
 論 文

大韓造船學會誌
 第25卷 第2號 1988年 6月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 25, No. 2, June 1988

船體 上部構造物의 前後振動에 관한 研究

김사수*, 배동명**, 신구균***, 노종현***

A Study on the Fore-and-After Vibration of Superstructure

by

Sa Soo Kim*, Dong Myung Bae**, Ku Kyun Shin*** and Jong Hyun Noh***

Abstract

In recent years increased attention has been directed towards the problems of vibration and noise in superstructure, which have caused major problems with regard to the environmental quality in the living quarters for crew. Generally, high superstructure has been located on afterbody of the ship, and the fore-and-after vibration of superstructure due to the vertical vibration of main hull girder is the most important as for the inhabitation of the ship.

Accordingly, in this paper, the characteristics of the fore-and-after vibration of superstructure are studied systematically with regard to the shape and height of superstructure based on finite element method of beam-like model. The study is divided into two parts, one is the calculation of natural frequencies and the other is the investigation of response at the top of superstructure caused by unit harmonic excitation force at the stern of hull girder.

For the natural frequency the calculation results are shown that the higher superstructure is, the lower the natural frequencies of the fore-and-after vibration of superstructure is. It means that the natural frequency of superstructure is close to that of hull girder. The response of vertical direction at the stern of hull girder induced by unit harmonic force is less affected by the shape and the height of superstructure but the response of the fore-and-after direction at the top of superstructure is affected considerably by those of superstructure.

1. 서 론

최근 건조되고 있는 대부분의 선박은 선미에 항해 브리지나 거주구를 둔 선미 브리지 선이다. 이와 같은 선박은 조종의 편의를 위해 항해 브리지에서 앞을 잘 내려다 볼 수 있도록 브리지의 높이를 높이고 있다.

한편 선미 브리지의 높이 증대는 그 자체의 고유 진동수를 저하시키게 되어, 주선체의 고유 진동수에 접근되어지기 때문에 주 선체와의 연성 진동이 유발될 뿐 아니라, 프로펠라 등에 의한 강제 진동수와 공진이 될 가능성이 많아지게 된다. [8] 반면 거주구에 대한 진동 규제제도 허마다 점점 엄격해지고 있다. 따라서 이틀 선박의 선미 브리지인 상부구조물의 방진문제가 크게

접수일자 : 1988년 3월 21일, 재접수일자 : 1988년 5월 6일

* 정회원, 부산대학교 조선공학과

** 정회원, 부산수산대학교 선박공학과

*** 부산대학교 대학원

대두되었다. 이를 위하여 상부 구조물의 고유 진동수를 가능한 정도 높게 추정하여, 기진력의 강제 진동수와와의 공진 가능성으로 부터 벗어날 수 있게 하여야 한다.

선미 브리지의 진동에는 상하, 수평, 전후, 비틀림 각 방향의 진동이 예상되지만, 이 중에서도 최근 특히 문제가 되고있는 것은 거주성 문제로 대두되고 있는 상부 구조물의 전후 진동이다. 이와같은 전후 진동에 대한 고유 진동수 추정에는 지금까지 많은 실선 실험 및 정성적 고찰이 행하여져 왔고, [2, 4] 여러가지 모델에 의한 계산방법이 제안되어 실용화 되고 있다. [5~7] 또한 상부 구조물의 고유 진동수를 실제 초기단계에서 근사적으로 추정하기 위한 간이 계산법이 발표되어 그 연구성과도 괄목할만 하다. [3] 그러나 상부 구조물의 전후 진동은 그 자체의 구조가 복잡 다양할 뿐 아니라 선체 자신의 상하진동과 종진동의 연성 영향을 받게 되기 때문에 진동 현상이 복잡하게 된다. 따라서 이와같은 상부구조물의 진동 현상이 복잡하게 된다. 따라서 이와같은 상부구조물의 진동 특성을 사전에 충분한 정도로 예측하기란 매우 어려운 문제이다. 그러므로 이에 대한 근본적인 해결에는 아직 이르지 못하고, 다만 대책 방안을 제시한 해석방법 정도에 그치고 있는 실정이다.

이에 본 논문에서는 적정 간이모델을 선정, 유한 요소법에 의한 이론해석을 제시하여 초기 설계 단계에서도 상부구조물의 전후진동의 거동을 정도 높게 평가할 수 있게 다음과 같은 사항에 대하여 연구하였다.

1. 주 선체 및 상부구조물을 변단면보로 한 적정 간이 모델에 의하여, 주 선체의 상하진동에 의한 상부구조물 전후진동의 연성효과를 상부구조물의 모양과 층수에 변화를 주어 유한 요소법을 적용하여 해석하였다.
2. 주 선체와 상부구조물의 연성효과를 평가하기 위해서, 그 연결부인 기부강성의 물리적 특성을 조사하여 적정기부 강성의 평가자료를 제시하였다.
3. 이와 같은 해석의 정도를 확인하기 위하여 이미 조사된 기존선의 3차원 유한 요소법에 의한 해석결과 및 모우드 합성법에 의한 해석결과와 비교하여 본 해석방법의 타당성 여부를 검토하여 보았다.

2. 운동 방정식

2-1. 좌표계

선체진동에 있어서의 좌표계는 정지 수면상에 떠있는 선체를 변단면 보로 가정하고 선체의 평균 중립축

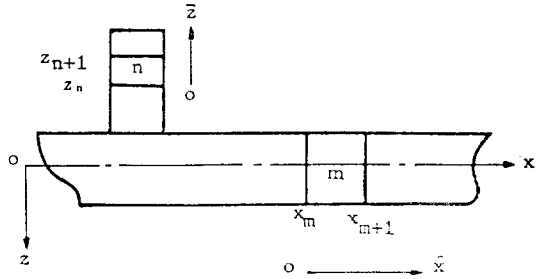


Fig. 2-1 Coordinate system

을 x 축, 단적하방을 z 축 방향으로 하는 Fig. 2-1과 같은 $0-xz$ 좌표계를 설정한다.

선체를 여러 개의 요소로 분할하였을 경우 m 번째 요소내의 좌표 x 를 x 축에 평행하게 설정하고 m 번째의 절점을 원점으로 하면, 요소내의 좌표 \bar{x} 는

$$\bar{x} = x - x_m \tag{2-1}$$

이 된다. 한편 상부구조물의 n 번째 요소에 대해서도 \bar{z} 축을 z 축에 평행하게 설정하고 n 번째의 절점을 원점으로 하면, 요소내의 좌표 \bar{z} 는

$$\bar{z} = -(z - z_n) \tag{2-2}$$

가 된다.

2-2. 주선체의 변위함수

주선체가 상하 굽힘진동을 할 때 굽힘모멘트와 전단력이 작용하게 된다. 이때 전단변형의 영향을 고려한 정식화에 있어서 전체 변위를 w , 강제 변위를 포함한 굽힘에 의한 변위를 w_b , 그 차이를 전단에 의한 변위 w_s^* 라 하고, 탄성에 의한 변위를 w_s^* , 굽힘에 의한 변위를 w_b^* , 강제 변위를 w 이라 하면 각 변위들의 관계는

$$w = w_s^* + w_b \tag{2-3}$$

$$w_b = w_b^* + w \tag{2-4}$$

$$w_s^* = w_s^* - w_b^* = w - w_b \tag{2-5}$$

로 나타낼 수 있다.

이때 강제변위 성분을 구체적으로 표현하기 위하여 Fig. 2-2와 같이 선미 수선위치인 A.P.에서 -1 , 선수 수선위치인 F.P.에서 $+1$ 의 값을 가지는 절점의 위치를 결정하는 좌표 파라미터를 a_1 로 정의하고 요소 내의 임의의 위치를 결정하는 좌표 파라미터를 a_2 라 하면, 요소 내 변위 w 및 w_b 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$w = w_s^* + h + p \cdot \frac{L}{2} \cdot a_x \tag{2-6}$$

$$w_b = w_b^* + h + p \cdot \frac{L}{2} \cdot a_x \tag{2-7}$$

여기서

L : 수선간 거리

h : 히이브에 의한 변위
 p : 피치에 의한 회전각
 a_x : 요소 내의 임의 위치를 결정하는 좌표 파라미터

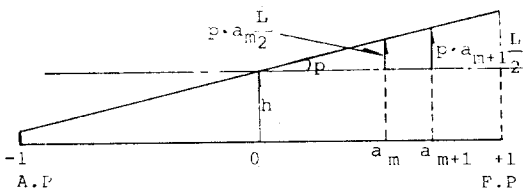


Fig. 2-2 The component of rigid body motion

인접하는 요소간의 연속성을 유지하기 위해서 회전각 θ 는

$$\theta = \theta^* + p \tag{2-8}$$

로 정의한다.

이때 θ^* 는 굽힘에 의한 회전각으로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\theta^* = \frac{dw_b^*}{dx}$$

일반적으로 요소내부의 변형은 복잡하기 때문에 임의의 요소변위 w 및 w_b 를 3차의 다항식으로 근사시킨다.

$$w = \alpha_0 + \alpha_1 \bar{x} + \alpha_2 \bar{x}^2 + \alpha_3 \bar{x}^3 \tag{2-9}$$

$$w_b = \beta_0 + \beta_1 \bar{x} + \alpha_2 \bar{x}^2 + \alpha_3 \bar{x}^3 \tag{2-10}$$

여기서

$\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \beta_0, \beta_1$: 일반화 좌표

또한 m 번째 요소의 절점자유도 벡터를 Fig. 2-3과 같이

$$\{w_m \ w_{bm} \ \theta_m \ w_{m+1} \ w_{bm+1} \ \theta_{m+1}\}$$

의 6개의 자유도로 나타내고, 변위함수 (2-9) (2-10)에 다음과 같은 경계조건을 적용하면 일반화 좌표를 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} \bar{x}=0 : w=w_m, \ w_b=w_{bm}, \ \theta=\theta_m \\ \bar{x}=1 : w=w_{m+1}, \ w_b=w_{bm+1}, \ \theta=\theta_{m+1} \end{aligned} \tag{2-11}$$

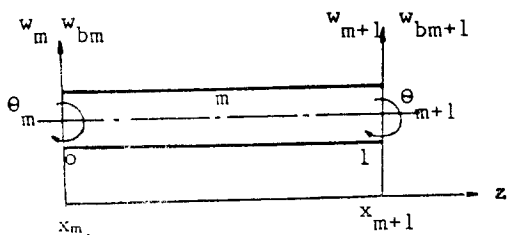


Fig. 2-3 The degree of freedom of element

따라서 w 및 w_b 를 절점자유도를 이용하여 매트릭스 형태로 나타내면 다음과 같다.

$$w = [1 \ \bar{x} \ \bar{x}^2 \ \bar{x}^3] \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{L} & \frac{1}{L} & 1 & \frac{1}{L} & -\frac{1}{L} & 0 \\ 0 & -\frac{3}{L^2} & -\frac{2}{L} & 0 & -\frac{3}{L^2} & -\frac{1}{L} \\ 0 & \frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} & 0 & -\frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_m \\ w_{bm} \\ \theta_m \\ w_{m+1} \\ w_{bm+1} \\ \theta_{m+1} \end{pmatrix}$$

$$= \{f\}^T [A_1] \{q_m\} \tag{2-12}$$

$$w_b = [1 \ \bar{x} \ \bar{x}^2 \ \bar{x}^3] \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{3}{L^2} & -\frac{2}{L} & 0 & -\frac{3}{L^2} & -\frac{1}{L} \\ 0 & \frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} & 0 & -\frac{2}{L^3} & \frac{1}{L^2} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} w_m \\ w_{bm} \\ \theta_m \\ w_{m+1} \\ w_{bm+1} \\ \theta_{m+1} \end{pmatrix}$$

$$= \{f\}^T [A_2] \{q_m\} \tag{2-13}$$

여기서

$$\{f\}^T = [1 \ \bar{x} \ \bar{x}^2 \ \bar{x}^3]$$

$\{q_m\}$: 절점 자유도 벡터

$$= [w_m \ w_{bm} \ \theta_m \ w_{m+1} \ w_{bm+1} \ \theta_{m+1}]^T$$

강제변위 성분과 탄성변위 성분을 분리하기 위하여 (2-12), (2-13)의 절점 자유도 벡터를 다음과 같이 확장한다.

$$\{q_m^*\} = [w_{em}^* \ w_{bm}^* \ \theta_m^* \ w_{em+1}^* \ w_{bm+1}^* \ \theta_{m+1}^* \ h \ p \ \frac{L}{2}]^T$$

이때 $\{q_m\}$ 와 $\{q_m^*\}$ 의 변환 매트릭스를 $[T]$ 로 하면,

$$\{q_m\} = [T] \{q_m^*\} \tag{2-14}$$

가 된다.

여기서

$$[T] = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & a_m \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & a_m \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{2}{L} \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & a_{m+1} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 1 & a_{m+1} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & \frac{2}{L} \end{pmatrix}$$

(2-12), (2-13)에 (2-14)를 대입하면 강제변위 성분

을 분리한 요소의 변위 w 및 w_b 는

$$\begin{aligned} w &= \{f\}^T [A_1] \{q_m\} = \{f\}^T [A_1] \{T\} \{q_m^*\} \\ &= \{f\}^T [A_1^*] \{q_m^*\} \end{aligned} \quad (2-15)$$

$$\begin{aligned} w_b &= \{f\}^T [A_2] \{q_m\} = \{f\}^T [A_2] \{T\} \{q_m^*\} \\ &= \{f\}^T [A_2^*] \{q_m^*\} \end{aligned} \quad (2-16)$$

로 되고, 전단 변형에 의한 변위 w_s^* 는 (2-5), (2-15), (2-16)식에 의해

$$w_s^* = \{f\}^T ([A_1^*] - [A_2^*]) \{q_m^*\} \quad (2-17)$$

로 된다.

2-3. 상부구조물의 변위함수

상부구조물의 진동에는 상하진동, 수평진동 등도 있지만, 여기서는 주선체의 상하 굽힘진동에 의한 전후 방향의 진동만을 고려하기로 한다. 상부구조물을 변단 면으로 모델화하여 이를 주선체의 j 번째의 절점에 부착된 것으로 보고, 그 기부에서는 강체 평행이동과 회전을 받는 것으로 한다. 따라서 상부구조물의 요소내의 변위함수는 주선체의 변위함수와 동일한 형태의 다항식을 이용하는 것으로 한다.

Fig. 2-4에 표시한 것과 같이 전체변위 u 와 굽힘에 의한 변위 u_b 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$u = b_i H (\rho + \theta_j^* + \psi) + u_s^* + \bar{u} \quad (2-18)$$

$$u_b = b_i H (\rho + \theta_j^* + \psi) + u_b^* + \bar{u} \quad (2-19)$$

여기서

- u_s^* : 탄성 변형에 의한 변위
- u_b^* : 굽힘 모멘트에 의한 변위
- θ_j^* : 주선체 j 절점의 회전각
- ψ : 상부구조물의 강체 회전각
- ρ^* : 상부구조물의 탄성 회전각
- \bar{u} : 상부구조물의 평행이동 변위
- H : 상부구조물의 높이

b_i : 기부에서의 위치를 결정하는 좌표 파라미터

단, (2-18) (2-19)의 강체로서의 수평 평행이동변위 \bar{u} 는 대단히 미소하기 때문에 0으로 하고 상부구조물 n 번째 요소내의 임의 위치의 변위를 주선체의 경우와 동일하게 취급하면,

$$u = \{f\}^T [B_1^*] \{q_{3n}^*\} \quad (2-20)$$

$$u_b = \{f\}^T [B_2^*] \{q_{3n}^*\} \quad (2-21)$$

로 나타낼 수 있다.

여기서

$$\{q_{3n}^*\} = \{u_{en}^* \ u_{bn}^* \ \varphi_n^* \ u_{en+1}^* \ u_{bn+1}^* \ \varphi_{n+1}^* \ \rho \cdot \frac{L}{2} \ \theta_j^* \ \psi\}^T$$

절점 자유도 벡터

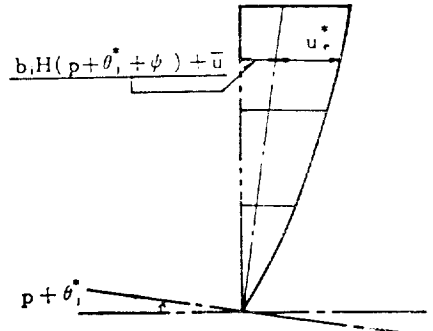


Fig. 2-4 The component of superstructure displacement

$[B_1^*][B_2^*]$: 절점 자유도에서 일반화 좌표로의 변위 변환 매트릭스

2-4. 이산화된 계의 운동방정식

2-4-1. 고유진동 해석

동적 문제에 있어서는 Hamilton의 원리를 이용하는 데, 이 원리의 범함수를 $L = U - T - \bar{w}_p$ 로 정의하면, Hamilton의 원리는 다음과 같이 정식화된다.

$$\delta \int_{t_1}^{t_2} L dt = 0 \quad (2-22)$$

여기서

- U : 변형에너지
- T : 운동에너지
- \bar{w}_p : 외력에 의한 가상일

이때 (2-22)의 변형에너지 U , 운동에너지 T 및 가상일 \bar{w}_p 는

$$\begin{aligned} U &= U_b + U_s \\ &= \frac{1}{2} \left[\int_0^l EI \left(\frac{\partial^2 w_b^*}{\partial x^2} \right)^2 dx + \int_0^l k' AG \left(\frac{\partial w_s^*}{\partial x} \right)^2 dx \right] \end{aligned} \quad (2-23)$$

$$T = \frac{1}{2} \int_0^l (m + m_A) \dot{w}^2 dx \quad (2-24)$$

$$\bar{w}_p = \int_0^l w \cdot F_b dx = -\rho_w \cdot g \cdot B \int_0^l w^2 dx \quad (2-25)$$

여기서

- m : 단위 길이당 질량
- m_A : 단위 길이당 부가질량
- $k'A$: 유효 전단면적
- ρ_w : 해수의 밀도
- B : 요소의 폭
- F_b : 부력의 변화에 따른 복원력

$= -\rho_w \cdot g \cdot B \cdot w$
수면상에 떠서 진동하는 선체에 작용하는 외력으로서서는 부가질량에 의한 관성력, 부력의 변화에 따른 복

원력, 정지한 채 더 있을때 받는 부력을 생각할 수 있으며, 이때 부력은 선체의 자중과 일치하므로 외력으로서 고려할 필요가 없다. 부력의 변화에 따른 복원력은 선체의 강제운동 특성을 나타내는 스프링으로 치환하여 선수, 선미 수선 위치에 각각 설치하는 것으로 한다.

한편 진동문제에 있어서 단위길이당 부가질량 m_A 는 각각의 진동수에 따라 다르지만 여기서는 진동수에 따른 변화를 무시하여

$$m_A = \rho_w \times \frac{\pi}{2} \times \left(\frac{B}{2}\right)^2 \quad (2-26)$$

으로 주어지는 것으로 한다. 전절까지 정의된 변위함수를 위의 U, T, \bar{w}_p 의 각항에 대입하여 구제적인 운동방정식을 유도한다. 범함수 $L=U-T-\bar{w}_p$ 의 변분은

$$\begin{aligned} \delta L = & [\delta q_m^*]^T [EI \int_0^l [A_2^*]^T (f'')^T (f'') [A_2^*] dx \\ & + kAG \int_0^l [A_1^* - A_2^*]^T (f')^T (f')^T \\ & [A_1^* - A_2^*] dx] \{q_m^*\} \\ & - [\delta q_m^*]^T [(m+m_A) \int_0^l [A_1^*]^T (f)^T (f) \\ & [A_1^*] dx] \{q_m^*\} \\ & + [\delta q_m^*]^T [\rho_w g B \int_0^l [A_1^*]^T (f)^T (f) \\ & [A_1^*] dx] \{q_m^*\} \end{aligned} \quad (2-27)$$

로 되므로, Hamilton 원리에 의한 이산화된 계의 운동방정식은 다음과 같이 된다.

$$([\underline{M}] + [\underline{M}_A]) \{\ddot{q}_m^*\} + ([\underline{K}] + [\underline{F}]) \{q_m^*\} = 0 \quad (2-28)$$

여기서

$[\underline{M}] + [\underline{M}_A]$: 요소질량 매트릭스

$[\underline{K}] + [\underline{F}]$: 요소강성 매트릭스

단, $[\underline{F}] = [\underline{M}] \times \frac{\rho_w \cdot g \cdot B}{\rho \cdot A}$

상부구조물에 대해서도 유사한 방정식이 구해지므로, 이것들의 대응하는 각 성분을 합성하여 전계의 질량 매트릭스 $[\underline{M}]$ 와 강성 매트릭스 $[\underline{K}]$ 를 구하면 전계에 대한 운동방정식은

$$(-\omega^2 [\underline{M}] + [\underline{K}]) \{Q\} = 0 \quad (2-29)$$

의 고유치 문제가 된다.

여기서

$\{Q\}$: 전 계의 자유도 벡터

ω : 고유 진동수

2-4-2. 강제진동해석

선체가 강제외력을 받을 경우 전 계의 운동방정식은 (2-28), (2-29)에 강제력을 고려한

$$[\underline{M}] \{\ddot{Q}\} + [\underline{K}] \{Q\} = \{P\} \quad (2-30)$$

여기서

$[\underline{M}]$: 전 계의 질량 매트릭스

$[\underline{K}]$: 전 계의 강성 매트릭스

$\{P\}$: 전 계에 대한 강제력 매트릭스

본 연구에서는 계산의 편의상 진동특성을 비감쇠로 고려하였으며, 강제력은 선미 수선위치에서 단위하중 1ton의 조화 기진력으로 하여, 강제 진동시 상부구조물의 정부 위치에서의 전후방향 가속도에 대한 상부구조물의 모양과 층수 변화에 따른 특성을 계통적으로 검토하여 보았다.

3. 상부구조물의 기부강성에 대한 해석

3-1. 상부 구조물의 모델화

선체는 주 선체와 상부구조물의 강성의 성질이 다르기 때문에 이를 분리하여 그 경계면에서의 기부강성에 대한 물리적 특성을 충분히 고려치 않으면 전체 계인 선체진동의 특성뿐만 아니라, 본 연구에서 다루고자 하는 상부구조물 전후 진동에 대한 옳바른 특성평가가 어려울 것이다.

따라서, 이와같은 물리적 특성을 다음과 같이 배의 구조특성을 감안한 상부구조물의 기부강성인 등가 스프링 상수를 계산, 평가하기로 하였다. 여기서 채용한 계산 모델은 Fig. 3-1과 같으며, 다음과 같은 가정을 두어 계산한다.

- 1) 상부구조물을 전단변형과 굽힘변형을 고려한 단면보로서 생각한다.
- 2) 상부구조물은 그 기부에서 스프링에 의해 지지되어 있는 것으로 한다.
- 3) 여기서 고려한 변형은 미소하므로 모든 변위는 중첩이 가능한 것으로 한다.
- 4) 상부구조물의 중량의 분포는 각층의 갑판 위치에 집중되어 있는 것으로 하여 상, 하에 적당한 비율로

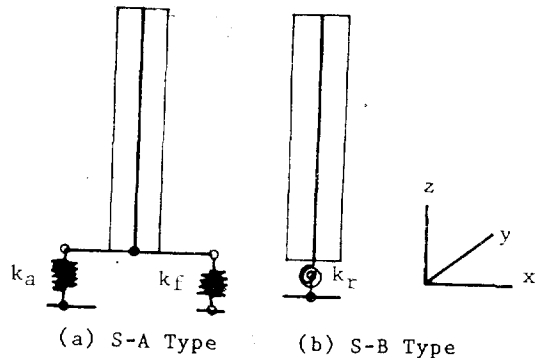


Fig. 3-1 The modelling of foundation stiffness

배분한다.

5) 회전 관성의 영향은 무시한다.

3-2. 스프링 상수의 계산 방법

스프링 상수를 계산할 때는 상부구조물에서 주 선체에 작용하는 힘의 전달에 대한 검토가 필요하지만, 실제의 계산에 있어서는 다음의 가정을 설정하여 기부강성의 스프링 상수를 계산한다.

- 1) 축벽의 수직력에 대해서는 유효폭을 1축골 간격으로 한다.
- 2) 감판은 유효폭 외에는 강성에 관계없는 것으로 한다.
- 3) 스프링 상수 계산에 포함되는 요소로서는 상부구조의 중심에서 선체 평균 중립축까지의 구성요소를 생각한다.

4) 상부구조의 전부격벽 혹은 후부격벽 바로 밑에 수직력을 받는 횡부재가 없는 경우는 택 거어더의 굽힘강성과 횡격벽의 전단 강성을 고려하여야 되지만, 여기서는 이것들의 강성에 상당하는 면적을 가지는 기둥을 벽 바로 밑에 설치하여 등가의 요소로 간주한다. 이상의 가정에 근거하여 기부 구성부재 중에서 수직력을 받는 부재를 선택하여 다음의 과정에 따라 계산한다.

(1) 기부의 수직 스프링 k_f, k_a

1) 각 부재의 스프링 상수는 다음과 같이 구한다.

$$k_i = \frac{EA_i}{h_i} \quad (i=1, 2, \dots, n) \quad (3-1)$$

여기서,

- k_i : 각 부재의 스프링 상수
- A_i : 각 부재의 단면적
- h_i : 각 감판의 높이

2) 임의의 감판에 있어서 (3-1)에 의해 계산한 부재의 스프링 상수를 합성하여 그 감판에서의 등가 스프링 상수를 구한다.

$$k_a = \sum_i k_i \quad (3-2)$$

여기서,

k_a : 감판의 등가 스프링 상수

3) (3-2)에 의해 계산된 각 감판의 등가 스프링 상수를 횡단면의 전 감판에 대하여 합성한 등가 스프링 상수를 구한다.

$$\frac{1}{k_s} = \sum_a \frac{1}{k_a} \quad (3-3)$$

여기서,

k_s : 횡단면의 등가 스프링 상수

4) (3-3)에 의해 계산된 각 횡단면의 등가 스프링

상수를 사용하여 상부구조물의 전부격벽과 후부격벽 위치에서의 2개의 등가스프링 상수를 구하는 방법은 다음과 같다.

이때 상부구조물의 전·후 격벽을 포함한 n 개의 각 횡단면에서의 스프링 상수를 k_1, k_2, \dots, k_n 라 하고, 이와 같은 n 개의 스프링으로 지지된 계를 전·후격벽 위치의 스프링 k_f, k_a 로 치환하는데, 전부 격벽 위치의 스프링 상수 k_f 를 구할때는 후부격벽 위치에서는 단순 지지로 하고, 전부격벽 위치에서는 스프링 지지로 한다. 이때 Fig. 3-2의 각 횡단면에서의 스프링 k_s 의 변위는 단순지지 위치인 스프링 k_1 의 변위가 0이고 k_2, k_3, \dots, k_n 의 변위가 각각 y_2, y_3, \dots, y_n 으로 선형적으로 변위하는 것으로 하면, 이 결과 스프링 k_f 의 변위는 y_n 에 상당하고 이 2개의 에너지는 동일하다는 것으로부터

$$\frac{1}{2} k_f y_n^2 = \frac{1}{2} \sum_i k_i y_i^2 \quad (3-4)$$

이 얻어진다.

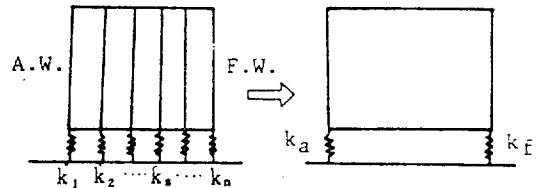


Fig. 3-2 Line transformation of foundation stiffness

여기서 선택된 각 횡단면의 간격이 같다면 임의의 변위 y_i 는

$$y_i = \frac{i-1}{n-1} \cdot y_n \quad (3-5)$$

로 주어지고, 이것을 (3-4)에 대입하여 k_f 는 다음의 식으로 결정된다.

$$k_f = \sum_{i=1}^n k_i \left(\frac{i-1}{n-1} \right)^2 \quad (3-6)$$

또한, 후부격벽 밑의 스프링 상수 k_a 도 동일하게 생각하면,

$$k_a = \sum_{i=1}^n k_i \left(\frac{n-i}{n-1} \right)^2 \quad (3-7)$$

에서 결정된다.

(2) 기부의 회전 스프링 상수 k_r

기부의 회전 스프링 상수 k_r 는 기부 감판에 작용한 단위굽힘모멘트와 이것에 의한 경사각으로부터 계산할 수 있지만, 실제 구조물은 복잡하기 때문에 Fig. 3-3과 같이 전부격벽·후부격벽 각각에 대하여 개별적으로 산정한 k_f, k_a 를 사용하여 다음의 형태로 계산한다.

$$\theta_M \cdot a = \left(\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_a} \right) \cdot N, \quad M_0 = a \cdot N$$

Table 1 Calculated spring constant
(Unit: T/m)

Frame No.	Main hull with Superstructure	Main hull (only)
25	0.43×10^6	0.55×10^6
29	0.26×10^6	0.56×10^6
33	0.34×10^6	0.77×10^6
37	0.42×10^6	0.89×10^6
40	0.90×10^6	1.23×10^6
43	1.70×10^6	2.09×10^6
k_f	2.5×10^6	3.34×10^6
k_a	0.8×10^6	1.37×10^6
k_r	1.1×10^8 (T-m)	1.8×10^8 (T-m)

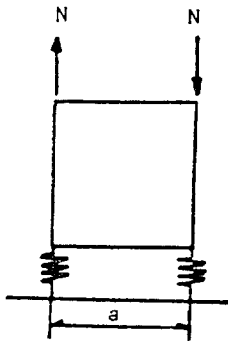


Fig. 3-3 The calculation of rotational spring

$$\therefore k_r = \frac{M_0}{\theta_M} = \frac{k_f \cdot k_a}{k_f + k_a} \cdot a^2 = k \cdot a^2$$

여기서,

a : 전부격벽과 후부격벽 사이의 거리

N : 급회모멘트 M_0 에 대한 수직력

(3-8)로 주어지는 회전 스프링 상수 k_r 이 여기서 고려한 모델의 기부 강성에 상당한다.

3-3. 스프링 상수의 계산에

상부구조물의 기부강성에 대한 스프링 상수의 산출을 전절에 언급한 방법을 적용한다. 이의 대상선박을 PROBO(DWT 37000)로 채택한 것은 이에 대한 신뢰성 있는 자료가 있기 때문에 본 계산방법과 비교하여 그 정도를 평가하기 위해서이다.

본 등가 스프링 상수의 계산위치는 상부구조물의 전후격벽 사이를 동일 간격으로 등분한 위치에서 각각 구하였다. 이때 등가 스프링상수를 구하는데 고려한 부재는 주선체 증첩축 위치로부터 상갑판 사이만 고려한 경우와 상부구조물의 증첩위치까지의 구성부재도 고려한 두가지 경우에 대해서 평가하였다. 그 계산결과는

Table 1과 같다.

4. 해석 결과의 검토 및 고찰

본 연구에서는 주 선체의 상하 진동을 고려한 상부 구조물의 전후 진동의 특성을 설계 초기단계에서 정도 높게 평가하기 위하여, 해석을 위한 선체 모델을 1차원 가변 단면보로 하여 이를 유한요소법에 의하여 해석하였다. 또한 이 해석결과의 정도를 확인하기 위하여 기존선의 3차원 해석결과 및 동일 모델에 대한 모우드 합성법의 해석결과를 인용하여²²⁾ 비교·검증하였다.

해석에 채택한 대상선박은 이미 그 특성이 잘 알려진 기존선인 DWT 37,000톤급 다목적 화물선으로, 그 주요 제원은 Table 2와 같으며, 계산에 사용된 하중상태는 밸리스트 상태($d=7.627m$, $\Delta=34,624ton$)이다. 또한 선체의 모델화는 상부구조물을 그 기부에서 스프링 지지한 6개의 보요소, 주 선체를 30개의 보요소로

Table 2 Principal particulars

Length over all(Loa)	182.80m
length between Perpendicular(Lbp)	175.00m
Breadth(mld)	31.95m
Depth(mld)	18.00m
Draft(design)	10.67m
(scant)	13.00m
Speed	14.8 knots
Cb	0.815

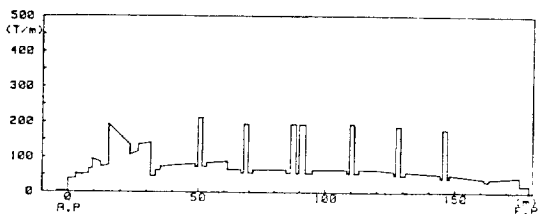


Fig. 4-1 Light ship weight distribution

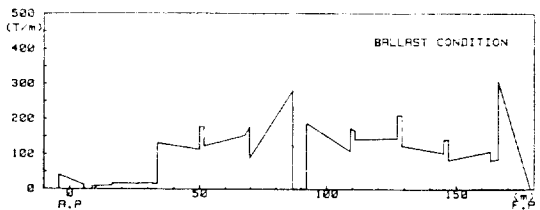


Fig. 4-2 Cargo/Ballast weight distribution

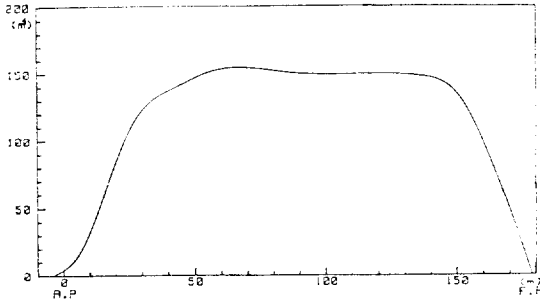


Fig. 4-3 Longitudinal distribution of the moment of inertia

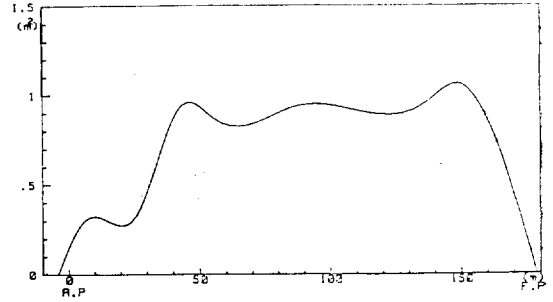


Fig. 4-4 Longitudinal distribution of the effective shear area

Table 3 Natural frequencies of superstructure

(Unit: Hz)

Mode	Modal Synthesis	3-D FEM	Present Theory (with Rotational Spring)		
			1.1×10^7 (T-m)	1.1×10^8 (T-m)	1.8×10^8 (T-m)
1	7.58	7.63	2.55	7.46	8.59
2	35.76	36.21	36.49	36.62	36.78

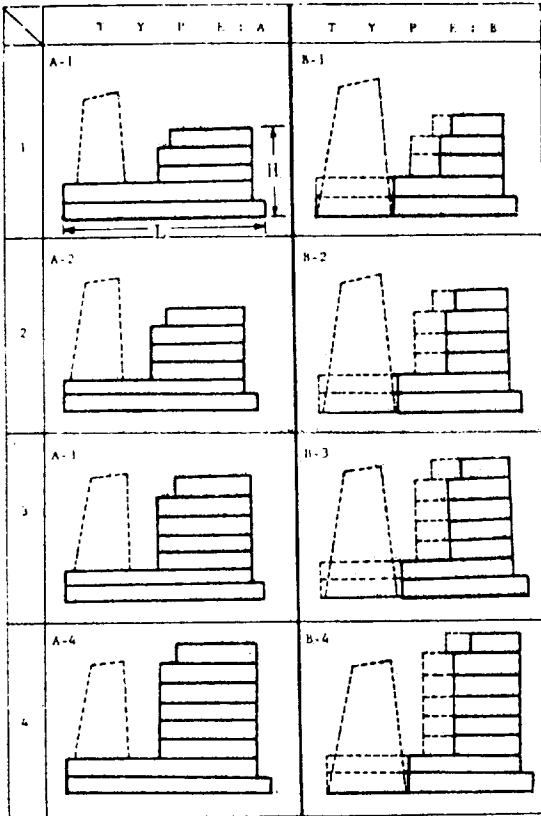


Fig. 4-5 8-Models of superstructure

등가시켜 해석을 수행하였으며 이때의 중량, 단면 2차 모멘트, 유효전단면적은 각각 Fig. 4-1~4에 보인 바와 같다. 이 해석결과를 다음과 같이 항목별로 검토하여 보았다.

1) 상부구조물의 기부강성인 등가 스프링 상수의 타당성 검토를 위하여 스프링 상수의 크기 변화에 따른 상부구조물의 1,2차 고유진동수를 3차원 유한요소법 및 모우드 합성법의 해석결과와 비교한 것은 Table 3 과 같다. 이 결과로 부터 주 선체 부재의 강성 뿐만 아니라 상부구조물 부재의 강성도 모두 고려하여 기부 강성 계산을 하던 정도높은 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있었다.

또한 상부구조물의 모양, 층수의 변화에 따른 고유진동수를 검토하기 위하여 상부구조물을 Fig. 4-5와 같이 분류하여 해석한 결과는 Table 4 및 Fig. 6,7과 같으며, 상부구조물의 고유진동수를 모우드-고유진동수 특성 곡선에서 고찰하여 보면 고차의 모우드 일수록 그 크기가 증가됨을 알 수 있고, 각 높이마다 증가하는 경향은 거의 동일함을 알 수 있었다. 그러나 주 선체와 상부구조물의 고유진동수는 그 크기가 많이 다르므로, 주 선체의 고유진동수와 주로 관련되는 상부구조물의 고유진동수는 1차인 경우이다. 따라서 상부구조물에 있어서 진후진동이 문제가 되는 고유진동수는 1차 진동인 경우이다.

2) 본문의 방법에 의한 기부강성의 등가 스프링 상

Table 4 Natural frequencies of each superstructure

B.C.		Type Mode		A-Type				B-Type			
				A-1	A-2	A-3	A-4	B-1	B-2	B-3	B-4
Boundary Condition of S.S. Foundation	k_r	1	9.98	7.46	5.93	4.97	10.88	8.19	6.39	5.13	
		2	43.57	36.62	29.84	26.81	40.03	32.90	27.51	23.21	
	k_f	1	9.94	7.42	6.08	4.98	10.84	8.18	6.40	5.14	
		2	43.56	36.60	31.21	26.79	39.96	32.81	27.43	22.15	

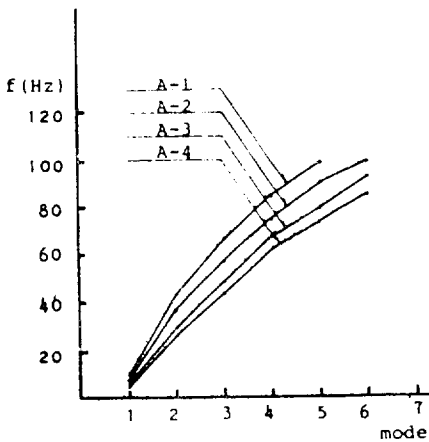


Fig. 4-6 The mode-natural frequencies curve (Rotational Spring, $1.1 \times 10^8 T \cdot m$)

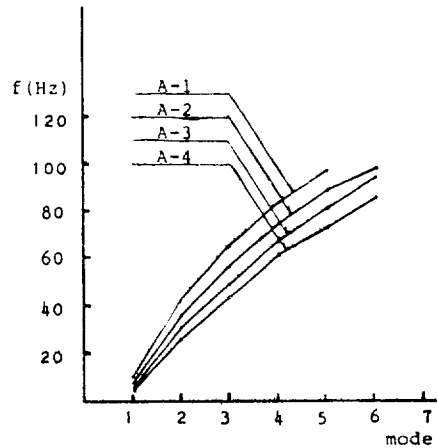


Fig. 4-7 The mode-natural frequencies curve (Vertical Spring, $k_v = 2.5 \times 10^6 M/m$, $k_r = 0.8 \times 10^6 T/m$)

Table 5. Natural frequencies of each types

(Unit: Hz)

Mode	Type Main Hull	Main Hull+Super Structure with Rotational Spring							
		A-1	A-2	A-3	A-4	B-1	B-2	B-3	B-4
1	0.9571	0.9883	0.9873	0.9861	0.9848	0.9901	0.9894	0.9885	0.9877
2	1.985	2.004	2.003	2.002	2.000	2.005	2.004	2.003	2.002
3	3.026	3.025	3.022	3.019	3.016	3.031	3.029	3.027	3.024
4	4.08	4.051	4.045	4.038	3.982	4.065	4.061	4.057	3.971
5	5.064	5.028	5.021	4.938	4.820	5.045	5.040	5.035	4.878
6	5.932	5.930	5.928	5.780	6.052	5.924	5.935	5.933	5.843
7	6.719	6.722	6.721	6.728	6.716	6.725	6.724	6.210	6.711
8	7.516	7.465	7.453	7.437	7.399	7.488	7.446	7.466	7.486
9	8.294	8.215	7.590	8.173	8.332	8.246	7.990	8.194	8.231
10	8.965	8.909	8.897	8.872	8.919	8.929	8.919	8.976	8.919
11	9.595	9.471	9.563	9.523	9.576	9.580	9.572	9.592	9.578
12	10.18	9.830	10.18	10.24	10.19	9.990	10.18	10.19	10.18
		10.27				10.63			

Table 6 Comparison of natural frequencies between modal synthesis method and present theory

Mode	Method	Modal Synthesis Method				Present Theory
		Sub-1	Sub-2	Sub-3	All Structure	
Natural	1	6.591	2.172	7.58	0.99	0.987
Frequencies	2	10.80	3.394	35.76	2.14	2.003
(CPS)	3	13.59	4.596	54.50	3.20	3.022
	4	14.94	5.717	74.2	4.50	4.045
	5	18.78	6.745	87.37	5.78	5.021

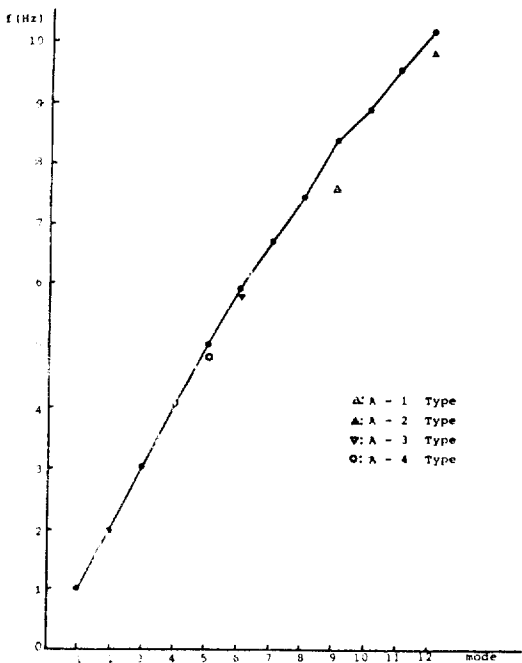


Fig. 4-8 The characteristic curve of mode-natural frequency according to the height of the superstructure

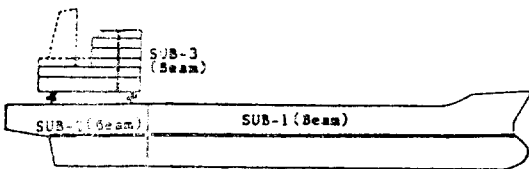


Fig. 4-9 1-D. ship model consisted of the 3 sub-structures of beam-like element

수는 3차원 해석결과와 잘 일치하고 있으므로 이 값을 사용하여 연성에 의한 주선체 및 상부구조물의 고유진동수 변화를 검토하여 보았다. 각 Type의 상부구조물을 주선체에 회전 스프링을 사용하여 결합시킨 경우의

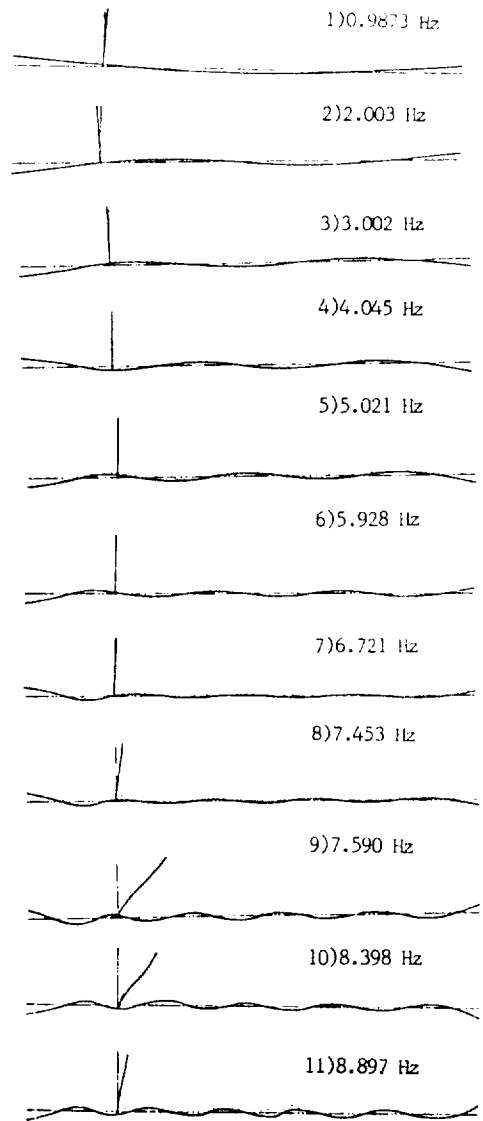


Fig. 4-10 Mode curve of main hull with superstructure (A-2 Type)

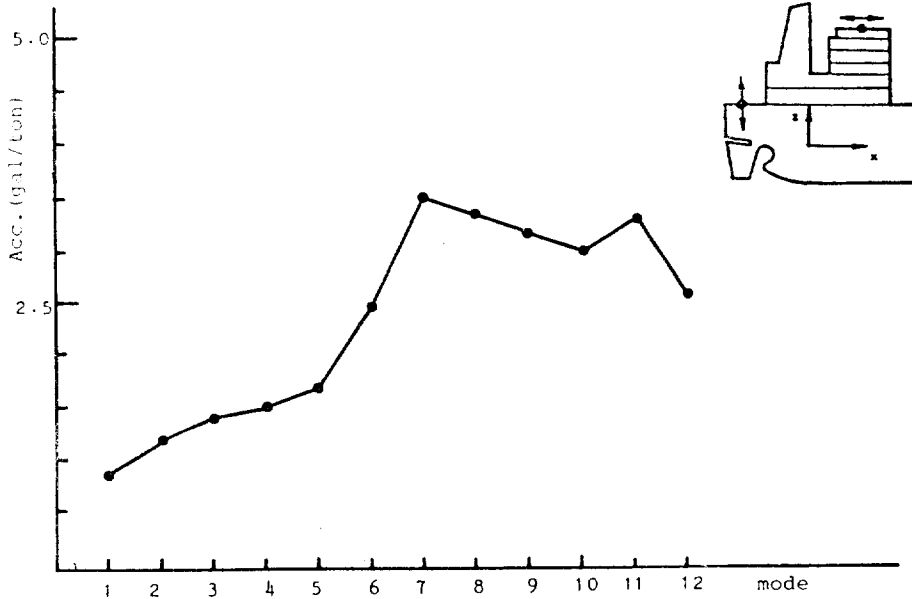


Fig. 4-11 Acceleration response of vertical vibration (mode domain)

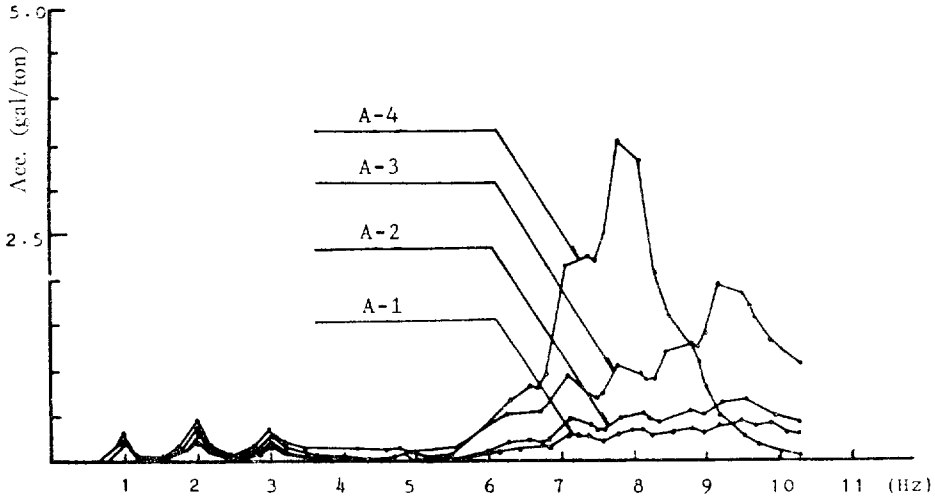


Fig. 4-12 Acceleration response of fore and after vibration (frequency domain)

고유진동수와 그 특성곡선은 Table 5 및 Fig. 4-8과 같으며, 대성선박(A-2)의 경우에 대한 고유진동수를 Fig. 4-9와 같이 3개의 부분구조로 나누어 해석한 모드 합성법의 해석결과와 비교하여 Table 6에 나타내고, 그에 대한 진동 모우드를 Fig. 4-16에 보인다.

상부구조물의 높이 변화에 대한 주선체 고유진동수의 변화는 진동모우드에 따라 전반적으로 큰 변화는 없었고, 주선체 고유진동수가 상부구조물의 전후 고유진동수와 거의 일치하는 진동수에서 2개씩의 고유진동

수가 나타남을 알 수 있었다. 이때 상부구조물의 높이가 증가할수록 연성에 의한 진동수 변화폭도 커지고, 상당한 전후진동이 일어남을 알 수 있었다.

3) 이상은 고유진동에 대하여 검토하여 보았으나 강제 진동에 대한 영향을 고찰하기 위하여 1ton 크기의 조화 강제력을 선미 위치에 가하여 선미 위치의 상하 방향 가속도 응답과 상부구조물 정부 위치의 전후방향 가속도 응답을 Fig. 4-11, 12에 나타내었다.

본 계산의 결과 강제진동에 관하여 다음 사항을 알

수 있었다.

i) 선미 위치에서의 상하방향 가속도의 크기는 상부 구조물의 높이 변화에 대한 영향은 거의 없고 주선체 진동 특성에 따름을 알 수 있었고, Fig. 4-11에서 보이는 바와 같이 기진력의 주파수가 증가함에 따라 그 크기가 증가하는 경향을 나타내고 있다.

ii) Fig. 4-12에서 보이는 바와 같이 상부구조물의 정부 위치에서의 전후방향 가속도의 크기는 층수가 높을수록 가속도의 크기가 증가됨을 확인할 수 있었다. 그러나 주선체와 상부구조물의 고유진동수가 일치하는 주위를 제외하고는 크기와 그 차이는 작고, 일치하는 주위에서는 상부구조물의 높이에도 상당히 민감하게 크기의 변화가 있음을 알 수 있었다.

5. 결 론

이상과 같은 결과로 부터 주선체의 상하 진동을 고려한 상부구조물의 전후진동에 대한 연성 진동의 특성을 본문의 방법에 의하여 해석한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1) 주선체와 상부구조물을 변단면보로 취급하고, 이 두 구조물의 연결부는 기부강성인 등가 스프링으로 연결하는 방법에 따라 해석하여도 정도 높은 결과를 얻을 수 있음을 알 수 있었다.

2) 본 연구에서 제시한 기부강성 해석법으로 대상 선박의 기부강성을 계산하여 검토한 결과 주선체만의 탄성을 고려한 경우보다 상부구조물의 탄성도 함께 고려한 경우가 3차원 유한요소법의 해석결과치와 잘 일치하고 있음을 보아 본 간이계산법에 의하여 기부강성을 계산할 때에는 이를 감안하여야 할 것이다.

3) 상부구조물의 높이 변화에 따른 주선체의 고유진동수 변화는 거의 없으나, 상부구조물의 층수가 높을수록 고유진동수가 낮아지고 따라서 이 두 구조물의 연성진동으로 상부구조물의 전후진동이 크게 유발될 가능성이 있음을 알 수 있었다.

4) 단위 조화 강제력에 의한 강제 진동 해석결과, 선미 위치에서의 상하 방향 가속도 응답의 크기는 상부구조물의 높이변화에 따른 영향은 거의 없고, 상부구조물의 정부위치에서의 전후방향 가속도 응답은 상부구조물의 높이가 높을수록, 그 크기가 증가함을 알 수 있었다.

5) 본 방법에 의하여 단위 조화 강제력에 의한 상부구조물의 전후방향 가속도 응답을 높이 변화에 따라 계통적으로 계산해 두면, 초기설계 단계에서도 거주구

역에 대한 진동 허용치의 만족여부를 정도 높게 평가할 수 있는 자료가 될 수 있을 것이다.

끝으로 본 연구는 1986년도 문교부 자유과제학술연구구조성비에 의하여 연구되었으며 모든 수치 계산은 부산대학교 전자 계산소 CYBER 180으로 수행되었다.

참 고 문 헌

- [1] 金士洙, “배의 上下, 水平 및 비틀振動에 關하여 (第1報)”, 조선학회지, 제8권 제2호.
- [2] 廣渡智雪, 松本互平, “上部構造の前後振動に關する研究”, 造船協會 論文集, 第119號, 157-178, 1966.
- [3] 廣渡智雪, 松本互平, 加道博章, “上部構造の前後振動に關する研究”, 造船協會 論文集, 第125號, 147-155, 1969.
- [4] 廣渡智雪, “船尾 船橋樓の前後振動について”, 日立造船技報, 第30卷 第4號, 35-40, 1969.
- [5] 廣渡智雪, “上部構造・機關室および船尾部の振動”, 船船の振動および騒音に關する シンポジウム 日所船舶クラブ, 59-76, 1975.
- [6] 大沼覺, 松岡孝典外, “船尾船橋樓の船樓の前後振動”, 三菱工報, Vol. 8, No. 1, 131-145, 1971.
- [7] 加藤瞭外, “2次元 有限要素法による上部構造の固有振動數の計算について”, 日本造船學會誌, 第553號, 18-23, 1975.
- [8] 松本互平外, “船體と上部構造との連成振動”, 關西造船協會誌, 第176號, 85-91, 1980.
- [9] 長崎研究所 振動研究室, “船體—上部構造 連成振動の模型實驗結果”, 三菱重工業.
- [10] 三好俊郎 外, 有限要素法, 實教出版(株), 1976.
- [11] 戶川律人, 有限要素法による振動解析, サイエンス社, 1975.
- [12] 吉識雅夫, 山田嘉昭, マトリックス有限要素法, 培風館.
- [13] 北村殿, 濱田哲, “船體振動に關する研究”, 東京大學學位論文, 1980.
- [14] 笠川信之, “船體振動に關する研究”, 東京大學學位論文, 1981.
- [15] Payer, H.G. and Westram, A., “Elastic Foundation of Deckhouses”, *SNAME*, 29-38, 1979.
- [16] Sandstrom, R.E. and Smith, N.P., “Eigenvalue Analysis as an Approach to the Prediction of Global Vibration of Deckhouse Structures”,

- Marine Technology, Vol. 17, No. 3, 341-350, 1980.
- [17] Kavile, D. and Aajord, H., "Prediction of Vibration in the Afterbody of Ships", Norwegian Maritime Research, No. 4, 2-11, 1977.
- [18] Hinton, E. and Owen, D.R.J., Finite Element Programming, Academic Press, 1977.
- [19] VERITEC, Vibration Control in Ships, A.S. VERITEC Marine Technology Consultants, 1980.
- [20] Bathe, K.J. and Wilson, W.L., "Numerical Methods in Finite Element Analysis", 1st Ed., Prentice-Hall Inc., 1976.
- [21] 안경덕, "모우드 합성법에 의한 선체의 振動解析에 관한 研究", 釜山大學 碩士學位論文, 1985.
- [22] 배등명, "모우드 합성법에 의한 선체와 상부구조물의 연성 진동해석에 관한 연구", 부산대학 공학박사 학위논문.