관측의 2배정도이며, 고온관측의 마모가 저온관측보다 상대적으로 활발함을 알 수 있다. 앞에서 언급했듯이 고온관측은 밀도는 작지만 유속은 빠른 영역이며, 저온관측은 밀도는 높지만 유속은 낮은 특징이 있다. 마모 입장에서 보면 고온관측과 저온관측이 둘 다 마모 진전에 영향을 크게 주는 인자를 지니고 있어 고온관측 혹은 저온관측 어느 한 구역에서 마모가 지배적으로 발생한다고 볼 수 없음을 보여주는 결과이다.

4. 결 론

이 연구는 증기발생기 프레팅 마모의 마모량과 진행속도를 조사하기 위해서 수행됐다.

튜브의 길이가 길어질수록 큰 수직 일률 값을 가짐을 확인했으며, 튜브 양 끝단의 지지 조건에 의한 마모량은 pinned-pinned 조건의 경우가 가장 큰 값을 가짐을 확인했다. 또한 2차측 유체 밀도와 수직 속도가 큰 값을 가질수록 마모의 진행속도가 커짐을 알 수 있었다. 2차측 유체 밀도가 상대적으로 낮은 고온구역에서는 수직 속도가 마모에 중요한 역할을 할 것이며, 수직 속도가 낮은 저온구역에서는 2차측 유체 밀도가 중요한 역할을 할 수 있다는 것을 보여주었다. 따라서 증기발생기 고온부와 저온부 상부에 어느 특정 부분이 마모가 지배적으로 발생한다고 결론을 내릴 수 없게 된다. 마모 형상에 따른 마모 깊이는 평면 마모가 동심원 마모보다 큰 값을 가짐을 보여줬으며, 평면 마모가 주로 발생하는 증기발생기 상부 곡관부가 원형 마모를 일으키는 직관부보다 마모 깊이가 더 빠르게 진전되는 것을 알 수 있다.

참 고 문 헌

- (1) Connors, H. J., 1981, "Flow-induced Vibration and Wear of Steam Generator Tubes", Nuclear Technology, Vol. 55, pp. 311~331.
- (2) Pettigrew, M. J., Carlucci, L. N., Taylor, C. E. and Fisher, N. J., 1991, "Flow-induced Vibration and related Technologies in Nuclear Components", Nuclear Engineering Design, Vol. 131, pp. 81~100.
- (3) Archard, J. F. and Hirst, W., 1956, "The Wear of Metals Under Unlubricated Conditions", Proc., Royal Society of London, Series A, 236, 397.
- (4) Yetisir, M., Mckerrow, E. and Pettigrew, M. J., 1998, "Fretting Wear Damage of Heat Exchanger Tubes: A Proposed Damage Criterion Based on Tube Vibration Response", J. of Pressure Vessel Technology, Vol. 120, pp. 297~305.
- (5) Ryu, K. W., Kim, H. J. and Park, C. Y., 2005, "FIV Characteristics of U-Tubes Due to Relocation of The Tube Support Plate", Proceedings of Fluid-structure Interaction, ASME-PVP, Vol. 4, pp. 677~682.
- (6) Chen, S. S. and Chung, Ho, 1976, "Design Guide for Calculating Hydrodynamic Mass Part I: Circular Cylindrical Structures", ANL-CT-75-45.
- (7) Pettigrew, M. J., Taylor, C. E. and Kim, B. S., 1989, "Vibration of Tube Bundles in Two-phase Cross-flow: Part 1 Hydro-dynamic Mass and Damping", Tran. of the ASME, Vol. 111, pp. 466~477.
- (8) Blevins, R. D., "Formulas for Natural Frequency and Mode Shape", VNB.
- (9) ASME Code Section III, 1995, "Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Division 1 - Appendics", ASME.
- (10) Au-Yang, M. K., 2001, "Flow-induced Vibration of Power and Process Plant Components", ASME press.
- (11) Ryu, K. W., Kim, H. J. and Park, C. Y., 2005, "Prediction of Wear Depth of SG Tube Based on Types of Wear Scar", Proceedings of the KSNVE Annual Autumn Conference, pp. 475~478.