

◎ 論 文

# 바이지식 초대형 부유 구조물의 유탄성 응답 해석

구 자 삼\* · 조 효 제\*\* · 김 병 현\*\*\* · 이 창 호\*\*\*\*  
(98년 2월 9일 접수)

## A Hydroelastic Response Analysis of a Very Large Floating Structure of Barge-Type in Waves

Ja-Sam Goo\* · Hyo-Jae Jo\*\* · Byung-Hyun Kim\*\*\* · Chang-Ho Lee\*\*\*\*

**Key Words** : Barge-Type(바이지식), Hydroelastic Response(유탄성응답), Very Large Floating Structure (초대형 부유구조물), Three Dimensional Source Distribution Method(3차원 특이점 분포법), Hydrodynamic Interaction(유체역학적 상호간섭)

### Abstract

A barge-type structure has been recently watched since The Floating Structures Association of Japan proposed the new concept as the most suitable one of floating airports. In this paper, the method, which is based on a combination of a three-dimensional source distribution method and the wave interaction theory is applied to very large floating structure of barge-type. The calculated results show good agreement with the experimental and calculated ones by Yago and remarkable characteristics concerning the hydroelastic behavior of the very large floating structure on the effects of hydrodynamic interactions and choice of body modelling

### 1. 서 론

최근, 해저자원, 해양에너지개발 및 해양공간이 용의 필요성이 육상자원의 고갈과 육상공간부족으로 점차 증가되는 추세에 따라 여러가지 해양개발 구상이 다각적으로 제안되고 있다. 해양공간이용

분야에는 폐기물처리시설, 발전시설, 석유비축기지 등 지역이기주의의 팽배로 유치를 꺼리는 다양한 형태의 플랜트를 해상에 건조하는 것과, 인구집중이 심한 대도시 주변 연안에 육상과 연결된 해상 공항이나 수상·해양레저시설, 사업 및 주거가 가능한 해양도시와 같은 여러형태의 해양구조물을

\* 종신회원, 부경대학교 조선해양시스템공학과

\*\* 종신회원, 한국해양대학교 조선해양공학부

\*\*\* 종신회원, 한국기계연구원 구조시스템연구부

\*\*\*\* 종신회원, 부경대학교 대학원 조선해양시스템공학과

건설하는 것이 있다. 따라서, 해양공간의 적절한 이용은 사회적·경제적으로 해결해야 할 복잡·다양한 양상의 사회문제를 해결하는데 중요한 해결책을 제시할 수 있을 것으로 예상된다.

지금까지 제안된 대표적인 초대형 부유식 해양구조물로서는 해양정보도시<sup>1)</sup>, 부체인공도시<sup>2)</sup>, 해상공항도시<sup>3)~6)</sup>, 중수심역 공간이용구조체<sup>7),8)</sup> 등을 들 수 있으며 현재 미국에서는 군사적 이용을 위한 이동식 해양기지에 대한 연구<sup>9),10)</sup>가 진행되고 있고, 일본의 경우 부유식 해상공항을 바아지식으로 건조하기 위한 다양한 연구<sup>11)~13)</sup>가 진행중에 있다.

해양공간이용의 방법은 크게 매립식(Reclaiming Type)과 부유식(Floating Type)으로 나눌 수 있다. 매립식은 지금까지의 실적과 경험이 풍부하므로 해양공간을 이용하는 방법으로 부족함이 없지만, 이 방법은 대수심 및 해저지반이 연약한 지역의 경우 매립이 어렵다는 점과 자연환경에 주는 영향이 크다는 단점이 있다. 이에 반해, 부유식 해양구조물은 해저지반 및 자연환경에의 영향도와 이동성, 내진성(耐震性)의 면에서 매립식보다 유리한 것으로 평가되고 있으며, 해양개발에 관한 기술의 진보에 따라 설계규모와 설치가능 수심이 점점 대형화·대수심화되고 있다. 또한, 해양공간이용을 위한 초대형 부유식 해양구조물은 구조형식에 따라 바아지식(Barge Type 또는 Pontoon Type)과 다수의 Column, Column-Footing 및 Lowerhull에 의해 지지된 반잠수식(Semisubmersible Type)으로 나눌 수 있다. 이러한 대표적 구조형식에 대해서 특징을 보면 바아지식은 복원스프링상수가 크고 굽힘강성이 작은 부체이고 Column Footing형 반잠수식 부체는 복원스프링상수가 작고 굽힘강성이 비교적 큰 부체이고, Lower-Hull형 반잠수식 부체는 복원스프링상수가 작고 굽힘강성이 큰 부체라고 볼 수 있다. 바아지식 부체에 대해서는, 關西 신공항의 제2터미널로 부유식 해상공항의 형식으로 제안됨에 따라 많은 연구가 활발히 진행 중이고, 실증실험에 대한 연구결과들<sup>14)~17)</sup>도 많이 발표되고 있고, 이러한 바아지식과 반잠수식 부체에 대한 응답특성의 비교에 대해서는 Ning Ma<sup>18)</sup>에 의해 발표된 바 있다.

종래의 부유식 해양구조물은 강체로 취급하던 것에 반해, 이와같은 초대형 해양구조물은 길이, 폭

에 비해 높이가 작아 전체적으로 상대적인 굽힘강성이 작은 구조물로 거동하게 되므로, 파랑중의 동적응답을 정확하게 추정하기 위해 구조물의 탄성변형과 유체의 연성을 고려한 소위 유탄성문제를 풀 필요가 있다. 지금까지 유탄성을 고려하여 행해진 초대형 해양구조물의 파랑중 응답계산에 이용되어왔던 구조모델은 1차원 탄성보 모델, 2차원 평판 모델, 3차원 구조 모델로 분류할 수 있다. 각종 유탄성 응답 해석법을 요약하자면 ① 영역분할법과 고유모-드 중첩법의 결합에 의한 것 ② 천홀수이론을적용한 압력분포법과 고유모-드 중첩법의 결합에 의한 것 ③ 접수면 전체에 특이점을 분포시키는 특이점 분포법과 유한요소법 혹은 유한차분법의 결합에 의한 것 ④ 하나의 요소부체에만 특이점을 분포시키고, 상호간섭이론과 유한요소법의 결합에 의한 것, ⑤ 대형구조물을 탄성 기초 위의 보 또는 판으로 근사시켜 구하는 근사적 방법 등으로 분류할 수 있다. ①,②,③의 방법은 바아지식 구조물에, ④의 방법은 반잠수식에, ⑤의 방법은 바아지식 및 반잠수식 구조물에 주로 적용되고 있다. 그러나 반잠수식 및 바아지식 초대형 해양구조물의 유탄성응답해석을 위해 동시에 적용될 수 있고, 실용적으로 정도 좋게 구할 수 있는 통합해석법의 개발이 요구되고 있는 실정이다.

본 논문에서는 기존의 상호간섭이론에 있어서, 지지부체의 배치에 대한 가정으로 어떤 지지부체를 둘러싸는 최소반경의, 해저에 닿는 가상 연직원주의 내측에는 다른 지지부체가 존재해서는 안되는 제한으로 말미암아 반잠수식 초대형 해양구조물에만 적용하던 해석기법<sup>19)</sup>을, 바아지식 초대형 해양 구조물에 적용하였다. 그리고, Yago의 길이 9.75m × 폭 1.97m × 높이 0.545m인 모델에 대한 실험치<sup>15)</sup>와의 비교·검토에 의해, 적절한 해석 모델링을 해둠으로써본 해석기법이 반잠수식 초대형 해양구조물 뿐만 아니라 바아지식 초대형 해양 구조물에도 적용가능함을 확인하였다.

## 2. 이론 해석

### 2.1 기본 가정 및 좌표계

기본가정으로서 상부구조는 3차원 선형 탄성골

구조조로 한다. 유체는 비압축성, 비점성으로 하고, 유체의 운동은 비회전인 것으로 한다. 또, 탄성응답과 입사파의 유체운동은 미소진폭 주기운동을 하는 것으로 하고, 각각 그 정상상태를 논하기로 한다. 또한, 자유표면은 모든방향으로 무한히 펼쳐져 있는 것으로 하고, 유한수심인 경우에는 수심일정으로 한다. 그리고 다수의 지지부체가 존재하는 경우에 있어서, 어떤 지지부체를 둘러싸는 최소반경의, 해저에 닿는 가상연직원주의 내측에는 다른 지지부체가 존재하지 않는 것으로 한다. 단, 이 부체 배치에 대한 가정은 정식화 과정상 필요하지만 바이저식 해양구조물에 적용할 경우에는 무시하기로 한다. 마지막으로 지지부체는 강체인 것으로 한다.

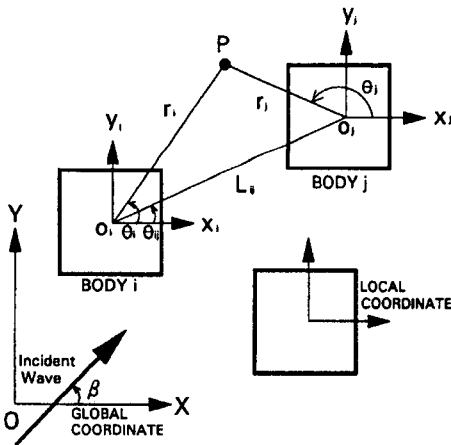


Fig. 1 Definition sketch

2.2 이론해석

Fig. 1 과 같이 평균수면에 공간고정된 국소 직각 좌표계  $o_i - x_i y_i z_i$ , ( $i=1 \sim M$ ) 를 갖는  $N$  개의 3차원 임의의 형상의 지지부체로 지지된 대형 해양구조물의 정상상태의 유력탄성문제를 생각한다.

다수의 지지부체가 미소 진폭 주기운동을 하고 있는 경우의 지지부체  $j$  ( $j=1 \sim N$ ) 의 전체 입사포텐셜은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\phi_j^I(r_j, \theta_j, z) = (\{a_j\}^T + \sum_{i \neq j}^N \{A_i\}^T [T_{ij}]) \{\phi_j^I\}$$

$$+ \sum_{i \neq j}^N \sum_{l=1}^6 (-i\omega\eta_{il} \{R_{il}\}^T [T_{ij}]) \{\phi_j^I\} \quad (1)$$

( $j=1 \sim N$ )

여기서,  $\{a_j\}^T$ 는 지지부체  $j$ 의 국소원주좌표계로 표현된 평면입사파의 포텐셜의 계수벡터의 전치이고,  $\{A_i\}^T$ 는 산란포텐셜  $\phi_i^D$ 의 계수벡터의 전치이고,  $\{\phi_j^I\}$ 는 부체  $j$ 에 입사하는 성분파를 요소로 하는 벡터이고, 부체  $j$ 의 국소 원주 좌표계로 나타낸 것이다. 또, 이 입사 성분파는 제1종  $n$ 차 Bessel함수  $J_n$  및 제1종  $n$ 차 변형 Bessel함수  $I_n$ 로 표시된다.  $[T_{ij}]$ 는 부체  $i$ 의 국소원주 좌표계로 표시된 부체  $i$ 의 산란성분파와 부체  $j$ 의 국소 원주 좌표계로 표시된 부체  $j$ 의 입사 성분파를 관계지우는 좌표변환 행렬이다.  $\eta_{il}$ 는 지지부체  $i$ 의 취부절점에서의  $l$  방향의 복소변위 진폭이다. 또한, 지지부체  $i$ 가 단독으로 존재하고  $l$  방향으로 단위 속도진폭으로 운동하고 있을 때의 부체  $i$ 를 둘러싸는 최소 반경의 해저에 닿는 가상 연직 원주의 외측의 방사 포텐셜  $\phi_{il}^R$ 은 다음과 같이 표시되어진 것으로 한다.

$$\phi_{il}^R(r_j, \theta_j, z) = \{R_{il}\}^T \{\phi_i^D\} = \{R_{il}\}^T [T_{ij}] \{\phi_j^I\} \quad (2)$$

여기서, 전치벡터  $\{R_{il}\}^T$ 의 요소는 지지부체  $i$ 가 단독으로 존재하고 있는 경우의  $l$  방향의 운동에 의한 방사 문제의 적분 방정식을 풀어 구해지는 계수이다.  $\{\phi_i^D\}$ 는 부체  $i$ 의 산란성분파를 요소로 하는 벡터이다. 또한 이 산란성분파는 제 1종  $n$ 차 Hankel함수  $H_n^{(1)}$  및 제 2종  $n$ 차 변형 Bessel함수  $K_n$ 으로 표시된다. 지지부체  $j$ 의 전체 입사 포텐셜에 대한 산란 포텐셜은 지지부체  $j$ 의 산란 특성을 나타내는 산란전달행렬  $[B_j]$ 에 의해 다음과 같이 표시된다.

$$\phi_j^D(r_j, \theta_j, z) = (\{a_j\}^T + \sum_{i \neq j}^N \{A_i\}^T [T_{ij}]) [B_j] \{\phi_j^D\} + \sum_{i \neq j}^N \sum_{l=1}^6 (-i\omega\eta_{il} \{R_{il}\}^T [T_{ij}]) [B_j] \{\phi_j^D\} = \{A_j\}^T \{\phi_j^D\}, \quad (j=1 \sim N) \quad (3)$$

여기서,  $[B_j]^T$ 의  $P$  행의 요소는  $\{\phi_j^I\}$ 의  $P$

번째의 요소의 입사성분파가 단독의 지지부체  $j$ 에 입사한 경우의 지지부체  $j$ 의 산란성분파의 계수로 이루어져 있다. 식(3)에서 다음식이 얻어진다.

$$\begin{aligned} \{A_j\} = & [B_j] \left( \{a_j\} + \sum_{i \neq j}^N [T_{ij}]^T \{A_i\} \right. \\ & \left. + \sum_{i \neq j}^N \sum_{l \neq j}^6 (-i\omega\eta_{li}) [T_{ij}]^T \{R_{li}\} \right) \\ & , (j=1 \sim N) \end{aligned} \quad (4)$$

윗식에 있어서, 미지수는  $\{A_i\}$ , ( $i=1 \sim N$ ) 및  $\eta_{li}$ , ( $l=1 \sim 6$ ;  $i=1 \sim N$ )이다. 그러므로  $N$ 개의 3차원 지지부체를 갖는 구조체의 정상상태의 유력탄성문제의 경우, 지지부체간의 유체역학적 상호간섭을 고려한 상부구조물의 구조응답을 구하기 위해  $N$ 개의 지지부체의 취부절점을 포함하는 전체 운동방정식 및 식(4)가 필요하다.

먼저, 지지부체  $j$ , ( $j=1 \sim N$ )의 취부절점에서의 복소외력진폭은  $D'$  Alambert의 원리에 의해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} & \sum_{l=1}^6 [\omega^2 (M_{klj} + \mu_{klj}) + i\omega\nu_{klj} - K_{klj}] \eta_{lj} \\ & - i\rho\omega [\{a_j\}^T + \sum_{i \neq j}^N \{A_i\}^T [T_{ij}]] \\ & + \sum_{i \neq j}^N \sum_{l=1}^6 (-i\omega\eta_{li}) \{R_{li}\}^T [T_{ij}] \\ & \times \int \int_{S_{h_i}} [\{\psi_j^l\} + \int \int_{S_{h_i}} \{\sigma_j\} G_j dS] n_{kl} dS \\ & , (k=1 \sim 6; j=1 \sim N) \end{aligned} \quad (5)$$

여기서,  $M_{klj}$ 는 지지부체  $j$ 의 취부절점에서 평가한 관성력계수,  $\mu_{klj}$  및  $\nu_{klj}$ 는 지지부체  $j$ 가 단독으로 존재하는 경우의 취부절점에서 평가한 부가질량 및 감쇠계수이다.  $K_{klj}$ 는 지지부체  $j$ 의 취부절점에서 평가한 정수압에 의한 복원력계수이다. 이 복원력 계수를 구할 때는 지지부체  $j$ 가 받는 무게 중심의 좌표가 필요하다. 따라서  $N$ 개의 지지부체의 취부절점을 포함하는 계의 전체 운동방정식은 다음과 같다.

$$([K] - \omega^2[M] - i\omega[C])\{\eta\} = \{F\} \quad (6)$$

여기서,  $[K]$ ,  $[M]$  및  $[C]$ 는 각각 상부구조의 강성행렬, 질량행렬 및 감쇠행렬이다.  $\{\eta\}$ 는 총자유도의 복소변위 진폭벡터이다. 그리고  $\{F\}$ 는 복소외력 진폭벡터이고, 그 성분은 지지부체의 취부절점에서는 식(5)를 사용하며, 그 이외의 절점에서는 0이다. 상부구조의 강성행렬 및 질량행렬은 상부구조를 골조구조(보요소)로 근사하는 것에 의해 구한다. 상부구조의 감쇠행렬은 Rayleigh 감쇠를 이용하기로 한다.

계의 전체 운동방정식은 식(6)과 식(4)의 연립방정식을 푸는 것에 의해, 총자유도의 복소변위진폭벡터  $\{\eta\}$  및 계수벡터  $\{A_i\}$ , ( $i=1 \sim N$ )가 구해진다.

따라서, 상부구조의 구조응답은 요소 강성행렬을 이용하는 것에 의해 구할 수 있다.

다수의 지지부체군에 대한 정상표류력을 구할 경우에는 다음의 식을 이용한다<sup>20)</sup>.

$$\overline{F_x} = \frac{\rho k_0^2}{8\pi D} \int_0^{2\pi} |H(\theta)|^2 (\cos\beta - \cos\theta) d\theta \quad (7)$$

여기서,

$$D = \frac{2k_0 h + \sinh 2k_0 h}{1 + \cosh 2k_0 h} \quad (8)$$

와 같이 정의되며  $D$ 는 수심 파라메타로서, 수심  $h \rightarrow \infty$  일때  $D \rightarrow 1$ 이 된다. 즉, 무한수심일 경우에  $D = 1$ 이 된다. 또한,  $H(\theta)$ 는 Kochin 함수를 나타내며 다음과 같다.

$$H(\theta) = \int \int_{S_h} \sigma \frac{\cosh[k_0(\xi+h)]}{\cosh k_0 h} e^{-ik_0(\xi \cos\theta + \eta \sin\theta)} dS \quad (9)$$

### 3. 수치계산 및 고찰

계산모델의 주요목은 Yago의 계산치 및 실험치와 비교하기 위하여 Fig. 2의 Yago의 실험모형과 같은 모델로 하였다. Yago 실험모델에 대한 주요목은 Table 1과 같고, 계산모델은 Fig. 4와 같이 전체부체를 10행 2열(20개)로 가상의 요소부체로 분할하고, Fig. 3(a)와 같이 동일 요소부체로 이루어진 경우(type 1)와 Fig. 3(b),(c)와 같이 두 종류의

서로 다른 요소부체로 이루어진 경우(type 2)로 하였다. Fig. 3(a)의 경우에는 요소 부체의 패널의 수는 480개로 하였고, Fig. 3(b), (c)의 경우에는 요소 부체 패널의 수는 각각 440개, 420개로 하였다. 파입사각은 Yago의 실험치와 비교하기 위하여 180°로 하였으며 수심은 190cm이다. 또한, 산란포텐셜의 무한급수의 항수로는 진동항을 5개( $n = 2$ ), 단조감소항은 영향이 거의 없으므로 무시하였다.

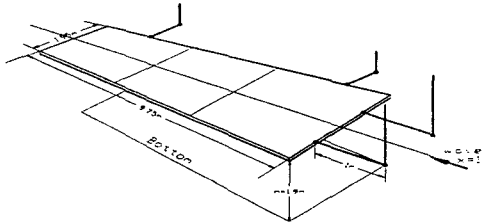


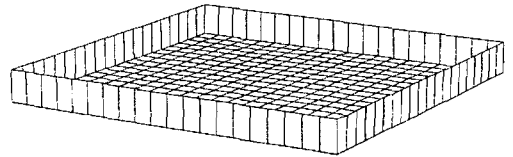
Fig. 2 Schem of the experimental setup by Yago

Table 1 Principal particulars of the Yago model

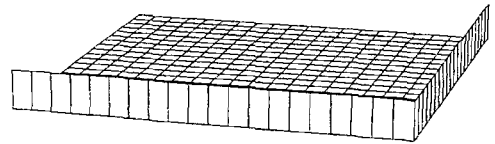
	VL10 [Test Model]	Prototype
Scale Ratio	1/30.77	1/1
Length, L	9.75m	300.0m
Breadth, B	1.90m	60.0m
Depth, D	54.5mm (1.68m)	2.0m
Draft, d	16.6mm	0.5m
Stiffness $EI_{Longi.} (kg \cdot m^2)$	$1.788 \times 10^3$ ( $4.93 \times 10^{10}$ )	$4.87 \times 10^{10}$
Water Depth	1.9m (58.5m)	8m

상부구조는 Fig. 4과 같이 직선보요소로 근사하였고, 모델의 강성의 불균일성을 무시하여 종탄성계수는  $1.716860 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$ 으로 전 구조물에 대해 균일한 것으로 하고 요소의 비틀림 계수는  $23183.9555 \text{ cm}^4$ 로 하였다. 포와송비는 0.345로 하고, 보요소의 재료의 밀도는  $5.264047 \times 10^6 \text{ kgf} \cdot \text{sec}^2/\text{cm}^4$ 으로 하였고, 구조감쇠는 Rayleigh 감쇠로 전체질량행렬에 비례하는 구조감쇠의 비례

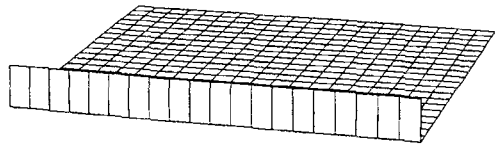
상수  $a$ 는 0.0으로 하였고, 전체강성행렬에 비례하는 구조감쇠의 비례상수  $b$ 는 0.01로 하였다. 스칼라 스프링 요소 및 스칼라 감쇠요소는 없는 것으로 한다. Fig. 4에서 흑점은 절점을 나타내고 굵은 실선은 보요소를 나타낸다. 절점번호 1,3,5,7,9,11,13,15,17,19에서 구조물의 수직방향(Heave) 및 수평방향(Surge)의 절점 변위 응답을 출력하였고, 요소부재번호 2,5,8,11,14, 17,20,23,26에서 구조물의 수직굽힘모멘트 및 수평방향의 힘의 응답을 출력하였다. 단 절점번호3,17에서는 돌핀계류를 시켜서 Y방향의 병진운동만을 고정시키고, 절점번호19,20에서는 X방향의 병진운동만을 고정했다.



(a) An elementary floating body resprented by 480 panals



(b) An elementary floating body resprented by 440 panals



(c) An elementary floating body resprented by 420 panals

Fig. 3 Submerged surface of an elementary floating body

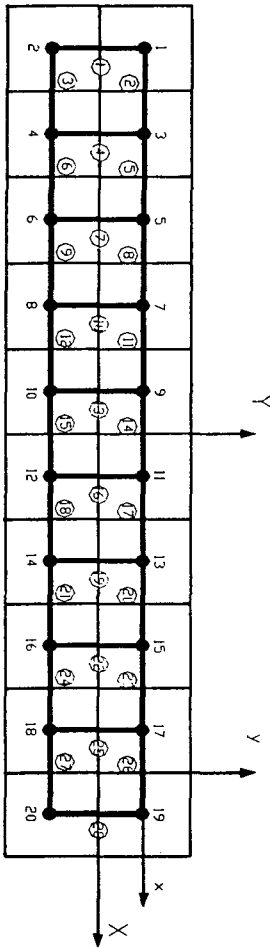


Fig. 4 Sketch of an arrays of 20(10 by 2) elementary floating bodies and the beam elements for the upperstructure

3.1 변위진폭 응답

Fig. 5~Fig. 29 상에 나타나는 단점선은 type 1에 있어서 상호간섭을 고려하지 않은 경우의 본 수치계산결과를 나타내고, 일점쇄선은 type 1에 있어서 상호간섭을 고려한 경우의 본 수치계산결과를 나타낸다. 또한 장점선은 type 2에 있어서 상호간섭을 고려하지 않은 경우의 본 수치계산결과를 나타내고, 실선은 type 2에 있어서 상호간섭을 고려한 경우의 본 수치계산결과를 나타낸다. 원표(○)는 Yago에 의한 계산결과를 나타내고, 흑점(●)은 Yago에 의한 실험결과를 나타낸다. 그리고 수평방

향은 종방향(X축방향)으로 한다.

3.1.1 수직 변위 진폭 응답

Fig. 5~Fig. 13는 WL/L=1.0(WL은 무한수심에서의 입사파의 파장)에서 0.2까지 0.1씩 감소시킨 경우에 대한 수직변위응답(cm/cm)으로 본 계산방법에 의한 결과치와 Yago의 계산치 및 실험치와 비교하고 있다. 본 계산방법에 있어 모델을 다수의 동일 형상의 부체로 조합된 것(type 1)과 다수의 2가지 형상의 부체로 조합된 것(type 2)에 대해서 각각 상호간섭을 고려한 것과 고려하지 않은 것으로 나누어 4가지의 계산치를 나타내었다. 가로축은 모델 중앙부를 원점으로 하여 길이방향을 나타내었고, 세로축은 단위진폭 당 수직변위를 나타내고 있다.

Fig. 5~Fig. 13는 상호간섭을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 있어 type 1의 결과치와 type 2의 결과치가 거의 같게 나타나고 있음을 볼 수 있다. 이것은 요소 부체의 형상을 type 1이나 type 2 중에 어느 것을 선택하더라도 수직변위에 대해 영향을 미치는 부분에는 변화가 없기 때문이다.

또한 상호간섭을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우의 차가 그렇게 심하지 않음을 볼 수 있다. 그

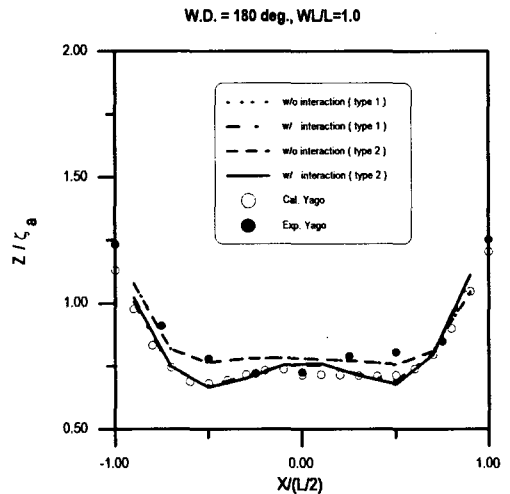


Fig. 5 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ , WL/L=1.0

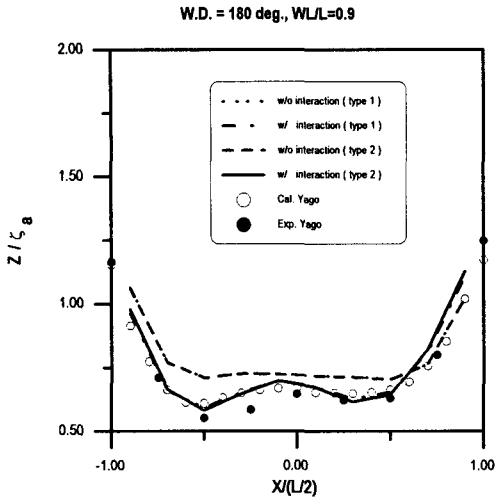


Fig. 6 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.9$

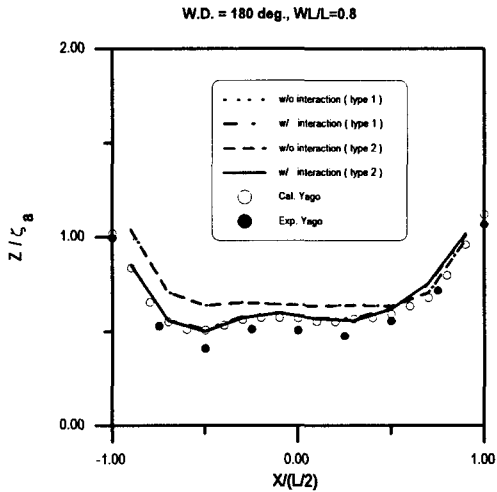


Fig. 7 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.8$

것은 모델의 형상이 홀수가 매우 작기 때문이다. 그럼에도 Yago의 계산치 및 실험치와 비교하면 상호간섭을 고려한 경우가 실험치와 더욱 잘 일치하고 있음을 볼 수 있고, Fig. 10~Fig. 13와 같이 고주파수의 파하측에 있어서 상호간섭의 영향을 뚜렷하게 볼 수 있다.

Fig. 5~Fig. 7를 보면 저주파수 측에서는 파상측과 파하측에서 최대 응답이 나타나고 중앙부에서도 다소 큰 응답이 나타나고 있으나 Fig. 10~Fig. 13을 보면 고주파수로 갈수록 파상측의 응답이 최대가 되고 파하측 및 중앙부의 응답은 저주파수의 경우와는 달리 점진적으로 감소되어 지는 것을 볼 수 있다.

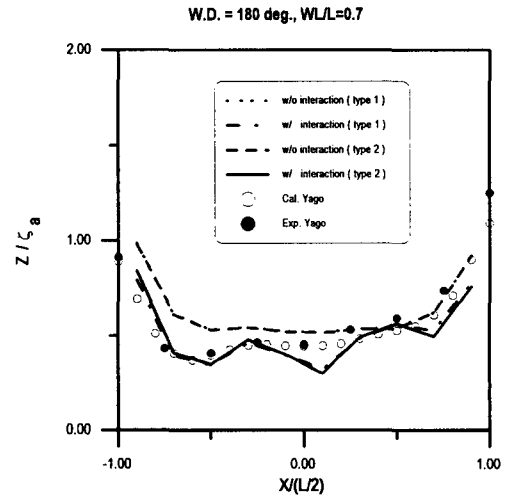


Fig. 8 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.7$

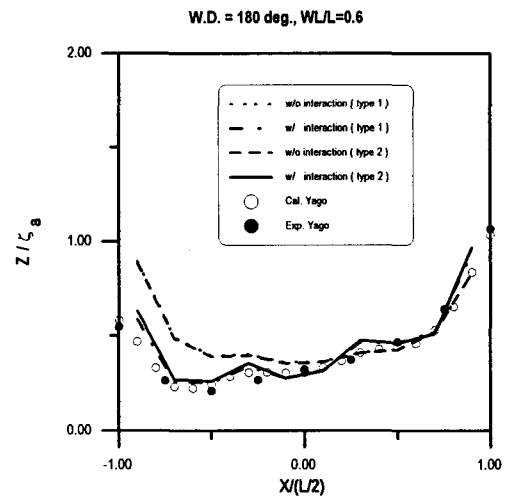


Fig. 9 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.6$

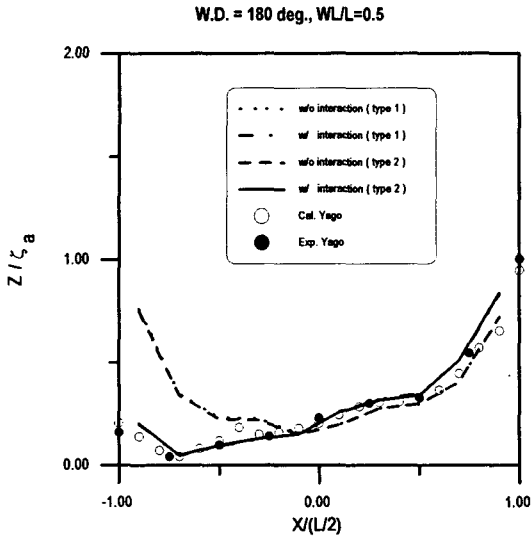


Fig. 10 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ , WL/L=0.5

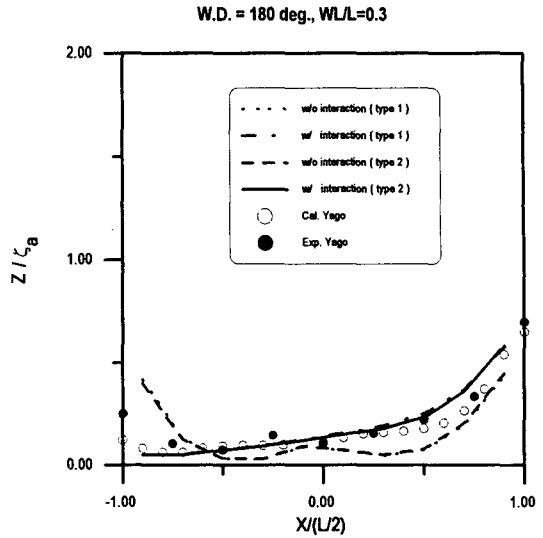


Fig. 12 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ , WL/L=0.3

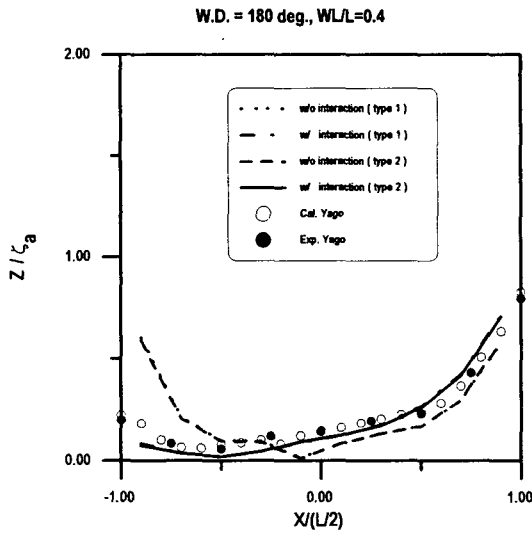


Fig. 11 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ , WL/L=0.4

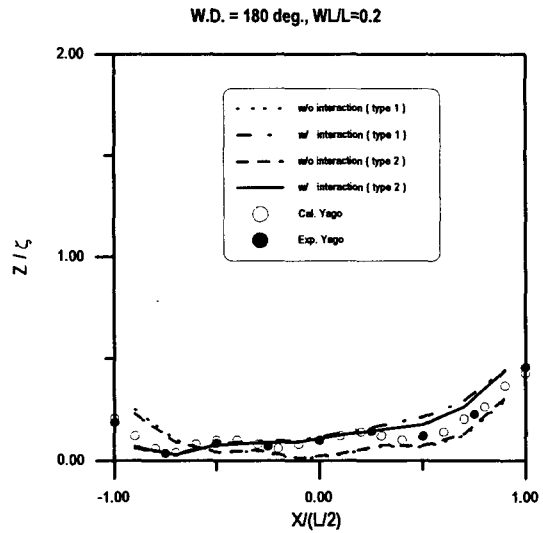


Fig. 13 Longitudinal distributions of Vertical Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ , WL/L=0.2

### 3.1.2 수평 방향 변위 진폭 응답

Fig. 14~Fig. 16은 WL/L=1.0, 0.5, 0.2에 대하여 계산을 수행하였다. Yago의 계산은 친환수이론을 사용하였기 때문에 수평방향의 변위 및 힘을 구할

수 없기 때문에 Yago의 실험치 및 계산치와는 비교할 수 없지만, 수직변위응답을 통하여 검증한 본 해석방법의 타당성을 토대로 수평방향의 응답을 구해보았다.



가로축은 수직 변위 진폭 응답과 마찬가지로 모델 중앙부를 원점으로 하여 길이방향을 나타내었고, 세로축은 수평 변위 응답진폭 ( $cm/cm$ )을 나타내고 있다.

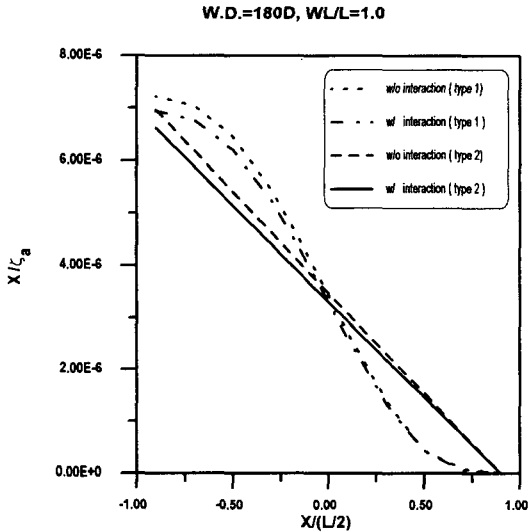


Fig. 14 Longitudinal distributions of Horizontal Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=1.0$

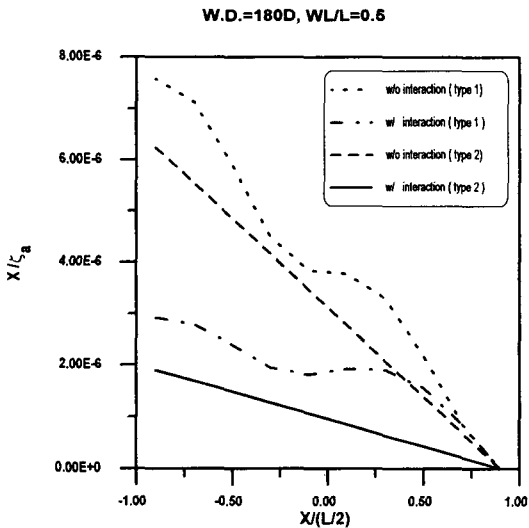


Fig. 15 Longitudinal distributions of Horizontal Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.5$

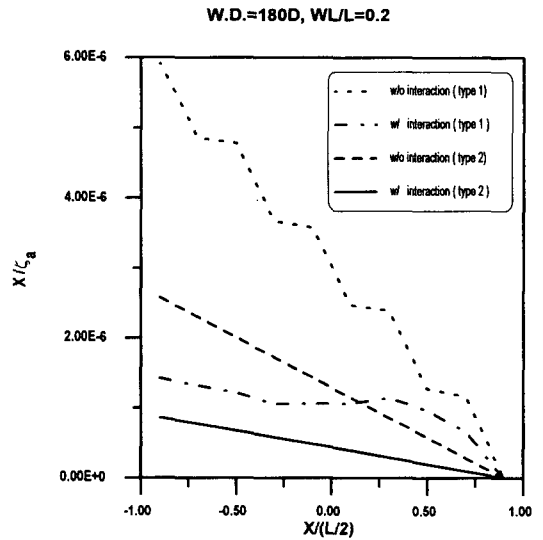


Fig. 16 Longitudinal distributions of Horizontal Displacement Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.2$

Fig. 14~Fig. 16을 보면  $X/(L/2)=7/8$ (19절점,  $X=438.75$  cm) 에서 X축방향의 변위는 고정시켰기 때문에 응답이 없고, 따라서 응답결과는 순수하게 탄성변위응답만을 나타내고 있다.

Fig. 14를 보면 저주파수에서는 상호간섭의 영향이 작게 나타나지만, Fig. 15와 Fig. 16을 보면 고주파수로 갈수록 상호간섭의 영향으로 파가 감소함에 따라 그 영향이 크게 나타나는 것을 볼 수 있다.

Fig. 14~Fig. 16에서 상호간섭을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 있어 type 1과 type 2의 결과치를 비교하여 보면 type 2의 결과치가 더욱 현실성 있다는 것을 알 수 있다. 그것은 type 1의 경우에는 Fig. 14에서 보듯이 유체력을 받지 않는 요소 부체의 특정면에 대해서도 유체력을 고려하였기 때문에 모델의 길이에 따라 수평방향의 길이변화가 다른 현상이 나타난다. 이에 반해 type 2의 경우에는 그런 불합리한 부분을 제거하였기 때문에 모델 길이에 따라 수평방향의 변위가 일정하게 늘어나고, 물리적으로 아주 현실성있는 결과를 얻을 수 있었다.

Fig. 14과 Fig. 16에서 type 2의 상호간섭을 고려한 경우의 결과를 비교하면  $WL/L=1.0$ 인 저주파수에서의 파하측의 수평방향의 응답진폭은  $WL/L=0.2$ 인 고주파수에서의 파하측의 수평방향의 응답진폭의 7배정

도가 된다.

### 3.2 부재내력 진폭 응답

#### 3.2.1 수직 굽힘 모멘트 진폭 응답

Fig. 17~Fig. 25의 가로축은 모델 중앙부를 원점으로 하여 길이방향을 나타내었고, 세로축은 수직 굽힘모멘트진폭응답( $kgf \cdot cm/cm$ )을 나타내고 있다.

Fig. 17~Fig. 25는 상호간섭을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 있어 type 1과 type 2의 결과치가 거의 같게 나타나고 있음을 볼 수 있다. 이것도 또한 수직변위와 마찬가지로 요소 부체의 형상을 type 1 이나 type 2 중에 어느 것을 선택하더라도 수직방향에 대해 영향을 미치는 부분에는 변화가 없기 때문이다.

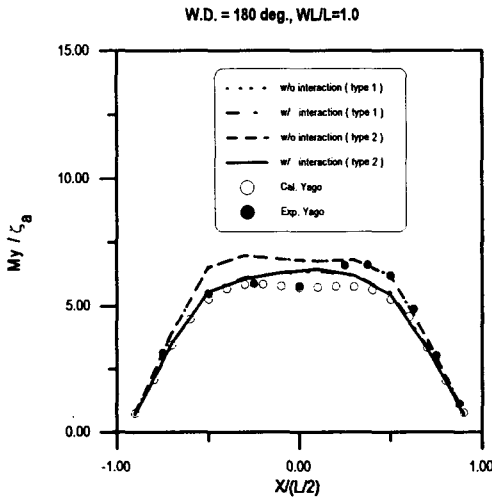


Fig. 17 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=1.0$

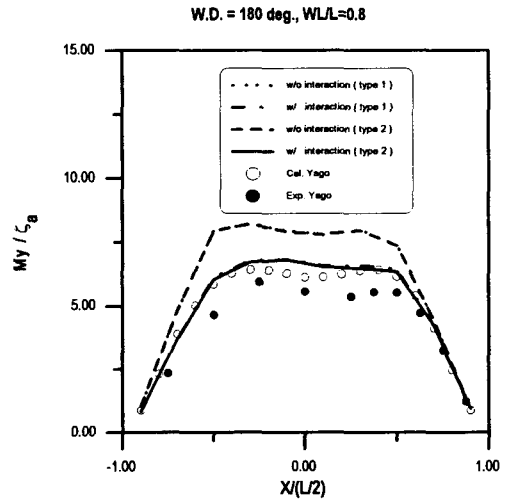


Fig. 19 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.8$

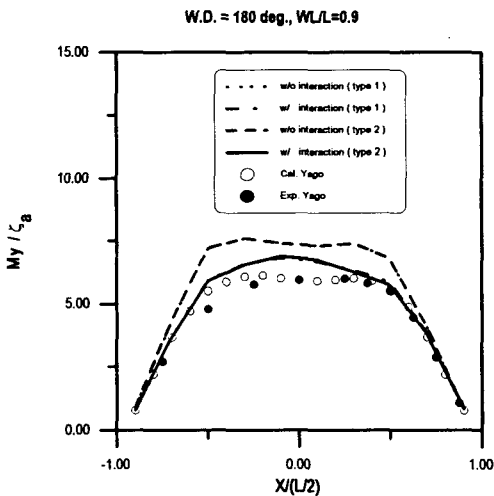


Fig. 18 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.9$

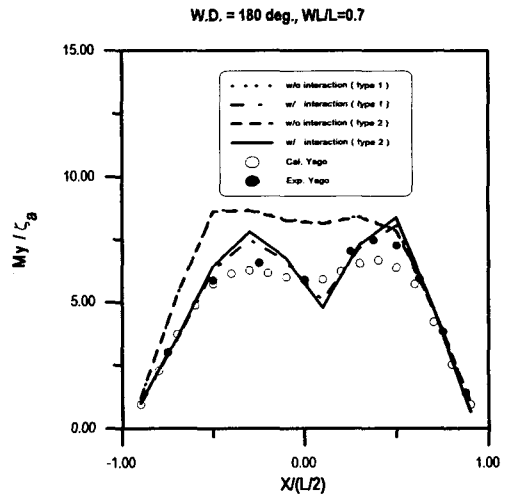


Fig. 20 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.7$

Yago의 계산치 및 실험치와 비교하면 상호간섭을 고려한 경우가 고려하지 않은 경우보다도 아주 잘 일치하고 있음을 볼 수 있고, Fig. 22~Fig. 25와 같이 고주파수의 파하측에 있어서 상호간섭의 영향을 뚜렷하게 볼 수 있다.

Fig. 17, Fig. 18을 보면 저주파수 측에서는 모델

중앙부에 있어서 최대응답이 나타나는 것을 볼 수 있고, Fig. 20, Fig. 21을 보면 모델 길이의 반보다 약간 긴 파장 부근에서는 모델 중심의 전후 1/4 부근에서 최대응답이 나타나는 것을 볼 수 있다. Fig. 22~Fig. 25을 보면 고주파수로 갈수록 파상측의 1/2부근에서 최대응답을 나타내고 파하측 및 중앙부의 응답은 저주파수의 경우와는 달리 점진적으로 감소되어 지는 것을 볼 수 있다.

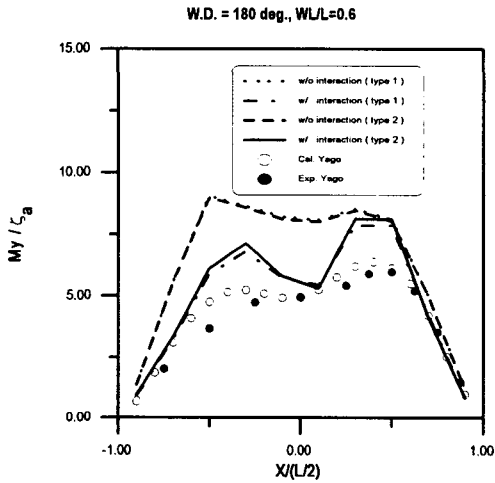


Fig. 21 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.6$

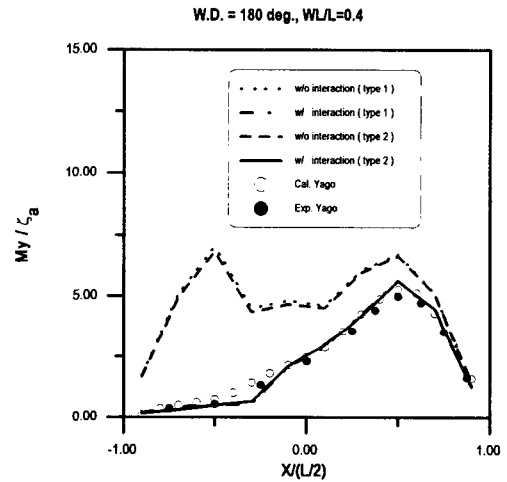


Fig. 23 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.4$

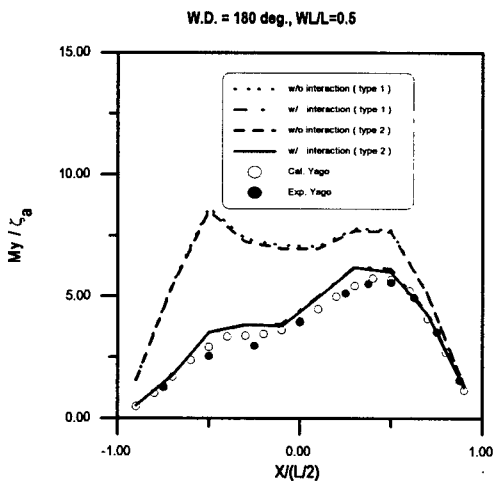


Fig. 22 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.5$

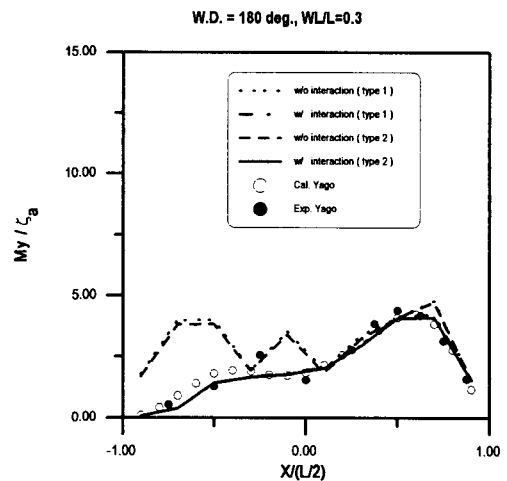


Fig. 24 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.3$

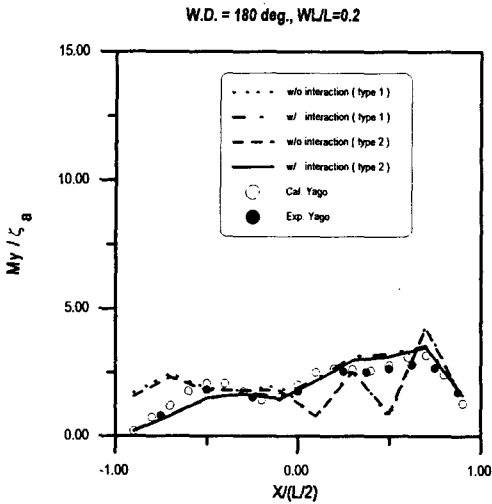


Fig. 25 Longitudinal distributons of Vertical Bending Moment Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.2$

### 3.2.2 수평 방향 내력 진폭 응답

수평 방향의 힘의 경우에 있어서는 Yago의 방법으로는 계산 불가능하므로 Yago의 실험치 및 계산치와의 비교는 하지 못하였고, type 1과 type 2의 경우에 있어서 수평방향의 내력의 응답 진폭을 비교하여 나타내었다.

가로측은 수직 굽힘 모멘트 진폭 응답과 마찬가지로 모델 중앙부를 원점으로 하여 길이방향을 나타내었고, 세로측은 수평 방향 힘 응답 진폭 ( $kgf/cm$ )을 나타내고 있다.

Table 1에서 보듯이 홀수가 매우 작기 때문에 수평방향의 내력은 매우 작다.

먼저 요소 부체 형상의 선택에 대한 영향을 살펴보면, 즉 type 1과 type 2에 있어서의 결과를 비교하면 type 1의 경우에 있어서는 모델의 내부에서 가장 큰 값을 가지는 것과 모델의 길이에 따라 값이 변하는 것을 볼 수 있는데, 이것은 부체형상이 실제로는 유체력을 받지 않는 부분에 대해서도 유체력을 고려하였기 때문에 나타나는 현상이다. 그러나 type 2의 경우에 있어서는 모델의 전길이에 대해 일정한 내력을 유지하고 있는데, 이것은 실제로 유체력을 받지 않는 부분을 고려하였기 때문이다. type 1과 type 2의 결과를 비교해보면 type 2

에 의한 결과가 물리적으로 더욱 현실성이 있는 것을 알 수 있다. 왜냐하면 파상측에 수평변위를 고정된 모델에 있어서 파하측의 수직면에만 수평방향의 외력이 작용하기 때문이다.

또한 Fig. 26에서 Fig. 28로 갈수록, 즉 저주파수에서 고주파수로 갈수록 상호간섭에 의해 파가 감쇠하므로 응답이 점진적으로 줄어들고 있다.

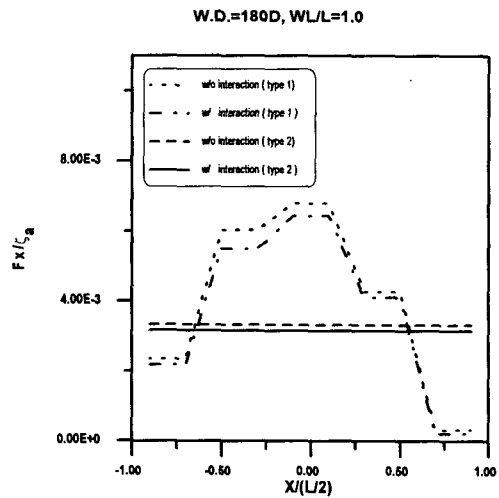


Fig. 26 Longitudinal distributons of Horizontal Force Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=1.0$

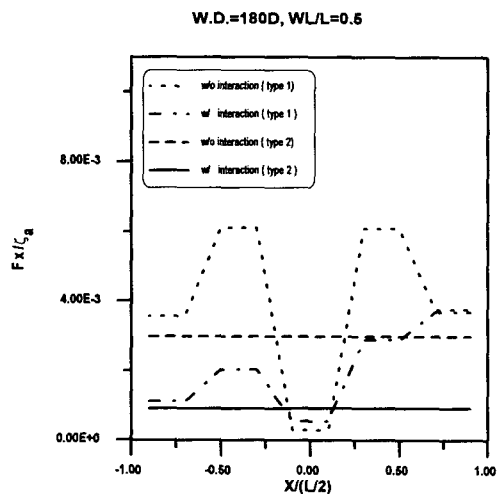


Fig. 27 Longitudinal distributons of Horizontal Force Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.5$

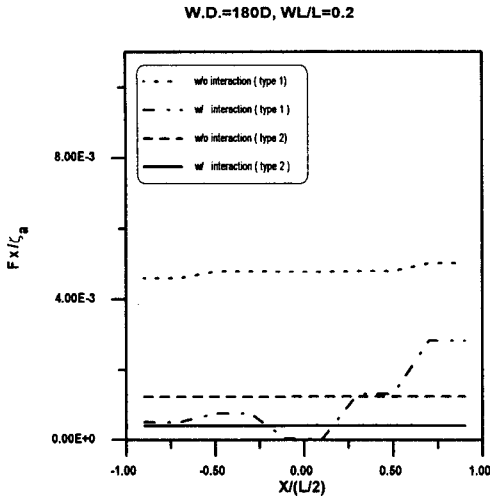


Fig. 28 Longitudinal distributions of Horizontal Force Amplitude at  $\beta=180^\circ$ ,  $WL/L=0.2$

### 3.3 표류력

Fig. 29에서 상호간섭의 영향은 고주파수로 갈수록 현저하게 나타난다. type 1 과 type 2의 결과를 비교해 보면 차이가 거의 나타나지 않는다. 즉 표류력은 모델링의 영향을 거의 받지 않는다. 이것은 type 1의 경우에 있어서 모든 부체의 가상 수직단면에 작용하는 유체력의 크기는 같고 방향이 서로

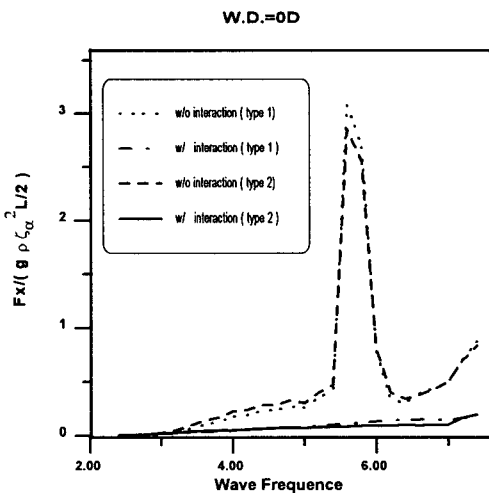


Fig. 29 Mean drift forces on 20(10 by 2) floating composite pontoons ( $\beta = 0^\circ$ )

다르므로 전체에 작용하는 유체력은 서로 상쇄되어 변함이 없기 때문인 것으로 생각된다. 이와 같은 결과를 고려하면 수직방향의 응답 및 표류력만을 구하고자 할 경우에는 구조물을 type 1과 같이 단순하게 모델링 할 수 있음을 알 수 있다.

## 4. 결론

본 논문에서 취급한 계산모델 및 계산조건하에서 얻어진 주요한 결론은 다음과 같다.

- (1) 반잠수식 초대형 구조물에 사용되는 해석기법을 바이지식 초대형 부유식 구조물에 적용하였고, Yago의 실험치 및 계산치와 본 계산치를 서로 비교·검토하여 본 모델링기법의 타당성을 확인하였다.
- (2) 상호간섭이론의 적용에 의해 바이지식 초대형 부유구조물에 현저하게 나타나는 유탄성 응답을 실용적으로 정도 좋게 구할 수 있다.
- (3) 바이지식 해양구조물의 수직방향의 응답 및 표류력만을 구하고자 할 경우에는 type 1과 같이 단순하게 모델링해도 정도 좋은 결과를 얻을 수 있다.
- (4) 바이지식 초대형 해양구조물에 주로 적용되는 기존의 해석기법은 대부분 수평방향의 응답을 구할 수 없는 단점을 가지고 있으나, 본 해석기법은 모든 방향의 응답을 구할 수 있다.

## 후기

본 연구는 과학기술처의 특정연구사업 “부유구조물의 파랑응답 해석기법개발”의 연구결과의 일부입니다.

## 참고문헌

- 1) 寺井精英, “海洋情報都市”, TBSブリタニカ, 1986
- 2) 日本産業機械工業會, “浮體人工都市實現化の調査研究報告書”, 1990
- 3) 日本海洋開發建設協會, “21世紀に向けてこれからの海洋開發”, 山海堂, pp.26~33, 1988

- 4) 安藤定雄ほか, “浮體工法による海上空港建設に係わる評価のための技術調査研究”, 船舶技術研究所 報告別冊, 第4號, 1983
- 5) Chow,P.Y. et al., “Engineering Concepts for Design and Construction of Very Large Floating Structures”, Proceedings of the First International Workshop on Very Large Floating Structures, pp.97~106, 1991
- 6) Baschieri,M. and Bellincioni,P., “Prestressed Concrete Floating Airport”, Proceedings of the First International Workshop on Very Large Floating Structures, pp.421~436, 1991
- 7) 吉田宏一郎ほか, “中水深域空間利用構造體の開発”, 半潛水式リング狀構造體の検討, 日本造船學會論文集, 第165號, pp.203~213, 1989
- 8) 吉田宏一郎ほか, “中水深域空間利用構造體の開発(その2), 碇着,免震システムの開発と構造體の最適化”, 日本造船學會論文集, 第170號, pp.619~629, 1991
- 9) Hickey, E.I. et al., “Mobile Offshore Bases”, Proceedings of the First International Workshop on Very Large Floating Structure, pp.133~148, 1991
- 10) Riggs,H.R. and Ertekin,R.C., “Approximate Methods for Dynamic Response of Multi-Module Floating Structures”, Proceedings of the First International Workshop on Very Large Floating Structure, pp.333~354, 1991
- 11) 平山次清,ほか, “長壽命浮体海上空港の波浪中應答特性”, 日本造船學會論文集, 第177,178,179號, 1995, 1996
- 12) Maeda,H. et al., “Hydroelastic Responses of Pontoon Type Very Large Floating Offshore Structure”, Journal of the society of naval architects of Japan, Vol.178, pp.203~212, 1995
- 13) Murai,M. Kagemoto,H. and Fujino,M., “On the Predictions of Hydroelastic Behaviours of a Huge Floating Structure in Waves - A Pontoon-type Floating Structure -”, Journal of the society of naval architects of Japan, Vol.178, pp.213~224, 1995
- 14) Mikio Takaki, Xiehong Gu, “Motions of of Floating Elastic Plate in Waves”, 日本造船學會論文集, 第180號, pp.331-339,1996
- 15) 矢後清和,遠藤久芳,“淺喫水箱型浮体の波浪中彈性應答について(大型模型による水槽試験)”, 日本造船 學會論文集, 第180號, pp.341-352,1996
- 16) 前田久明, 増田光一,官島省吾,居駒和樹,“ポンソン型超大型浮体式海洋構造物の波浪中彈性應答に關する研究(第2報 淺海影響と漂流力)”, 日本造船學會論文集, 第180號, pp.365-371, 1996
- 17) 村井基彦,影本 浩,藤野正隆,“超大型浮体の波浪中彈性舉動の推定法について(第2報)”, 日本造船學會論文集, 第181號, pp.123-134,1997
- 18) 馬 寧, 平山次清, 佐藤直章, “多柱式セミサブ型とポンソン型超大型浮體の波浪中彈性應答の比較”, 日本造船學會論文集 第180號, pp. 353 - 363, 1996
- 19) Ja-Sam Goo and Yoshida K, “A Numerical Method for Huge Semisubmersible Responses in Waves”, Transactions of the Society of Naval Architects and Marine Engineers, Vol.98, pp.365~387, 1990
- 20) 구자삼,조효제,홍사영,이창호,김경태,“다수의 부체로 지지된 초대형 해양구조물에 작용하는 정상표류력(II)” 大韓造船學會 論文集, 第33卷, 第4號, pp.150~161, 1996