

# CE형 원전 증기발생기 전열관의 유동유발진동 해석

유기완\*, 박치용\*\*

## Flow-induced Vibration of the CE-type Steam Generator Tube

Ki-Wahn Ryu, Chi-Yong Park

**Key Words** : Flow-induced Vibration (유동유발진동), Steam Generator (증기발생기), U-tube (U자관), Fluid- elastic Instability (유체탄성불안정성), Hydrodynamic Added Mass (수력부가질량), Stability Ratio (안정비)

### Abstract

In this study, an analysis tool to assess the susceptibility of steam generator tubes due to the flow-induced vibration was developed. The fluid-elastic instability analysis of the U-tube bundle for CE-type steam generator was accomplished. The effective mass distribution along the U-tube was obtained to calculate the natural frequency and dynamic mode shape. Finally, stability ratios for selected tubes are obtained.

### 1. 서론

원전에서 발생하는 증기발생기 손상 원인 중에 많은 부분이 유동유발진동으로 밝혀졌다. 증기발생기 튜브의 유동 유발진동 문제가 크게 부각 된 것은 1970년대에 미국 내 경수로형 원전 증기발생기에서 튜브의 손상 문제가 여러 발전소에서 발생되면서부터 이다. 유동유발진동의 원인은 크게 세 가지로 구분되며, 이들은 유체탄성불안정성, 난류의 비정상 압력변동에 의한 가진(turbulence excitation), 그리고 튜브에서 발생하는 와류의 흘림(vortex shedding)에 의한 주기적인 진동으로 분류하고 있다. 증기발생기의 튜브 주위에는 위 세 가지 유동 형태에 의해서 증기발생기의 진동에 의한 파단 또는 마멸에 의한 손상, 등의 현상이 발생할 수 있다. 유체탄성불안정

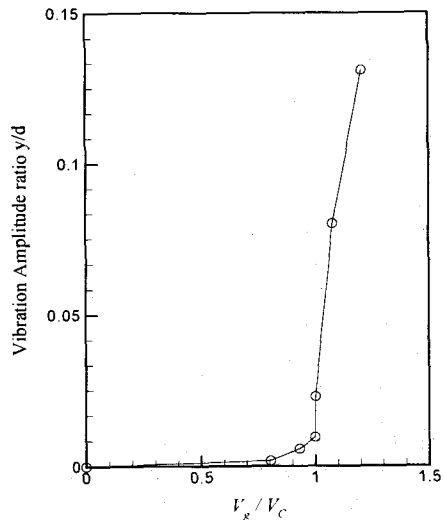


Fig. 1 Vibration amplitude vs. critical velocity

성에 의한 튜브 손상은 Fig. 1에서처럼 임계속도 비가 1 이상이 되었을 때 튜브의 진폭이 갑자기

\* 정회원, 전북대학교 공과대학 기계항공시스템공학부

\*\* 정회원, 한국전력공사 전력연구원 원자력연구실

증가되어 튜브의 손상을 유발하게 된다. 이러한 튜브 손상 형태는 원전 정비 기간 중 ECT(eddy-current test)에 의해서 확인되며, 손상 메커니즘은 증기발생기의 횡유동(cross flow)이 임계속도 이상이 되었을 때 튜브의 진동에 의한 wear와 anti-vibration bar (AVB)에서 튜브의 충격 현상이 증기발생기 튜브의 두께를 감소시키며, 더 나아가서는 튜브 손상에 따른 냉각수의 누수 현상을 일으키는 것으로 나타났다.

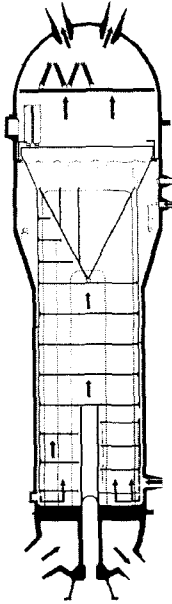


Fig. 2 Configuration of the CE-type SG

Connors는 여러 실험을 통한 반 경험 식으로 유체 탄성불안정성의 기준이 되는 임계 유속 식을 제안하였다 [1]. 이 식에는 튜브 직경, 튜브 금속 재료의 질량, 튜브 주위의 유체 질량, 부가 유체 질량, 감쇠비, 튜브의 고유진동수, 등이 포함된다. Connors의 임계유속 식은 유체탄성 불안정을 해석하는 중요한 기준이 되며, 여러 문헌을 참조할 때 유체 탄성 불안정성 계수가 튜브 배열 및 유체의 입사각도, 유체의 void fraction등에 따라서 크게 영향을 받는 것으로 알려지고 있다.

부가질량은 Fritz [2]에 의해서 유체내에 존재하는 사각 단면 물체에 의한 부가 질량 계산 방법이 제시되었으며, Pettigrew 등 [3]은 유체 탄

성 불안정성의 해석을 위하여 필요한 주요 변수들 (유체 부가 질량, 감쇠비, 틈새 속도의 계산, 등)에 대해서 많은 연구 결과를 얻어내었다. 유체 탄성 불안정성 계수  $K$  값은 튜브의 배열 형상에 따라서 다른 값을 가지며, 여러 사람들의 연구를 종합해 볼 때 대략 3.2에서 9.9 사이의 값을 갖는 것으로 밝혀졌다. 이러한 연구 결과를 토대로 Jo 등 [4]은 Westinghouse형 증기발생기 U-튜브에 대한 유체 탄성 불안정성 해석을 시도하였고, 증기발생기 튜브의 관막음이 안정비에 미치는 영향에 대해서도 논의하였다. 이러한 유체탄성불안정성 평가는 가동중인 증기발생기의 튜브 손상 원인 분석 뿐 만 아니라 냉각재 온도 감소운전 (operation at reduced temperature, ORT) 시의 국부 유속 증가에 따른 안전성 분석, 등에 평가 분석되어야 할 분야이기도 하다.

## 2. 본 론

### 2.1. 열수력 해석

3차원 2상 열수력 해석으로 현재 널리 사용되고 있는 해석 코드는 EPRI에서 개발한 ATHOS3가 있다 [5]. ATHOS3 해석 코드에서 계산되는 1차 변수는 혼합 유속, 압력, 엔탈피, 건도, void fraction, 1차측 냉각수의 온도, 튜브의 온도, 등이다. 따라서 증기발생기 내부의 튜브 외곽에서의 유체의 밀도를 알기 위해서는 별도의 후처리를 요구하게 되며, 이를 이용하여 부가질량분포, 유효질량분포, 틈새 속도, ANSYS 입력자료 등을 구할 수 있도록 한다.

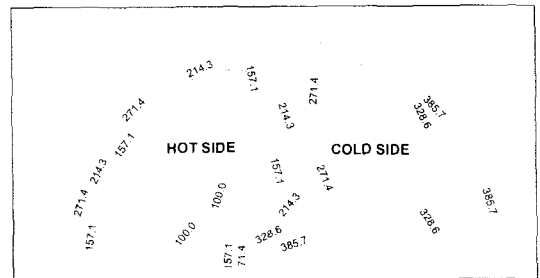


Fig. 3 Density distribution at z=8.169m

Fig. 3은 row 번호 41번의 U-튜브 상단 수평부

위치 근방에서의 밀도 분포를 나타내며, Fig. 4와 Fig. 5는 그 위치에서의 속도 분포 벡터와 속도의 크기를 나타내고 있다. 그림에서 보이는 것과 같이 고온측이 저온측에 비하여 밀도가 낮고 속도는 더 빠른 특성을 보여주고 있음을 알 수 있다. 이 부분에서 횡유동은 row #41에서의 유체탄성불안정성에 커다란 영향을 주게 된다.

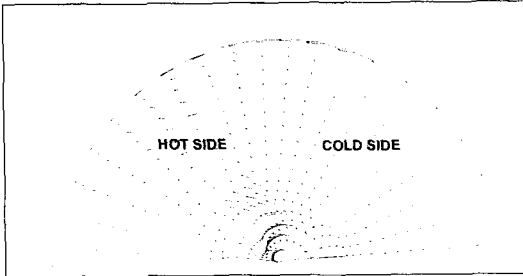


Fig. 4 Velocity vector plot at z=8.169m

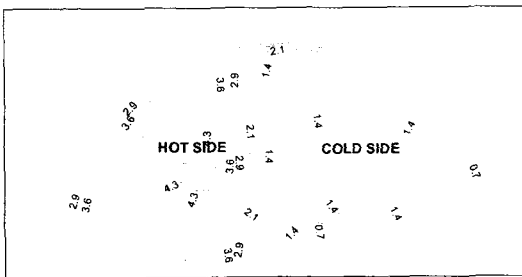


Fig. 5 Magnitude of the velocity at z=8.169m.

Fig. 6은 대칭면에서 증기발생기 내부의 밀도 분포를 나타낸 것이다. 그림의 오른쪽이 hot side이며, 왼쪽이 cold side이다. 고온측의 밀도가 저온측에 비하여 낮게 나타나고 있다.

Fig. 7 (a)는 row#41 위치에서 증기발생기 중앙에서 외곽방향으로 column을 바꾸어 가면서 얻어낸 밀도의 U-튜브 상단에서 평균을 나타내고 있고, Fig. 7 (b)는 그 위치에서 틈새속도의 평균을 나타내고 있다. Column은 #84에서 #162까지 분포한다. 이 그림을 통해 볼 때 row #41에서 column #84, #120, #162의 위치에 밀도와 틈새 속도의 특징이 두드러짐을 알 수 있다. 본 연구에서는 이를 근거로 세 군데의 column 위치에서 안정비를 구하여 보기로 한다.

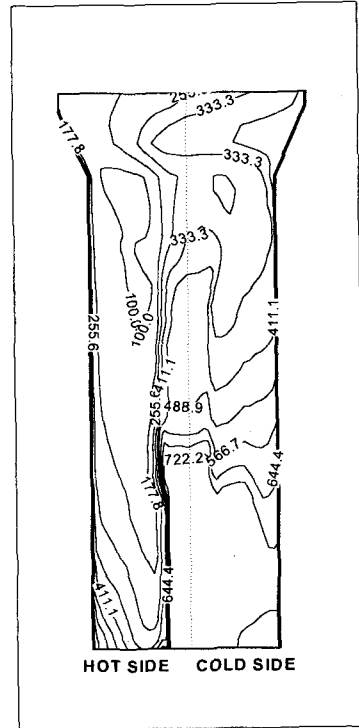


Fig. 6 Density distribution.

## 2.2. 유효질량의 계산

고유진동수 해석을 위해서는 튜브의 유효질량분포 (단위 길이 당 질량 또는 튜브 지지대 경간의 질량)를 구할 필요가 있게 된다. 튜브의 유효 질량분포는 각 위치에서 1차측 밀도, 튜브 금속 밀도, 부가질량을 고려하여 구한다. 부가질량은 2차측 유체밀도와 튜브 관군의 형상에 의해서 결정된다. 유효질량 분포는 다음과 같다.

$$m(x) = m_f(x) + m_{bf}(x) + m_a(x) \quad (1)$$

여기서  $m_f(x)$ 는 튜브 재질의 단위 길이당 질량,  $m_{bf}(x)$ 는 1차 냉각수의 단위 길이당 질량이며,  $m_a(x)$ 는 단위 길이당 부가질량으로서 Pettigrew 등에 의해서 제안한 식(2)를 사용할 수 있다. 여기서 부가질량이란 튜브와 동일하게 움직이는 튜브 주변의 유체 질량을 말하며 이는 진동측면에서 마치 튜브의 질량을 부가하는 효과를 갖는다.

$$m_a(x) = \rho(x) \frac{\pi d^2}{4} \left[ \frac{(D_e/d)^2 + 1}{(D_e/d)^2 - 1} \right] \quad (2)$$

삼각배열인 경우  $D_e/d = (0.96 + 0.5p/d)p/d$  이다. 여기서  $p$ 는 튜브의 피치,  $d$ 는 튜브의 외경,  $D_e$ 는 튜브 주위의 등가 직경이다.

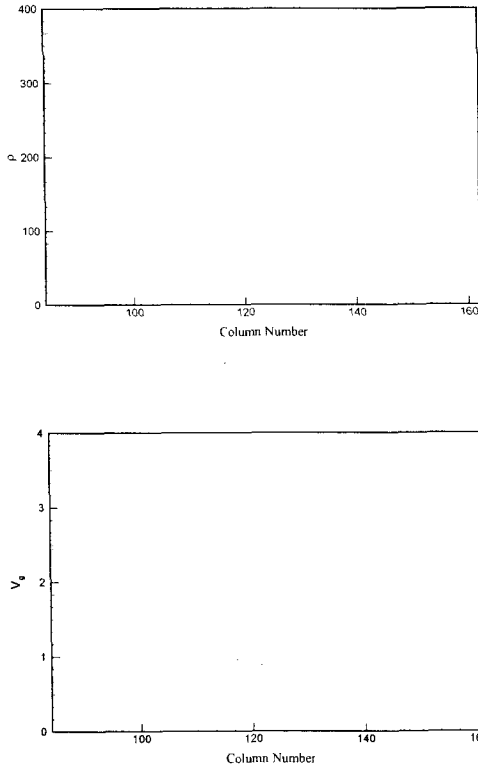


Fig. 7 Mean density and mean gap velocity distribution at horizontal tube region.

ABB-CE에서는 부가질량에 작용하는 상수  $c$ 를 실험적으로 결정하였으며, 이 값은 피치와 튜브 배열 형상에 따라서 다른 값을 갖는다. 실험 결과로서 수직 튜브에 대해서는  $c = 3.1$ , 수평부위에 대해서는  $c = 1.7$ 의 값을 갖는다. 본 연구에서는 이 결과를 부가질량 상수로 선택하였다.

### 2.3. SG Tube 모드해석

U-tube의 형상과 재료의 물성치 (밀도, Young's modulus), 그리고 유효 질량분포를 이

용하여 전열관의 고유진동 해석을 수행 시에 cross flow가 있는 부분에 국부적인 모드 형상이 존재하는 (형상함수 값이 존재하는) 특정 주파수를 선정할 필요가 있다. 본 연구에서는 U튜브 상단의 횡유동에 대한 유체 탄성불안정성 평가를 수행하기로 한다. 모드 해석을 위해서는 ANSYS를 사용하였다. U-tube의 하부는 고정조건이 적용되며, 튜브 지지판은  $r, \theta$ 방향에 대해서 구속하고, anti-vibration bar는  $x$ -방향에 대한 구속을 적용한다. 지지대 사이에는 6개에서 10개(하단부분 및 U 튜브 상단 수평부분)의 노드를 적용하였다. 튜브지지 조건은 모드해석의 경계조건으로 작용하는 중요한 변수이며, 실제 증기발생기는 슬러지가 전열관과 관 지지대 사이에 쌓여 denting을 유발시키며 단순지지 조건이 아닌 고정지지 조건에 가까운 상황을 불러일으킬 수 있는 것으로 알려져 있다 [4].

### 2.4. 유효 틈새 속도의 계산

열 수력해석 코드인 ATHOS3의 해석 결과는 전열관에 대한 frictional resistance를 고려하여 수정하여 틈새속도를 얻어내게 된다. 이 틈새속도는 튜브 외경, 피치, 그리고 튜브의 다공성에 의해서 결정된다. ATHOS3에 의해서 계산된 것이 바로 틈새속도를 의미하는 것은 아니며, 다음처럼 피치속도  $V_p$ 에 다공질계수  $(1 - \beta)$ 를 곱하여 얻어낸다.

$$V_g = \alpha V_p = (1 - \beta) \frac{p}{p - d} V_{ATHOS} \quad (3)$$

다공질 계수는 cell 평균 방법으로부터 얻어낸다. 즉 삼각배열인 경우  $\beta = \pi / (2\sqrt{3})(d/p)^2$ 이고, 사각배열인 경우  $\beta = \pi / 4(d/p)^2$ 이다. 영광 3/4호기에 대해서  $\alpha$ 값은 수직관에 대해서 2.04, 수평관에 대해서 1.7의 값을 갖는다. 속도  $V_g$ 를 유체탄성불안정 평가를 위하여 적용하기 위하여 U-tube에서의 속도 중에 튜브 평면에서 튜브에 수직한 성분으로 정의하며 이를  $V_{gn}$ 으로 놓는다. 이 틈새속도는 튜브의 진동에 의한 형상으로부터

가중시킨 유효틈새속도를 실제 안정성 해석 시 사용하게 된다. 유효틈새속도는 다음과 같다.

$$V_{ge}^2 = \frac{m_o \int_0^L \rho(x) V_{gn}^2(x) \phi^2(x) dx}{\rho_o \int_0^L m(x) \phi^2(x) dx} \quad (4)$$

여기서  $m_o$ ,  $\rho_o$ 는 각각 기준 유효질량과 밀도가 되며,  $L$ 은 튜브 길이,  $\phi(x)$ 는 모드 형상함수이다.

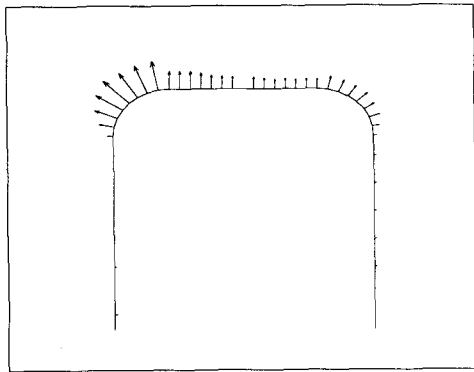


Fig. 8 Gap velocity distribution at U-bend region

### 2.5. SG Tube 임계속도의 계산

Connors는 실험을 통해서 다음과 같은 임계속도를 정의하였으며, 이 임계속도에 대한 유효수직속도로부터 안정비를 정의하여 이 값이 1보다 작을 때 유체탄성적으로 안정함을 나타낸다.

$$V_c = K f_n d \sqrt{\frac{2\pi \zeta m_o}{\rho_o d^2}} \quad (5)$$

여기서  $f_n$ 은 전열관의  $n$ 차 고유진동수,  $K$ 는 유체탄성불안정성 계수로서 ABB-CE의 실험에 의하면 60도 삼각배열인 경우 3.3, 30도 삼각배열인 경우 4.9, 45도 회전된 사각배열인 경우에는 7.1을 얻어내었다. 영광 3,4호 발전소의 U-튜브 상단 튜브 피치 (0.0312m)는 수직부분 (0.0254m)보다 크며, 이에 의해 튜브 배열 형상은 45도 회전된 사각배열 형상을 갖는다고 간주한다.

식 (5)에서  $\zeta$ 는 총 감쇠비이다. 이비에 대한

정량적인 경험식은 아직 알려지지 않고 있다. 본 연구에서는 Haslinger [7]의 실험결과를 이용하여 고유진동수에 따른 감쇠비를 적용하기로 한다. 고유진동수가 30Hz 근방에서는 대략 2%이며, 고유진동수가 증가하면 약 0.5%로 수렴하게 된다.

### 2.6. 유체 탄성불안정성 평가

안정비(stability ratio,  $SR$ )는 전열관의 고유진동에 의한 진동 형상함수를 고려하여 얻어지는 튜브 횡유동 유효틈새속도를 정의한 후 이 값과 임계속도로부터 다음과 같이 주어진다.

$$SR = \frac{V_{ge}}{V_c} \quad (6)$$

이 값이 1을 넘으면 유체탄성불안정 영역에 들어가게 되어 전열관의 갑작스런 파손이 발생하게 된다. 따라서 증기발생기의 설계 시에 이 값이 1을 넘지 않도록 피치, 튜브 형상, 튜브 지지대, AVB등을 설계하여야 한다.

### 3. 검토결과 및 결론

Row #41에서 선택한 3가지 튜브에 대한 유체탄성 불안정 평가 결과는 다음 Table 1과 같다.

Table 1. Predicted stability ratio at #41 row.

Tube	$f_n$ Hz	$V_{ge}$ m/sec	$V_c$ m/sec	$SR$ K=7.1	$SR$ K=5.8	$SR$ K=3.5
R41C84	33.7	2.31	4.20	0.55	0.67	1.12
R41C120	35.0	2.35	5.71	0.41	0.50	0.83
R41C162	34.6	2.93	5.06	0.58	0.71	1.18

R41C84에 대한 ANSYS를 이용한 모드 해석 결과 첫 번째 고유진동수 33.7Hz에 대한 모드 형상을 보면 Fig. 9와 같게 나타난다. 이 모드 형상은 in-plane 모드형태이며, U튜브 상단에서 국부적인 모드를 갖는다. 모든 U-튜브가 제1차 모드가

U-튜브 상단에서 국부 모드를 갖는 것은 아니며, 모든 고유진동수에서의 모드가 in-plane 모드를 갖는 것도 아니다. R41C84의 경우에 5번째 모드는 out-of-plane 모드인 것으로 확인되었고 그때 고유진동수는 47.6 Hz이다. Out-of-plane 모드는 U-튜브 상단에서 국부 모드를 갖는 특징이 있다.

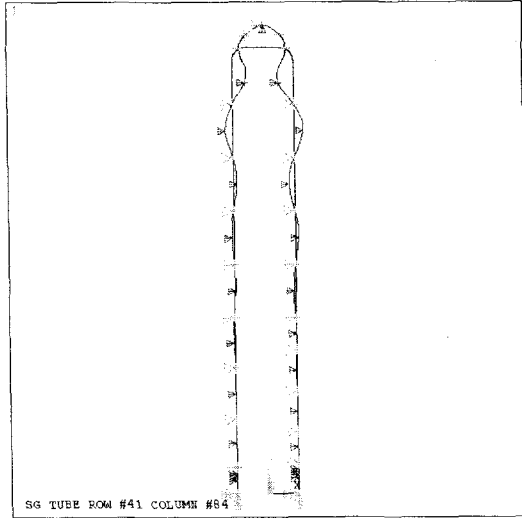


Fig. 9 Fundamental mode shape of U-tube.

Table 1에서 사용한  $K$  값은 ABB-CE의 실험 결과인  $K=7.1$ 외에 Blevins의 회전 사각 튜브 배열의 실험 결과들에 대한 평균치인  $K=5.8$ 과 그 실험치의 90% 신뢰도에 대한 값  $K=3.5$ 를 적용하였다 [7]. 안정비 계산 결과는 ABB-CE에서 실험한  $K$ 값만 가지고 안정비를 계산하였을 때에 그들의 설계 기준인 0.75를 넘지 않는 것으로 나타났으나, Blevins의 실험 결과중 90% 신뢰도를 갖는  $K$  값을 사용하였을 때에는 R41C84와 R41C162의 안정비가 1을 넘는 것으로 나타났다. 이는 증기발생기의 중앙부분과 외곽부분에서 밀도 또는 틱새속도의 상대적인 증가에 의하여 안정비가 크게 나오고 있음을 알 수 있는 것이다. 튜브 배열에 대한 유체탄성불안정성 실험은 수평 튜브에 대해서 수행 한 것이며, 이로부터  $K$  값을 얻어내는데 이러한 단순형상에 대해서도  $K$ 값들은 약 30% 정도의 표준편차를 갖는 것으로 확인

된다 [7]. 이  $K$ 값을 U-자관에 적용할 때에는 제작 및 조립공차에 의하여 배열형상이 설계 개념과 차이가 존재할 불확실성을 안고 있음을 인지할 필요가 있다. 따라서 증기발생기의 안정비를 구하기 위해서는 튜브 배열 현상에 대해서 충분한 실험이 이루어진 자료를 근거로 통계적 분포를 감안하여 그 하한치를 가지고 안정비를 계산할 필요가 있으며, 이 개념은 증기발생기 설계시에도 반영되어야 할 사항으로 본다.

## 참고문헌

- (1) 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.
- (2) Fritz, R.J. 1972, "The Effects of Liquids on the Dynamic Motion of Immersed Solids," *ASME J. Engineering of Industry*, pp. 167~173.
- (3) 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," *Tran. of the ASME*, Vol. 111, pp. 466~477.
- (4) 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.
- (5) Keeton, L.W. and Singhal, A.K. 1986, "ATHOS3: A Computer Program for Thermal-Hydraulic Analysis of Steam Generators," EPRI Report NP-4604-CCM.
- (6) Haslinger, K.H. 1975, "System 80 Steam Generator Tube Basic Vibration Tests," TR-ESE-073, TR-ESE-092, CE Nuclear Laboratory.
- (7) Blevins, R.D. 1984, "Discussion of Guidelines for the Instability Flow Velocity of Tube Arrays in Cross Flow," *JSV* Vol. 97, pp. 641~644.