
 論 文

大韓造船學會誌
 第26卷 第2號 1986年 6月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 26, No. 2, June 1989

전단류중의 Marine Riser의 와류유기 진동 예측모델에 관한 연구

남 용 윤*, 정 태 영*

A Response Prediction Model for the Vortex-Induced Vibration of Marine Risers in Sheared Flow

by

Yong-Yun Nam* and Tae-Young Chung*

요 약

본 논문에서는 전단류를 받는 marine riser의 와류유기진동 예측모델을 제시하였다. 여기서는 marine riser를 인장력이 길이에 따라 변하는 보로 모델링하고, 섭동법으로 구해진 Green's function과 random vibration 이론에 의하여 예측모델을 구성하였다.

여기서 제시된 예측모델을 실제의 riser에 대하여 적용해 본 결과, riser는 전단류 내에서 유·무한 경계의 거동특징을 동시에 갖는 중간적인 거동을 하며, riser의 길이에 따라 진동응답크기의 분포가 흐름의 유속분포와 비슷한 형태를 갖고 있는 것으로 나타났다. 또한, marine riser를 길이에 따라 변하는 인장력을 받는 보로 모델링한 경우와, 그것을 평균한 균일한 인장력을 받는 보로 모델링한 경우에 대하여 해석한 진동응답을 비교한 결과, 균일인장력을 받는 보로 모델링한 경우가 riser의 수면근처에서 실제보다 큰 예측치를 주고 있는 것으로 나타났다.

Abstract

A response prediction model is introduced for the non-lockin vibration of a marine riser in sheared flow, where the riser is modelled as linearly varying tensioned-beam. This prediction model is based on the Green's function approach and random vibration theory. This model, of course, can treat general beams having slowly varying spatial system parameters.

According to the predicted result of a marine riser by the prediction model proposed in this paper, the dynamic behavior of a marine riser has the mixed characteristics of finite and infinite boundary behavior. Furthermore the velocity response distribution along the riser length is much similar with the sheared flow profile. The predicted response result of a marine riser having linearly varying tension was also compared to that of constant mean tensioned-beam model. It was found that the constant mean tensioned-beam case gives over-estimated responses at the top side of the riser.

1. 서 언

유체의 흐름중에 있는 원통형 부재에서는 유체박리 현상에 의하여 와동이 발생하여 떨어져 나가는 현상(vortex shedding)이 발생한다. 이때 원통형 부재는 vortex shedding 과정에서 유기되는 변동양력을 받아 진동을 한다. 이 현상을 와류유기 진동이라고 하는데, 해류나 조류를 받는 긴 원통형 부재로 만들어진 해양 구조물에서 흔히 볼 수 있는 현상이다. 이러한 와류유기 진동은 해양구조물의 피로파괴에 직접적인 원인이 되므로 설계시 이에 대한 충분한 파악과 고려가 필요하다.

지금까지 와류유기진동에 대한 연구는 그 메카니즘이 복잡하여 이론보다는 주로 실험에 의존하여 왔는데 대부분 탄성지지된 강체 원통형 부재가 균일류중에 있을 때의 lockin 현상에 대한 연구에 치우쳐 있는 감이 있다. 전단류층에서의 이러한 실험과 연구는 최근의 일로서 이제 시작단계에 있고 연구성과도 많지 않은 실정으로서 균일류에 비하여 그 현상이 아직 잘 파악되지 않고 있다. 그러나, 일반적으로 실제 해양에서의 흐름은 전단류이므로 전단류에서의 와류유기진동해석이 현실적으로 필요하다. 실제로 전단류층에서 marine riser와 같은 긴 원통형 구조물의 와류유기진동을 해석하기 위하여 균일류중에서의 실험결과를 확대 이용하려는 시도가 있었으나 실험적으로 뒷받침되지 못하였다[1].

한편, 최근에 이르러 흐름 중의 긴 케이블에 대한 현장실험에서 lockin 현상이나 정지파에 의한 진동이 일어나지 않음이 밝혀졌는데[2, 3], 이들 실험에서 lockin 현상이 관측되지 않는 이유는 세장비가 매우 큰 긴 케이블 모델을 사용했기 때문에 고유진동수가 매우 근접되어 있어 많은 수의 모드가 동시에 기진되었기 때문이며 부분적으로는 난류에 그 원인이 있다. 그리고, 정지파에 의한 진동이 일어나지 않은 것은 동유체 감쇠력에 의하여 전달파동이 케이블의 길이에 따라 전파하면서 경계에 도달하기 전에 완전히 감쇠됨으로써 정지파를 일으킬 반사파가 없어졌기 때문이다[3]. Iwan[4]은 이것을 힌트로 하여 전달파동 이론에 의한 긴 케이블의 와류유기진동 해석방법을 제시하였다. 또한, Chung[5]은 실험실에서 보통 사용하는 모델보다는 세장비가 아주 크지만 Kim[3]이 사용한 모델보다는 세장비가 훨씬 작은 케이블에 대하여 전단류 중에서 실험을 수행하였는데, 그는 이 실험 결과를 근거로 전단류 중에서의 케이블의 non-lockin 와류유기진동

해석방법을 제안하였다.

본 논문에서는 Chung[5]이 제안한 해석방법을 토대로 하여 전단류층의 marine riser의 와류유기진동 예측모델을 제시하고자 한다. 여기서는 marine riser를 인장력이 길이에 따라 변하는 보로 모델링 하였고, 섭동법으로 구해진 Green's function과 random vibration 이론에 의하여 예측모델을 구성하였다. 아울러 본 예측모델을 사용하여 길이에 따라 변하는 인장력이 진동 응답에 미치는 영향을 조사하였다.

2. 예측 모델

일반적으로 실제의 해양에 존재하는 흐름은 난류성이 있는 전단류이므로, 이러한 흐름속에 있는 marine riser는 시간 및 길이방향에 따라 다른 주기와 위상을 갖는 vortex shedding의 불규칙한 성질에 의하여 불규칙한 기진력을 받게 된다. 따라서 marine riser의 와류유기진동은 random vibration 문제로 취급되어야 한다.

Random vibration의 이론으로부터 보의 길이상의 한 점 x 에서의 진동변위 스펙트럼은 해석적으로 다음 식과 같이 주어진다.

$$S_{DD}(x, \omega) = \int_0^l \int_0^l G(x/\xi, \omega) \cdot G^*(x/\xi', \omega) \cdot S_{FF}(\xi, \xi', \omega) d\xi d\xi' \quad (1)$$

여기서,

$G(x/\xi, \omega)$: Green's function

$G^*(x/\xi, \omega)$: $G(x/\xi, \omega)$ 의 공액 Green's function

$S_{FF}(\xi, \xi', \omega)$: 양력스펙트럼

l : riser의 길이

속도와 가속도 스펙트럼은 식 (1)로부터 각각 다음과 같이 구해진다.

$$S_{VV}(x, \omega) = \omega^2 S_{DD}(x, \omega) \quad (2)$$

$$S_{AA}(x, \omega) = \omega^4 S_{DD}(x, \omega) \quad (3)$$

식 (1)의 본 해석모델은 선형 1차원 해석모델로서 Green's function과 양력스펙트럼을 구하던 해석모델이 구체적으로 완성된다.

길이에 따라 변하는 장력을 받는 보의 Green's function

Marine riser는 동유체감쇠가 상당히 큰 진동계로 이러한 진동계의 해석에는 Green's function에 의한 접근방법이 적합하다[5].

Marine riser는 인장력을 가하여 수직방향으로 설치되는 보구조물로서 길이가 매우 길기 때문에 자중에

의하여 riser에 걸리는 인장력이 길이에 따라 변하고 있으며, riser의 양단에 걸리는 인장력의 차이가 크게 나타난다. 또한, riser가 전단류를 받는 경우 동유체감쇠력이 길이에 따라 변한다. 이와 같이 riser의 길이에 따라 변하는 인장력과 동유체감쇠력은 riser의 진동 응답에 상당한 영향을 미칠 수 있다. 따라서, marine riser는 길이에 따라 변하는 계수를 갖는 보로 모델링할 필요가 있는데, 이러한 보의 지배방정식은 다음 식과 같다.

$$\frac{\partial^2}{\partial s^2} \left[P(s) \frac{\partial Y^2}{\partial s^2} \right] - \frac{\partial}{\partial s} \left[Q(s) \frac{\partial Y}{\partial \tau} \right] + R(s) \frac{\partial Y}{\partial \tau} + M(s) \frac{\partial^2 Y}{\partial \tau^2} = F(s, \tau) \quad (4)$$

여기서,

$$s = \frac{x}{l}, \quad Y = \frac{y}{D}, \quad \tau = \omega_0 t, \quad \omega_0 = \sqrt{\frac{EI_0}{m_0 l^4}}$$

$$P(s) = \frac{I(x)}{I_0}, \quad Q(s) = \frac{T(x)l^4}{EI_0},$$

$$R(s) = C(x) \sqrt{\frac{l^4}{EI_0 m_0}}$$

$$M(s) = \frac{m(x)}{m_0}, \quad F(s, \tau) = \frac{f_L(x, t)l^4}{EI_0 D}$$

D : riser의 직경

E : riser 재질의 탄성계수

$I(x)$: riser 단면의 관성모멘트

$T(x)$: 인장력

$m(x)$: 유효질량(riser의 질량+부가질량)

$C(x)$: 유효감쇠계수(구조감쇠계수+동유체감쇠계수)

$f_L(x, t)$: 기진력(변동양력)

단, 위에서 첨자 "0"는 기준 단면에서의 값을 의미한다.

그러나, 식 (4)의 미분방정식에 대한 Green's function을 엄밀한 의미의 해석적인 방법으로는 구하기 어렵기 때문에, 여기서는 계수가 완만하게 변한다는 가정하에 섭동법에 의하여 Green's function을 구한다 [6]. 먼저 WKB 방법으로 식(4)의 자유진동에 대한 해를 구하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \phi = & K_2 \left[C_1 \sin \left(\int_0^s J_2 d\psi \right) + C_2 \cos \left(\int_0^s J_2 d\psi \right) \right] \\ & + K_1 \left[C_3 \sinh \left(\int_0^s J_1 d\psi \right) + C_4 \cosh \left(\int_0^s J_1 d\psi \right) \right] \end{aligned} \quad (5)$$

여기서,

$$\begin{aligned} K_1(s) = & \frac{1}{\sqrt{P}} \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{Q}{P} \right)^3 + 2 \frac{QU}{P^2} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{Q}{P} \right)^2 \right. \right. \\ & \left. \left. + 4 \frac{U}{P} \right]^{3/2} \right\}^{-1/4} \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} K_2(s) = & \frac{1}{\sqrt{P}} \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{Q}{P} \right)^3 - 2 \frac{QU}{P^2} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{Q}{P} \right)^2 \right. \right. \\ & \left. \left. + 4 \frac{U}{P} \right]^{3/2} \right\}^{-1/4} \end{aligned} \quad (7)$$

$$J_1(s) = \sqrt{\frac{1}{2} \frac{Q}{P} + \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{Q}{P} \right)^2 + 4 \frac{U}{P}}} \quad (8)$$

$$J_2(s) = \sqrt{-\frac{1}{2} \frac{Q}{P} + \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{Q}{P} \right)^2 + 4 \frac{U}{P}}} \quad (9)$$

단, $U(s) = -\Lambda R(s) i + \Lambda^2 M(s)$, $\Lambda = \frac{\omega}{\omega_0}$

식 (5)에서 $C_1 - C_4$ 는 경계조건에서 결정되어지는 상수이다. Marine riser는 양단 단순지지된 것으로 간주할 수 있기 때문에 다음 네개의 경계조건을 부과할 수 있다.

$$\phi(0) = \phi(1) = \phi''(0) = \phi''(1) = 0 \quad (10)$$

고유진동수와 고유진동모드는 지금까지 취급한 수식에서 감쇠를 무시하고 식 (10)의 경계조건을 적용하여 구할 수 있으며 각각 아래와 같다.

$$\int_0^1 \sqrt{-\frac{1}{2} \frac{Q}{P} + \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{Q}{P} \right)^2 + 4 \frac{MU^2}{P}}} d\psi = n\pi \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \phi_n(s) = & K_2 \sin \left[\int_0^s \sqrt{-\frac{1}{2} \frac{Q}{P}} \right. \\ & \left. + \frac{1}{2} \sqrt{\left(\frac{Q}{P} \right)^2 + 4 \frac{MU^2}{P}} d\psi \right] \end{aligned} \quad (12)$$

Green's function은 $s = \eta$ 에 $\delta(s - \eta)e^{i\Lambda\tau}$ 의 기진력이 작용한다고 하고 보를 기진점을 경계로 두개의 영역으로 나누면, 식 (5)를 이용하여 구할 수 있다. 따라서, 앞에서 구한 식 (5)의 자유진동에 대한 일반해와 식 (10)의 경계조건 그리고, 기진점에서의 경계조건

$$\begin{aligned} \phi_1(\eta) = & \phi_2(\eta), \quad \phi_1'(\eta) = \phi_2'(\eta), \quad \phi_1''(\eta) = \phi_2''(\eta) \\ \phi_2'''(\eta) - & \phi_1'''(\eta) = \frac{1}{P(\eta)} \end{aligned} \quad (13)$$

으로부터 Green's function은 다음 식으로 구해진다. (자세한 유도 과정은 [6] 참조)

$$\begin{aligned} g(s/\eta, \Lambda) = & \frac{K_2(s)K_2(\eta)}{B_2} \sin \left(\int_0^s J_2 d\psi \right) \sin \left(\int_\eta^1 J_2 d\psi \right) \\ & - \frac{K_1(s)K_1(\eta)}{B_1} \sinh \left(\int_0^s J_1 d\psi \right) \\ & \sinh \left(\int_\eta^1 J_1 d\psi \right), \quad 0 \leq s \leq \eta \\ = & \frac{K_2(s)K_2(\eta)}{B_2} \sin \left(\int_0^\eta J_2 d\psi \right) \sin \left(\int_s^1 J_2 d\psi \right) \\ & - \frac{K_1(s)K_1(\eta)}{B_1} \sinh \left(\int_0^s J_1 d\psi \right) \\ & \sinh \left(\int_s^1 J_1 d\psi \right), \quad \eta \leq s \leq 1 \end{aligned} \quad (14)$$

여기서,

$$B_1 = \sinh\left(\int_0^1 J_1 d\psi\right)$$

$$B_2 = \sin\left(\int_0^1 J_2 d\psi\right)$$

식 (14)로 표현된 Green's function은 normalizing된 것이고 이를 실제의 Green's function으로 바꾸면 다음 식과 같다.

$$G(x/\xi, \omega) = \frac{l^3}{EI_0} g(s/\eta, \Lambda) \quad (15)$$

동유체감쇠계수 및 양력스펙트럼 모델

와류유기진동에서 동유체력은 유체와 구조물의 상호 작용에 의한 복잡한 메카니즘을 통하여 비선형적으로 발생하기 때문에 이론해석이 어렵고 아직 완전히 파악되지 않고 있다. 따라서, 주로 실험에 의존하여 오고 있는데 대부분 균일류에 대한 실험이고, 전단류에 대한 실험들은 최근에 와서 시도되고 있기 때문에 아직 구체적으로 발표된 자료가 없어 전단류일 경우에 있어서는 동유체력계수들을 구하기가 곤란하다. 본 논문에서는 Chung[5]이 사용한 모델을 토대로 하여 사용하였으나 전단류에 대한 동유체력계수들은 많은 실험을 통하여 구체적으로 밝혀져야 한다.

동유체력에는 Morison 식으로 표시되는 유체력과 vortex shedding으로 발생하는 변동양력이 있다. Morison 식에 의한 유체력은 속도와 가속도에 관련한 유체력으로 구분되며 가속도에 관련한 유체력은 부가질량 효과로서 나타나는데 부가질량은 다음 식과 같다.

$$m_a(x) = \frac{1}{4} \rho_w C_a \pi D^2 \quad (16)$$

여기서,

ρ_w : 유체의 밀도

C_a : 부가질량계수

또한, 속도와 관련한 유체력은 유체항력으로

$$f_D(x, t) = \frac{1}{2} \rho_w C_d D |V| V \quad (17)$$

로 표시된다.

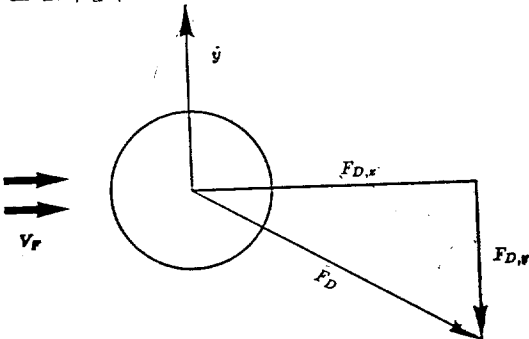


Fig. 1 Drag force vector

여기서,

$f_D(x, t)$: 유체항력

C_d : 항력계수

V : 유체의 실린더에 대한 상대속도 ($V = V_F - \dot{y}$)

V_F : 유속

\dot{y} : 실린더의 진동속도

Fig. 1에서 보는 바와 같이 실린더 진동 방향의 유체항력성분을 구하면 다음과 같다.

$$f_{D,y} = -\frac{1}{2} \rho_w C_d D \sqrt{V_F^2 + \dot{y}^2} \cdot \dot{y} \quad (18)$$

따라서 동유체감쇠계수는 다음과 같이 표시된다.

$$C_D(x) = \frac{1}{2} \rho_w C_d D \sqrt{V_F^2 + \dot{y}^2} \quad (19)$$

그런데, 위의 식 (19)에서 \dot{y} 는 riser 길이상의 한 점 x 에서의 극부진동속도를 의미하므로 처음부터 명백하게 정의될 수 없고 반복계산이 필요하다. 실제 계산에서는 그 위치에서의 진동속도의 rms 값을 사용하였다.

양력은 riser를 진동시키는 기진력으로 riser의 길이에 걸쳐 분포된 것으로서 riser의 한 지점 x 에서의 양력은 다음과 같이 모델링된다[7].

$$f_L(x, t) = \frac{1}{2} \rho_w D V_F^2(x) C_L(x, t) \quad (20)$$

여기서,

$C_L(x, t)$: 양력계수

양력계수 C_L 은 random quantity로서, 극부유속에 의하여 결정되는 vortex shedding 주파수를 중심주파수로 하고 주파수영역 및 길이 방향의 분포가 각각 Gaussian 분포를 갖는다고 가정하면 양력계수 스펙트럼 모델은 다음과 같이 표현된다[5].

$$S_{LL}(\xi, \xi', \omega) = \frac{C_{L,rms}^2}{\sqrt{2bb'}\pi} \left[e^{-(\omega-\omega_s)^2/4b^2} + C_{L,2} e^{-(\omega-2\omega_s)^2/4(2b)^2} + C_{L,3} e^{-(\omega-3\omega_s)^2/4(3b)^2} + C_{L,4} e^{-(\omega-4\omega_s)^2/4(4b)^2} + \dots \right] \cdot [e^{-(\omega-\omega_s')^2/4(b')^2} + C_{L,2} e^{-(\omega-2\omega_s')^2/4(2b')^2} + C_{L,3} e^{-(\omega-3\omega_s')^2/4(3b')^2} + C_{L,4} e^{-(\omega-4\omega_s')^2/4(4b')^2} + \dots] \cdot e^{-(\xi-\xi')^2/2l_s^2} \quad (21)$$

여기서,

$C_{L,rms}$: 양력계수의 rms 값

ω_s : $x=\xi$ 에서의 극부 vortex shedding 중심주파수

ω_s' : $x=\xi'$ 에서의 극부 vortex shedding 중심주파수

b, b' : $x=\xi, x=\xi'$ 에서의 변환된 표준편차

$C_{L,2}, C_{L,3}, \dots$: 양력계수의 고차 조화성분

l_c : spatial correlation 길이 (참고문헌 [5] 참조)
 중심주파수 ω_s 와 변환된 표준편차 b 는 다음 식과 같이 계산된다.

$$\omega_s = 2\pi S_i \cdot \frac{V_F(x)}{D} \quad (22)$$

$$b = 2\pi S_i \frac{\Delta V_{rms}(x)}{D} \quad (23)$$

여기서,

S_i : Strouhal number

$\Delta V_{rms}(x)$: 국부유속의 표준편차

양력스펙트럼 모델은 양력계수 스펙트럼 모델을 이용하여 다음 식으로 주어진다.

$$S_{FF}(\xi, \xi', \omega) = \left[\frac{1}{2} \rho_w D V_F(\xi)^2 \right] \cdot \left[\frac{1}{2} \rho_w D V_F(\xi')^2 \right] S_{LL}(\xi, \xi', \omega) \quad (24)$$

3. 수치계산에 및 고찰

앞장에서 제시된 예측모델을 전산화하여 수치계산에로서 케이블과 production riser에 대하여 와류유기진동을 예측하였다. 계산에 사용된 케이블과 riser의 상세사양은 Table 1에 주어져 있으며 또한, 사용된 흐름의 유속분포는 Fig. 2에 나타나 있다.

본 연구에서 계산예로 든 케이블은 Chung[5]이 Fig. 2의 유속분포 FP. 1에 대하여 진동응답의 계측 및 해석을 기 수행한 것으로서, 여기에서 제시된 예측모델에 의한 해석결과를 Chung[5]의 실험결과와 비교하고 이로부터 본 예측모델에 필요한 동유체력계수들을 산정하는데 사용되었다. 본 연구에서 사용된 동유체력계수들은 Table 2에 주어져 있는데, 이 계수들을 사용하여 본 예측모델로 예측한 결과와 Chung[5]의 실험결과를 비교한 것이 Fig. 3으로 상당히 좋은 일치를 보이고 있으며, Fig. 4는 Fig. 3의 진동응답을 진동가속

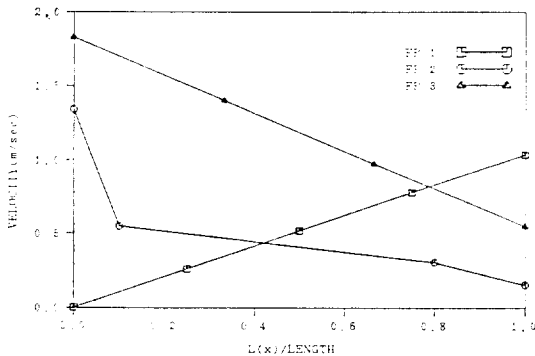


Fig. 2 Flow profiles

Table 1 Specifications of the cable and the riser
 a) Cable(from Chung[5])

Length(ft)	57.25
Outer diameter(inch)	1.125
Mass(slug/ft)	0.0179
Tension(lb)	145.0

b) Riser(from Whitney [1])

Length(ft)	1,500.0
Outer diameter(inch)	9.625
Pipe wall(inch)	0.625
Mud weight(lb/ft)	8.6
Wet weight(lb/ft)	60.0
Tension at top(kips)	200.0

Table 2 Hydrodynamic coefficients

Added mass coeff. C_a	1.000
Drag force coeff. C_d	1.30
RMS lift coeff. $C_{L,rms}$	1.270
Higher harmonic of lift $C_{L,2}$	0.040
Higher harmonic of lift $C_{L,3}$	0.060
Higher harmonic of lift $C_{L,4}$	0.001
Higher harmonic of lift $C_{L,5}$	0.010
Strouhal No. S_i	0.170

Table 3 Natural frequency of the cable (Hz)

	The case of pure cable	The case of reduced bending stiff.
1 st	0.59	0.59
2 nd	1.18	1.19
3 rd	1.77	1.79
4 th	2.36	2.39
5 th	2.95	3.00
6 th	3.54	3.62
7 th	4.13	4.24
8 th	4.72	4.88
9 th	5.32	5.53
10 th	5.91	6.20

Table 4 Natural frequency of the riser (Hz)

1 st	0.07	6 th	0.43
2 nd	0.14	7 th	0.50
3 rd	0.21	8 th	0.58
4 th	0.28	9 th	0.65
5 th	0.35	10 th	0.73

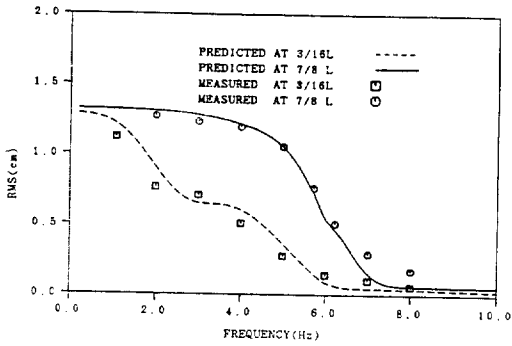


Fig. 3 Integrated displacement spectrum of the cable in the flow profile FP. 1

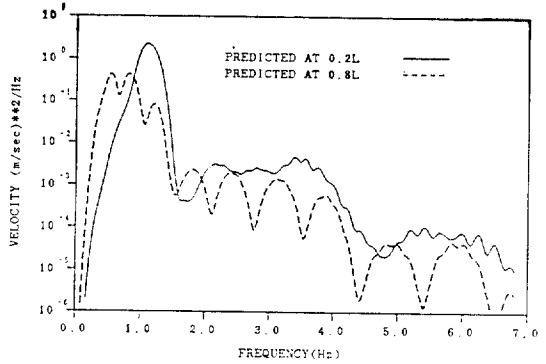


Fig. 6 Predicted velocity spectrum of the riser in the flow profile FP. 3

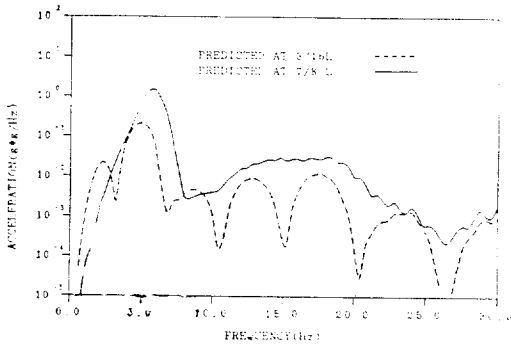


Fig. 4 Predicted acceleration spectrum of the cable in the flow profile FP. 1

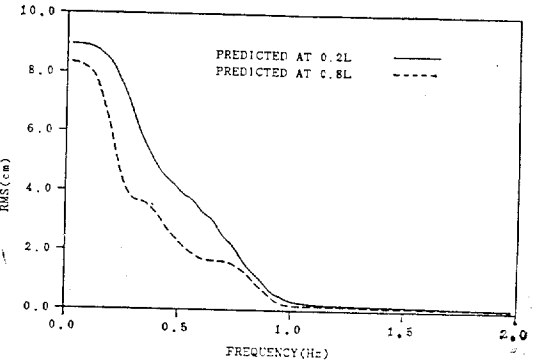


Fig. 7 Integrated displacement spectrum of the riser in the flow profile FP. 2

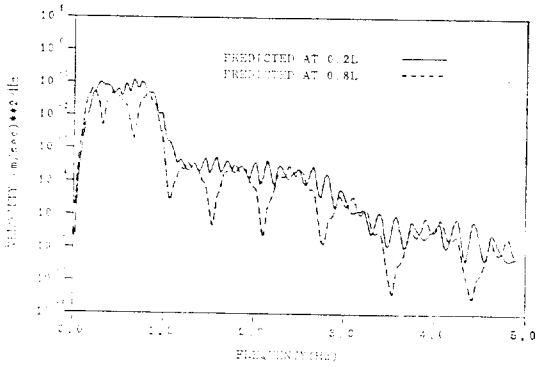


Fig. 5 Predicted velocity spectrum of the riser in the flow profile FP. 2

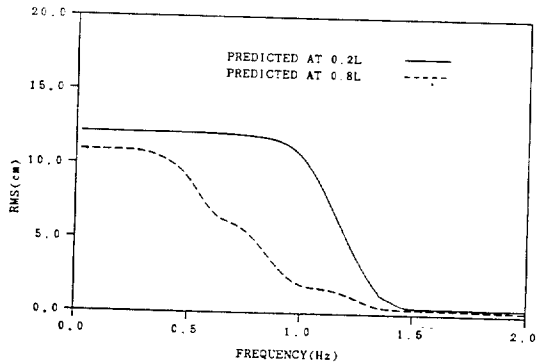


Fig. 8 Integrated displacement spectrum of the riser in the flow profile FP. 3

도 스펙트럼으로 나타낸 것이다.

본 연구의 예측모델은 원래 보에 대한 Green's function을 사용하고 있기 때문에 엄밀히 말해 굽힘강성이 없는 케이블의 경우에는 적용할 수 없으나 굽힘강성의 값으로서 수치계산이 가능한 한 작은 값을 사용

하여 굽힘강성의 영향을 극소화하면 적용이 가능하다. 앞에서 말한 바와 같이 수치계산으로 든 케이블에 대하여 굽힘강성의 영향을 극소화시켜 식 (11)로 계산한

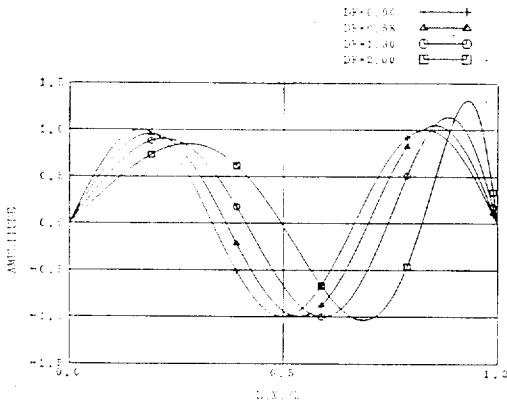


Fig. 9 Mode shape variation of the riser to the variation of tension

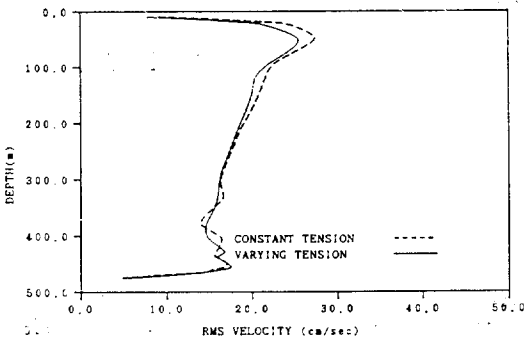


Fig. 10 Comparison of velocity distribution of the riser between varying and constant tension in the FP. 2

고유진동수와 케이블의 실제 고유진동수를 Table 3에서 비교하고 있는데, 고차진동형이 될수록 굽힘강성의 영향이 증가하고 있다. 그러나, 진동응답예측에 포함된 가장 높은 10차 진동형에서 5% 미만의 차이를 보이고 있고 저차 진동형이 될수록 그 차이가 감소하기 때문에 본예측모델을 굽힘강성이 없는 케이블의 경우에도 충분히 적용할 수 있다.

Table 2에 주어지 있는 본 예측모델의 동유체력계수들은 모두 Chung[5]의 해석모델에서 사용된 값과 같으나 양력계수의 rms 값과 항력계수는 서로 다르다. 이 계수들의 값 차이는 두 예측모델이 서로 다른 감쇠모델을 갖고 있는 데에 있다고 판단되며, 앞으로 동유체력계수들에 대한 깊은 관찰과 연구가 필요하다. 그런데 여기서 부언하고 싶은 것은 본연구에서는 양력계수의 값으로 일반적으로 알려져 있는 강제실린더에 대

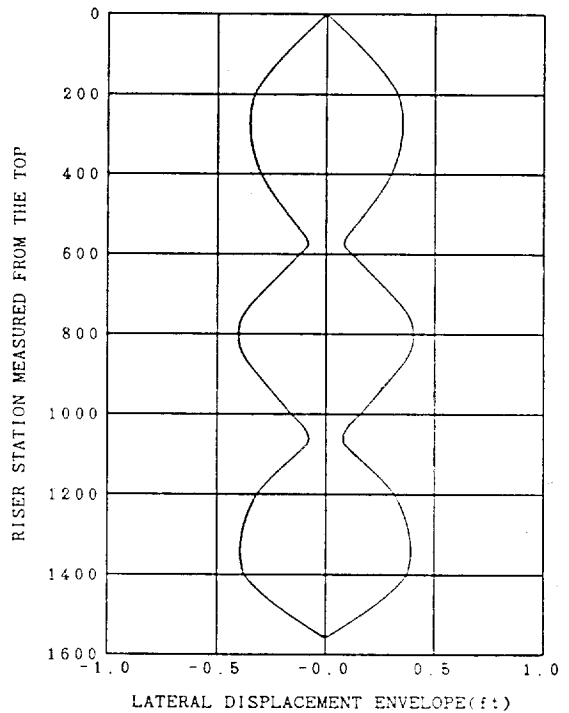


Fig. 11 Response of a 1,500 ft production riser (from Whitney[1])

한 양력계수의 값인 0.5보다 상당히 큰 값을 사용하였다. 이것은 탄성지진된 실린더나 탄성보의 와류유기진동 응답이 다시 유체영역에 영향을 주어 양력을 증강시켜 줌으로써 양력계수의 값이 커지게 된다는 사실을 근거로 하고 있으나 아직 경량적으로 규명되지 못한 상태에 있다. 참고로 Staubli [8]가 제시한 양력계수 모델을 보면 진동변위가 0.74D이고 Strouhal No.가 0.17일 때 양력계수의 값이 3.52로 나타나 있다. 본 연구에서 계산을 수행한 production riser는 Whitney [1] 등이 그들의 예측모델을 이용 이미 진동응답을 해석한 바가 있는 것인데, 여기서는 비교의 목적으로 선정되었다. 이 production riser에 대하여 진동응답을 예측하기 전에 고유진동해석을 수행했는데 그 결과가 Table 4에 정리되어 있다. 계산결과에 따르면 고유진동수들이 서로 상당히 근접되어 있음을 알 수 있는데, 서언에서도 언급한 바와 같이 modal density가 큰 구조물이 전단류에 있으면 lockin 현상이 일어나기 힘들기 때문에 riser의 경우에도 lockin 현상이 일어나기 힘들다.

Fig. 5와 Fig. 6은 각각 riser가 Fig. 2의 유속분포 FP. 2와 FP. 3 중에 있을 때 두곳(0.2L과 0.8L)에서

의 진동속도 스펙트럼을 보여주고 있으며, Fig. 7과 Fig. 8은 이러한 진동속도 스펙트럼을 적분한 스펙트럼을 각각 보여 주고 있다. 이 스펙트럼의 적분은 진동수가 높은 쪽으로부터 낮은 쪽으로 즉, 역 방향으로 수행되었는데 이는 편의상 총 진동수준을 눈으로 읽기 쉽도록 배려한 것으로 어느 진동수 부근의 진동속도성분이 총 진동속도수준에 크게 기여하고 있는지와 총 진동수준이 얼마인가를 쉽게 알 수 있다. 한편, 본 연구에서는 길이에 따른 인장력의 변화가 riser의 진동응답에 미치는 영향을 연구 검토하였다. 이러한 연구의 일환으로 인장력 변화율 $DF(=\frac{T_{top}-T_{btm}}{T_{ave}})$ 를 변화시켜 가면서 riser의 3차 진동형의 변형을 조사하였는데, Fig. 9에 그 결과가 나타나 있다. 또한 Fig. 10은 riser가 Fig. 2의 유속분포 FP. 2를 받을 때 길이에 따라 인장력이 변하는 실제의 경우와 그것을 평균한 균일 인장력으로 치환한 경우에 대하여 riser의 길이에 따른 진동응답의 분포가 어떠한가를 보여주고 있는데, 이 결과에 따르면 riser의 중앙부에서의 진동수준은 차이가 없지만 인장력을 크게 받는 수면근처에서는 균일 인장력을 사용한 경우가 10% 정도 높은 응답을 나타내는 곳도 있다. 이로부터 변하는 인장력을 받는 riser를 균일 인장력을 받는 보로 가정하여 해석하던 실제 진동응답보다 과도한 예측치를 준다고 볼 수 있다. 이러한 경계부근의 진동응답의 차이는 물론 인장력변화율이 클수록 크게 나타난다. 그리고 Fig. 10에서 주목할 만한 중요한 사실은 riser의 진동속도수준의 분포가 흐름의 유속분포와 비슷한 경향을 나타내고 있고, 경계부근에서 반사파의 영향으로 응답이 현저히 크게 나타나는 것이다.

본 연구에서의 해석결과는 Whitney[1] 등이 모드중첩방법을 사용하여 해석한 결과와 큰 차이를 보이고 있다. 즉, Fig. 10에서 보는 바와 같이 진동응답이 길이방향으로 별로 기록이 없는 분포를 하고 있으며 흐름의 유속분포와 유사한 모양을 하고 있지만, 참고문헌[1]의 해석결과에 의하면 riser의 길이 방향에 따른 진동응답의 분포는 Fig. 11에서 보는 바와 같이 길이 방향에 대하여 거의 단순조화의 형상을 갖고 있어 본 연구에서의 연구 결과와는 매우 다르다. 또한, riser의 하단 경계부근에서는 오히려 응답이 약간 크게 나타나고 있는데, 이것은 그 부근의 장력이 가장 약하기 때문에 나타나는 현상으로 Fig. 10에서 보는 본 예측모델에 의한 결과와는 반대현상을 나타내고 있다. 이와 같은 차이는 서언에서 언급한 바와 같이 흐름중의 긴

케이블 또는 riser와 같은 구조물에는 유체에 의한 감쇠가 상당히 크게 작용하기 때문에, 이들 구조물들의 동적인 거동은 유·무한경계의 특성을 동시에 갖게 되어 작은 감쇠와 정지파를 전제로 하는 모드중첩법을 이러한 구조물의 해석에 적용하는 때에는 무리가 있음을 말해주고 있다. 여기서 제시된 예측모델에 사용된 Green's function은 감쇠가 큰 진동계의 특성을 효과적으로 잘 표현하고 있으며, 본 예측모델에 의한 해석 결과는 참고문헌 [2], [3], [4]에서 지적인 와류유기진동의 진동응답특성과 잘 부합되고 있다.

4. 결 론

본 연구를 통하여 전단류를 받는 riser의 non-lockin 와류유기진동 예측모델을 제시하고 전산프로그램을 개발하였다.

이 프로그램을 사용하여 전단류를 받는 riser의 와류유기진동에 대한 수치계산결과 다음의 사실을 확인하였다.

1) 전단류를 받는 marine riser는 유·무한 경계의 거동특징을 동시에 갖는 중간적인 거동을 하며, 진동응답크기의 길이방향 분포는 전단류의 유속분포와 비슷한 형태를 갖는 것으로 나타났다.

2) Riser를 균일 인장력을 받는 보로 모델링하는 경우에는 유속이 빠른 수면근처에서 실제보다 큰 응답을 나타내고 있으며 이러한 경향은 인장력변화율이 클수록 크게 나타난다.

본 예측모델에서 각 유체력계수와 spatial correlation 길이 산정이 문제로 남아 있는데, 이는 실험을 통하여 앞으로 해결되어야 할 문제이다. 또한, riser의 피로설계에 직접 필요한 것은 응력변동인데, 본 논문에서는 진동응답의 경향을 파악하는데 중점을 두었으며 앞으로 이 모델을 확장하여 변동응력을 구할 예정으로 있다.

참 고 문 헌

- [1] A.K. Whitney and K.G. Nikkel, "Effects of Shear Flow on Vortex-Shedding-Induced Vibration of Marine Riser", Offshore Technology Conference, Paper OTC4595, 1983.
- [2] C.M. Alexander, "The Complex Vibrations and Implied Drag of Long Oceanographic in Cross-Flow", Ocean Engineering, Vol. 8, No. 4, 1981.

- [3] Y.H. Kim, "Vortex-Induced Response and Drag Coefficients of Long Cables in Ocean Currents", Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1984.
- [4] W.D. Iwan and N.P. Jones, "On the Vortex-Induced Oscillation of Long Structural Elements", *Journal of Energy Resources Technology*, Vol. 109, Dec. 1987.
- [5] T.Y. Chung, "Vortex-Induced Vibration of Flexible Cylinders in Sheared Flow", Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1987.
- [6] Y.C. Kim, "Nonlinear Vibrations of Long Slender Beams", Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1983.
- [7] M.B. Kennedy, "A linear Random Vibration Model for Cable Strumming", Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, 1979.
- [8] T. Staubli, "Calculation of the Vibration of an Elastically Mounted Cylinder Using Experimental Data from Forced Oscillation", *Journal of Fluid Engineering*, Vol. 105, June 1983.