

# 이어도 종합해양과학기지에 대한 設計波力の 검토 II: 碎波域에서의 流體力 Investigation on the Design Wave Forces for Ear-do Ocean Research Station II: Fluid Force in the Breaking Wave Field

전인식\* · 심재설\*\* · 최성진\*

In-Sik Chun\*, Jae-Seol Shim\*\*, and Seong-Jin Choi\*

**要 旨** : 제1부의 삼차원 수리모형실험에서 NNW 深海波向은 모형 이어도의 頂上部에서 발생하는 碎波로 인하여 구조물 위치에서의 파고는 매우 작은 반면, 구조물에 작용하는 파력은 오히려 深海波高에 대한 계산 파력보다 크고 그 시그널이 마치 파와 흐름이 복합되어 있는 듯한 특이한 현상을 보인 바 있다. 본 2부에서는 흐름을 碎波에 의하여 二次的으로 유도된 波浪流로 보고 이의 확인을 위한 수치해석과 이차원 수리실험을 수행하였으며 구조물 인근에서 쇄파에 의한 강한 循環流가 형성될 수 있음을 보였다. 순환류의 크기는 수치해석에 도입된 碎波 減衰率의 크기에 따라 달라지며, 파고분포의 실험치와 最適으로 조율된 경우의 流體力(原型)은 심해파고(24.6 m) 입력 파력 對比, 약 2.2%의 증가를, 제1부의 NNW 파향의 파력 실험치의 평균에 해당하는 유체력은 약 13.0%의 증가를 보였다.

**핵심용어** : 이어도, 방사응력, 파랑류, 쇄파, 환경사 방정식, 에너지 감쇠율, 자켓 구조물, 삭스 프로그램

**Abstract** □ In the Part I, the three dimensional model testing with NNW deep water wave direction gave the results such that the occurrence of breaking waves over the peak of Ear-Do caused very small wave height at the structure position. But the measured wave forces were rather greater than the calculated forces based on deep water wave height. Furthermore, It was also perceived that the time series of the forces looked like corresponding to the case that waves were superimposed by an unidirectional current. In the present Part II, the current is presumed to be a flow secondly induced by breaking waves, and an extensive study to clarify the current in a quantitative sense is performed through numerical analysis and hydraulic experiment. The results showed that a strong circulation can surely occur in the vicinity of the structure due to radiation stress differentials given by the breaking waves. It was also recognized that the velocity of the induced current varied with the magnitude of energy dissipation rate introduced in the numerical analysis. The numerical analysis was tuned adjusting the dissipation rate so that the calculated wave field could closely match with the experimental results of Part I. The fluid force (in prototype) for the optimal match showed approximately 2.2% increased over the calculated value based on the deep water wave height (24.6 m) whereas the force corresponding to the average of the experimental values showed the increase of about 13.0 %.

**Keywords** : Ear-Do, radiation stress, wave induced current, breaking waves, mild slope equation, energy dissipation factor, offshore jacket structure

## 1. 서 론

본 논문의 제1부에서는 이어도 해역과 이어도 종합해

양과학기지에 대하여 삼차원 수리모형실험을 수행하고 4개의 深海波向(NNW, SSW, S, SE)에 대하여 模型構造物에 작용하는 波力을 계측하여 그 결과를 제시하였다

\*건국대학교 토목공학과(Department of Civil Engineering, Konkuk University, 1 Hwayang-Dong, Kwangjin-Ku, Seoul 143-701, Korea)  
\*\*한국해양연구소 연안 항만공학연구센터(Coastal and Harbor Engineering Research Center, Korea Ocean Research and Development Institute, P.O. Box 29, Seoul 425-600, Korea)

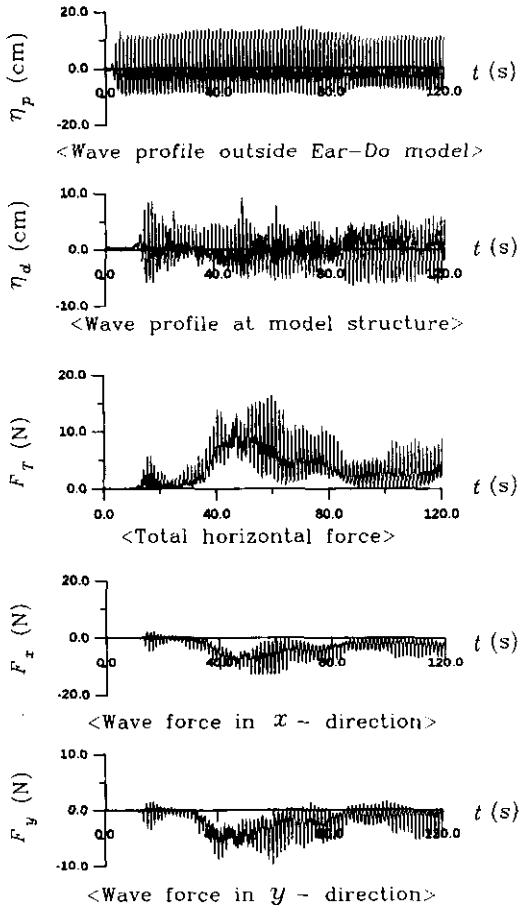


Fig. 1. Time history of water surface displacements and wave forces (NNW dir.).

(한국해양연구소, 1999, pp. 118-164). 波力 計測值들은 모두 설계파고(24.6 m)의 Stream function 5차파에 근거한 SACS 계산치(이하 SACS 계산치(설계파)로 표기)와 비교하였으며 深海波向 중 SSW, S, SE의 세 파향에 대해서는 계산치가 계측치보다 큰 것으로 나타났다. 그러나, 유일하게 구조물이 碎波域에 포함되는 NNW 파향에서는 계측치가 계산치를 상회하였으며 Fig. 1에서 보이는 바와 같이 파력성분  $F_x$ ,  $F_y$ 의 시그널이 공히 陰數 일변도의 극성을 띠는 특이한 현상을 보였다.

이와 같은 파력 시그널의 양상은 마치 파와 一方向性 흐름이 복합되어 있는 경우에 발생하는 流體力의 변화양상과 매우 유사하다. 이는 이어도 頂上部 인근에서의 碎波에 의하여 二次적으로 발생하는 강한 흐름의 존재를 시사하는 것이다. 실제, 이와 같은 흐름의 존재를 계측은 하지 않았으나 실험 중 부유물질을 살포하여 간

접적으로 확인한 바 있다.

본 연구에서는 흐름의 존재를 放射應力(radiation stress)의 공간적 差等に 의하여 유도된 일종의 波浪流(이하 碎波誘導流로 칭함)로 간주하고 이차원 및 삼차원 수치해석 및 수리실험을 통하여 碎波域에서의 파고분포 및 쇄파유동류의 정량적 결정을 시도하기로 한다. 이어도 구조물의 최종 설계파력 결정에 필요한 정보를 제공할 목적으로 NNW 파향에 대한 수치해석결과를 이용, 이어도 구조물에 작용하는 流體力를 산정하고 구조물의 기본설계(한국해양연구소, 1998)에서 채택한 SACS 계산치(설계파)와 비교하기로 한다.

## 2. 碎波誘導流에 대한 수치해석

### 2.1 개요

碎波誘導流 및 流體力의 확인 및 정량화 작업은 수치해석과 수리모형실험을 병행하여 수행한다. 수치해석에서는 먼저 波高 및 放射應力の 공간적 분포를 계산하고 다음에 碎波誘導流를 계산하는 二重의 절차에 따라 수행한다. 파고 및 방사용력의 수치해석기법에 대해서는 時間依存 형태의 緩傾斜 방정식을 기본방정식으로 하며 쇄파에서 파에너지 감쇠를 고려한 이차원, 삼차원 유한차분 모형을 각각 수립한다. 파랑류의 수치해석은 연속방정식과 운동방정식을 풀기 위한 통상적인 유한차분 모형을 이용한다.

### 2.2 파랑전파 및 방사용력의 결정

삼차원 파랑전파를 수치적으로 결정하기 위한 지배방정식으로서 다음과 같은 時間依存 緩傾斜 방정식계(Nishimura, et al., 1983)를 이용하였다.

$$\frac{\partial \zeta}{\partial t} + 1 \left\{ \frac{\partial}{\partial x} (nQ_x) + \frac{\partial}{\partial y} (nQ_y) \right\} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial Q_x}{\partial t} + c^2 \frac{\partial \zeta}{\partial x} = 0 \quad (2)$$

$$\frac{\partial Q_y}{\partial t} + c^2 \frac{\partial \zeta}{\partial y} = 0 \quad (3)$$

여기서,  $\zeta$ 는 水面變位,  $(Q_x, Q_y)$ 는 각각  $x$ 와  $y$  성분의 線流量 그리고  $c$ 는 波速을 의미한다. 쇄파 시에는 식 (2), (3) 대신 碎波減衰係數  $f_d$  [sec<sup>-1</sup>]를 포함한 다음 식을 이용한다.

$$\frac{\partial Q_x}{\partial t} + c^2 \frac{\partial \zeta}{\partial x} + f_D Q_x = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial Q_y}{\partial t} + c^2 \frac{\partial \zeta}{\partial y} + f_D Q_y = 0 \quad (5)$$

식 (4)와 (5)의  $f_D$ 는 다음과 같은 에너지 평형식을 이용하여 결정한다.

$$\Delta \cdot (c_g E) = -\Phi_D = -f_D n E \quad (6)$$

여기서,  $\Phi_D$  = 에너지 減衰率 [J/m<sup>2</sup>s],  $n$  = 천수변형 파라미터,  $E = \rho g H^2/8$ 이다. Southgate(1995)는 쇄파에 의한 에너지 감쇠율에 대한 기존의 연구를 정리한 바 있으며, 본 연구에서는 Le Mehaute(1963)가 제시한 다음과 같은 조석보어 類似 이론을 이용하였다.

$$\Phi_D = n E f_D = \frac{\lambda \rho g^{3/2} k H^3}{8 \pi h^{1/2}} \quad (7)$$

여기서,  $\lambda = O(1)$ 의 실험상수,  $k$  = 파수,  $h$  = 평균수심이다.

입의 위치에서의 쇄파발생 여부를 판별하기 위해서는 Fig. 2에서 보이는 바와 같이 쇄파의 최초발생 시에는 淺海 쇄파조건인  $H/d = 0.78$ 조건으로 검시하고 既碎波인 경우에는 Horikawa and Kuo(1966)의 연구결과를 참조하여  $H/d = 0.35$ 로 하였다.

지배방정식들의 공간은 交互 격자체계(staggerd mesh scheme)를, 시간은 Leap frog 기법을 이용하여 차분화 하였다. 본 연구에서는  $\Delta x$ 와  $\Delta y$ 를 대표파장의 1/20-1/40정도로 동일하게  $\Delta s$ 로 취하였으며, 계산의 안정성을 확보하기 위하여 시간증분을

$$\Delta t \leq \frac{\Delta s}{\sqrt{2} c_{max}} \quad (8)$$

와 같이 취하였다.

계산영역은 본 논문의 1부에서 언급한 삼차원 수리모형실험의 영역과 동일하게 취하였다. NNW 파향에 대

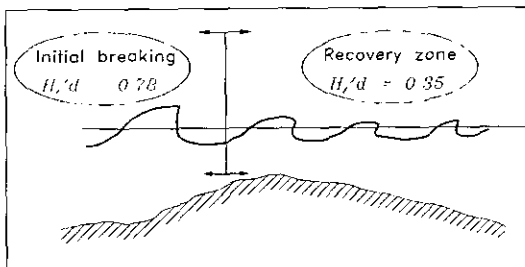


Fig. 2. Wave breaking criterion.

한 파랑전파를 모의하기 위하여 북쪽을 보아 영역의 上端과 左端을 입사경계로, 下端과 右端을 투과경계로 처리하였다. 지배방정식의 二次元的 적용을 위해서는 입사 경계조건으로는 内部造波技法을, 투과경계로서는 sponge 층 기법을 이용하였다(윤 등, 1996; Larsen and Dancy, 1983).

파랑전파의 해석결과( $Q_x$ ,  $Q_y$ ,  $\zeta$ )를 얻은 다음, 放射應力의 성분들( $S_{xx}$ ,  $S_{yy}$ ,  $S_{xy}$ ,  $S_{yx}$ )은 다음과 같이 결정하였다(Watanabe and Maruyama, 1986).

$$\frac{1}{\rho g} S_{xx} = n \hat{Q}_x^2 + (2n-1) \frac{\zeta^2}{4} + \Gamma \quad (9)$$

$$\frac{1}{\rho g} S_{yy} = n \frac{\hat{Q}_y^2}{2c^2} + \frac{(2n-1)\zeta^2}{4} + \Gamma \quad (10)$$

$$\frac{1}{\rho g} S_{xy} = \frac{1}{\rho g} S_{yx} = n \frac{\hat{Q}_x \hat{Q}_y}{2c^2} \cos(\epsilon_x - \epsilon_y) \quad (11)$$

$$\Gamma = \frac{1}{8\sigma} \left[ \frac{\partial}{\partial x} \{ \zeta \hat{Q}_x \sin(\epsilon_\zeta - \epsilon_x) \} + \frac{\partial}{\partial y} \{ \zeta \hat{Q}_y \sin(\epsilon_\zeta - \epsilon_y) \} \right] \quad (12)$$

여기서,  $(\hat{Q}_x, \hat{Q}_y, \hat{\zeta})$  와  $(\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_\zeta)$  는  $(Q_x, Q_y, \zeta)$ 의 진폭과 위상을,  $\sigma$ 는 각파파수를 의미한다.

### 2.3 碎波誘導流의 계산

쇄파유도류의 평균유속성분  $\bar{U}$ ,  $\bar{V}$ 과 평균수위의 변화량  $\zeta$ 를 구하기 위한 지배방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \bar{\zeta}}{\partial t} + \frac{\partial(h + \bar{\zeta})\bar{U}}{\partial x} + \frac{\partial(h + \bar{\zeta})\bar{V}}{\partial y} = 0 \quad (13)$$

$$\frac{\partial \bar{U}}{\partial t} + \bar{U} \frac{\partial \bar{U}}{\partial x} + \bar{V} \frac{\partial \bar{U}}{\partial y} + F_x - M_x + R_x + g \frac{\partial \bar{\zeta}}{\partial x} = 0 \quad (14)$$

$$\frac{\partial \bar{V}}{\partial t} + \bar{U} \frac{\partial \bar{V}}{\partial x} + \bar{V} \frac{\partial \bar{V}}{\partial y} + F_y - M_y + R_y + g \frac{\partial \bar{\zeta}}{\partial y} = 0 \quad (15)$$

여기서,  $(F_x, F_y)$ 는 바닥마찰항,  $(M_x, M_y)$ 는 수평혼합항,  $(R_x, R_y)$ 는 放射應力項을, 그리고  $h$ 는 停止水深을 의미한다. 바닥마찰항은

$$F_x = \frac{C_f}{h} \bar{U} |\bar{U}| \quad (16)$$

$$F_y = \frac{C_f}{h} \bar{V} |\bar{V}| \quad (17)$$

로 하였으며, 마찰계수는  $C_f \approx 0.01$ 를 사용하였다(Horikawa, 1988, pp. 75-78; Copeland, 1985, pp. 164-166). 방사응력항은 다음과 같이 결정하였다(Horikawa, 1978, pp.

213-229).

$$R_x = \frac{1}{\rho(h+\zeta)} \left( \frac{\partial S_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial S_{xy}}{\partial y} \right) \quad (18)$$

$$R_y = \frac{1}{\rho(h+\zeta)} \left( \frac{\partial S_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial S_{yy}}{\partial y} \right) \quad (19)$$

계산영역은 제2.2절의 파랑전파의 경우와 동일하게 하였다. 지배방정식의 차별화 역시 파랑전파의 경우와 마찬가지로 공간은 交互格子를, 시간은 Leaf frog 방법을 적용하였다. 경계조건으로는 매 시간간격마다 계산영역의 四境界面에서의 유속성분은 유속의 유출입이 없다고 가정하여 모두 영으로 처리하였다.

### 3. 二次元 수리모형실험 및 결과

#### 3.1 개요

碎波誘導流의 이에 따른 流體力을 실험적으로 규명하기 위하여 二次元 수리모형실험을 수행하였다. 이차원 수리모형실험의 축척은 삼차원 모형실험(한국해양연구소, 1999, pp. 118-164)과 동일하게 1/120으로 하였다(Table 1). 이차원 단면의 재현은 Fig. 3에서 보이는 것처럼

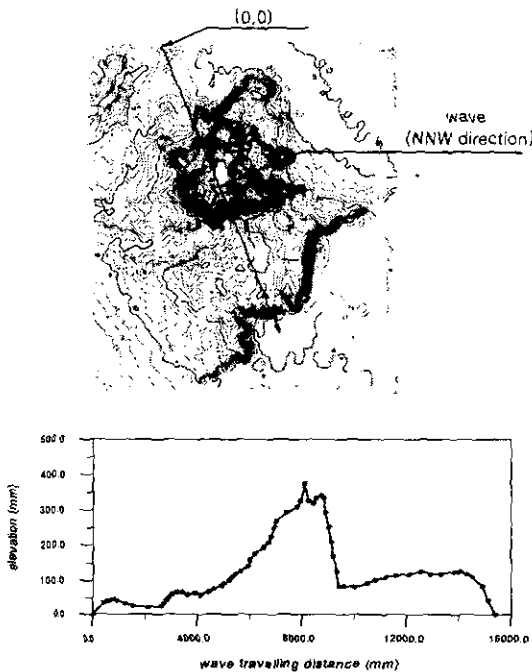


Fig. 3. Longitudinal cross-section of Ear-Do in NNW wave direction.

Table 1. Experimental condition

구분	원형	모형(1/120)
조위	3.7 m	30.8 mm
천단고(DL 기준)	24 m	200 mm
		(HHWL + 169 mm)
구조물설치 수심	43.7 m	363 mm
이어도 주변수심	58.7 m	489 mm
설계파고	24.6 m	205 mm
설계파 주기	15초	1.37초

NNW 파향에 따라 형성하는 縱斷面으로 하였다.

수리실험은 한국해양연구소의 이차원 조파수조(53.3 m L×1.0 m W×1.25 m H)를 이용하였다. 반사파의 효과를 경감하고 또한 이차원 파랑류의 원활한 순환을 가능케 할 목적으로 Fig. 4에서 보이는 바와 같이 분리대를 사용하여 수조의 폭을 0.7 m와 0.4 m로 분할하였으며 해저 지형을 폭 0.7 m 구간에 설치하였다.

해저지형은 이어도 NNW 縱斷面을 Fig. 5와 같이 축소 재현하였으며, 그리고 실험결과와 효율적 정량화를 기도할 목적으로 頂上部를 가지며 양면이 일정경사를 갖는 지형(Fig. 6)을 아울러 시도하였다(이하 삼차 단면으로 칭

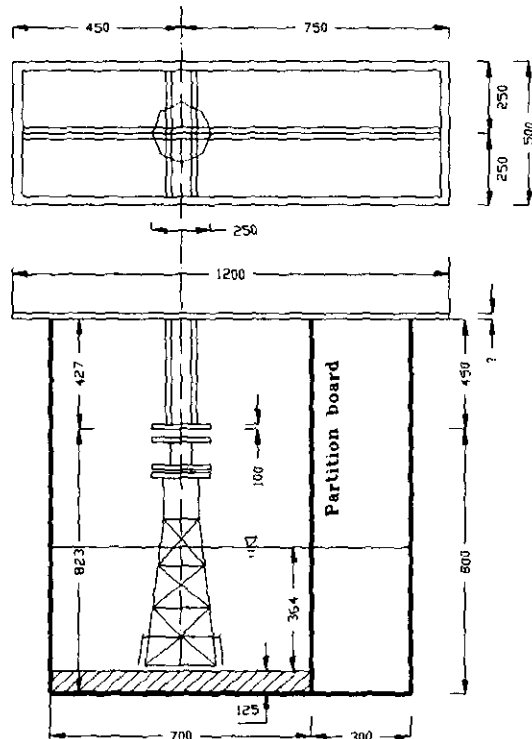


Fig. 4. Installation of model structure and flow separator.

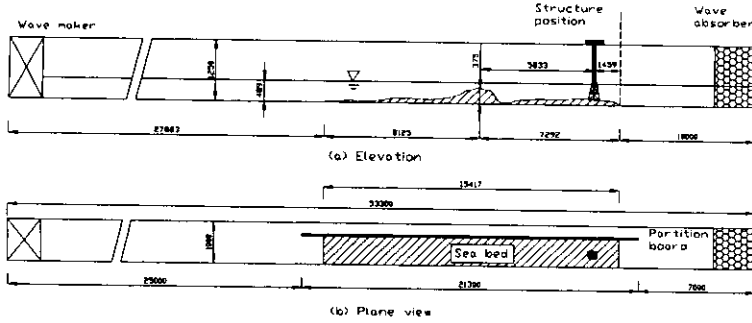


Fig. 5. Experimental scheme of the NNW cross-section of Ear-Do.

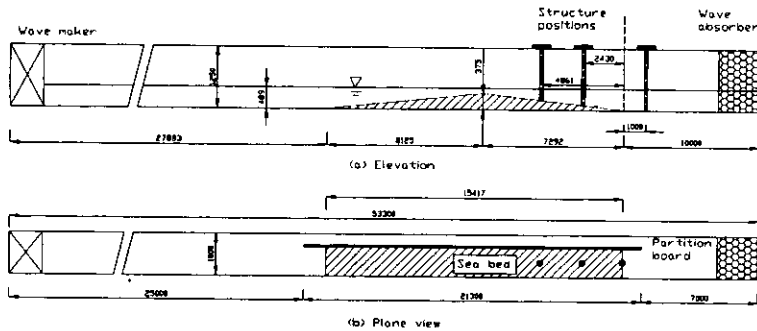


Fig. 6. Experimental scheme of the sea bottom with uniform slopes.

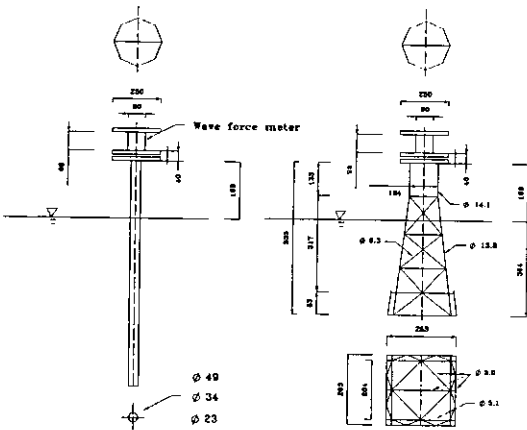


Fig. 7. Model structures (left : vertical piles, right : Ear-Do structure model).

함). 이어도 모형구조물은 Fig. 7과 같이 圓形斷面 파일 그리고 삼차원 실험에서 사용하였던 이어도 模型構造物로 하였다. 삼각 단면에서는 3개의 서로 다른 지점에 길이가 다른 원형단면 파일을, NNW 단면에서는 해당 구조물 위치에 이어도 모형구조물을 위치시키고 설치점에

서의 波高, 流速, 그리고 波力( $F_x, M_y$ )를 계측하였다. 실험과는 총 25개의 규칙파, 1개의 불규칙파로 하였다. 불규칙파는 본 이어도 구조물의 설계파에 상응하는 有意波에 대한 것이다.

3.2 실험 결과

모형파일과 구조물 위치에서 계측한 파고, 유속 그리고 파력자료를 분석한 결과, 전 실험파 조건에 걸쳐 매우 미미한 평균유속과 그리고 SACS 계산치(설계파)보다도 훨씬 작은 波力이 검출되었다. 이는 사실상 삼차원 파력실험 결과와 매우 다른 결과이다. 그러나, 작은 유속 및 파력에 대한 원인은 이차원 실험의 성격 상 放射應力에 의한 波浪流의 형성이 어렵다는 데 있는 것으로 보인다. 즉, 흐름은 循環流의 형태로 존재하나 兩端이 폐쇄된 二次元 수조에서는 이와 같은 循環流가 형성되기가 근본적으로 곤란하다. 분리대를 이용한 본 실험에서는 분리대의 延長을 순환하는 흐름을 기대할 수 있으나 안정된 흐름이 형성되기 위해서는 상당히 긴 造波時間이 필요하다. 그러나, 長時間 造波 시에는 水槽 內 파 에너지 누적에 따른 入射波 자체의 왜곡이 발생한

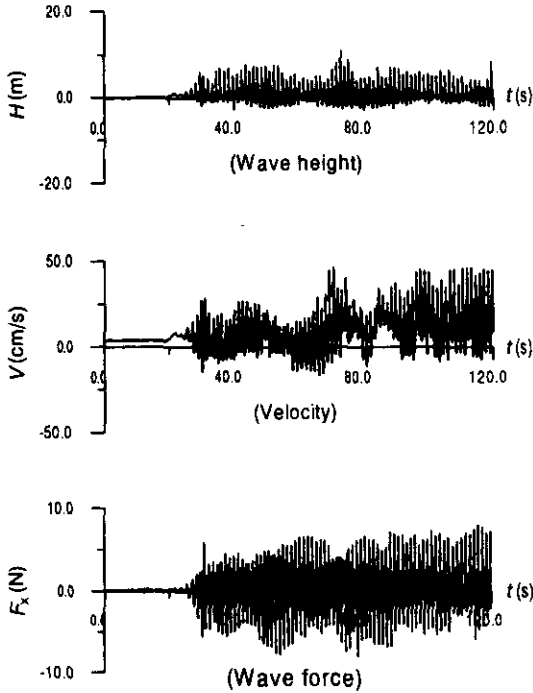


Fig. 8. An example of the time history of wave profile, wave force and flow velocity ( $T = 13$  sec,  $H_p = 12.9$  cm,  $d = 0.239$  m,  $D = 11.4$  cm).

다. 결국, 구조물 위치에서 파고와 유속의 평형상태를 동시에 달성하는 것은 매우 어려운 것으로 보인다(삼차원 모형실험에서는 側面으로의 질량전달에 의하여 循環流의 형성이 비교적 쉽게 이루어 졌을 것으로 판단된다). 그럼에도 불구하고 Fig. 8은 일례로서 시간진행에 따른 약

간의 一方向性 유속성분과 波力偏向을 보여준다.

상기와 같은 波浪流 형성의 제약성으로 말미암아 본 실험결과 중에서 유속과 파력에 대한 실험결과는 추가적인 분석에서 제외하였으며 구조물 위치에서 파고( $H_d$ )만을 추출하여 향후 수치해석적 고찰에서 검증자료로 활용하기로 한다.

#### 4. 수치해석의 적용 및 검증

##### 4.1 二次元 적용

이러도 삼각 단면 지형과 NNW 縱斷面에서의 波動場을 계산하여 실험치와 비교하였다. Fig. 9과 Fig. 10은 内部造波技法과 좌 우측 스폰지 층을 포함하는 각 단면형태의 계산영역을 보여준다. Fig. 11은 삼각 단면에 대해서 식 (7)의 계수  $\lambda$ 의 변화에 따른 파고분포(규칙파)를 보여준다. 지형의 頂上部에서 碎波가 발생하여  $\lambda$  값에 관계없이 파고가 급격히 감소하는 양상을 보여주고 있으나  $\lambda = 0.7$ 일 때 쇄파 전후에 걸쳐 계산치와 실험치가 가장 잘 일치함을 볼 수 있다. 이와 같이  $\lambda$  값은 지형과 입사파 제원에 따라 크기가 변하며 실험치에 의하여 補正하여 사용하는 것이 바람직하다.

Fig. 12는 이러도 NNW 縱斷面에 대한 水面變位, 파고, 放射應力, 평균수위, 碎波誘導流의 변화를 보여준다. 파고의 실험치는 구조물 위치에서의 單一 계측치만 사용하였다. 또한, 파고와 방사응력에서 <● Formula>는 線型波 이론에서 유도된 공식을 사용한 계산치를 의미한다. 즉, 파고 변화에 대한 淺水變形 式은

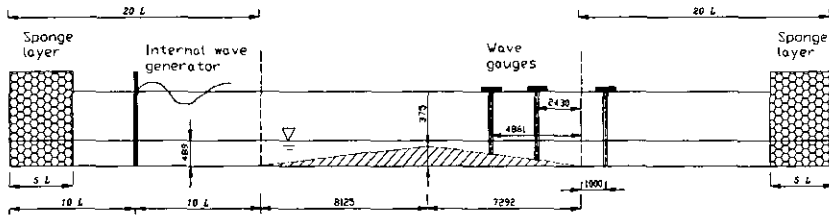


Fig. 9. Scheme of trial operation of 2D numerical model.

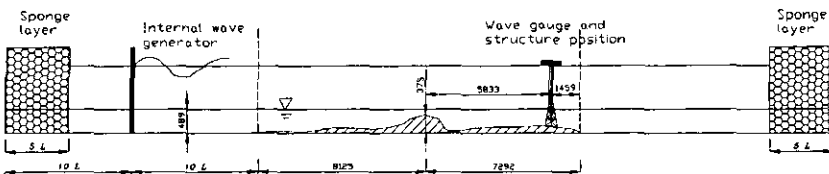


Fig. 10. Scheme of 2D application for NNW cross-section.

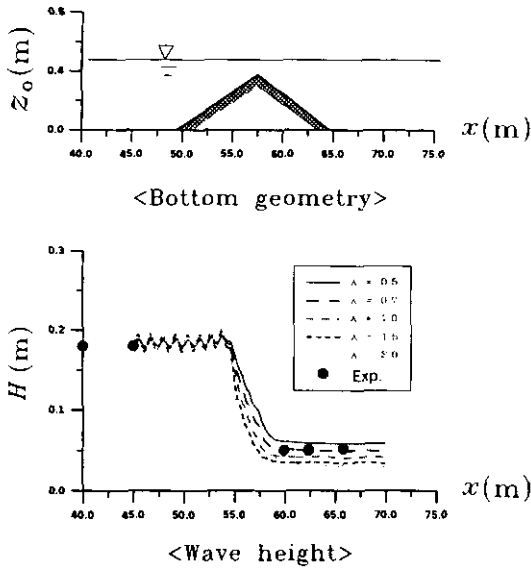


Fig. 11. Effects of the energy dissipation factor on the decrease of wave height in breaking zone ( $d_p=0.489$  m,  $H_p=18$  cm,  $T=1.37$  s).

$$H = H_0 \sqrt{\frac{1}{2n} \frac{1}{\tanh kh}} \quad (20)$$

이며, 放射應力 式은

$$S_{xx} = \frac{E}{2}(4n-1) \quad (21)$$

이다. 여기서,  $n$ 은 淺水變形 파라미터이다. 본 NNW 縱斷面에서는  $\lambda=0.35$ 가 사용되었으며 파고의 계측치, 그리고 식 (20), (21)의 계산치들이 각각 해당하는 수치해석의 계산치들과 잘 일치함을 볼 수 있다.

### 4.2 三次元 적용

模型 이어도 해역에 삼차원 수치해석기법을 적용하였다. Fig. 13과 Fig. 14는 모형 해역의 등水深線과 삼차원 투시도를 보여준다.

이차원의 적용에서와 마찬가지로 補正係數  $\lambda$ 를 변화시켜 삼차원 수리모형실험(한국해양연구소, 1999, pp. 118-164)에서 계측한 파고자료 (Fig. 15)와의 定量的 일치치를 꾀하였다. 먼저, 二次元 적용에서와 동일한 값  $\lambda=0.35$ 를 포함한 여러  $\lambda$  값을 시도하였으며 이중 구조물 위치에서의 파고 및 전체적 파고분포 면에서 일치정도가 가장 양호한  $\lambda=5$ 에 대한 해석결과를 Fig. 16에 도시하였다.

상기 두 그림을 비교하여 보면 개략적으로 성향이 일

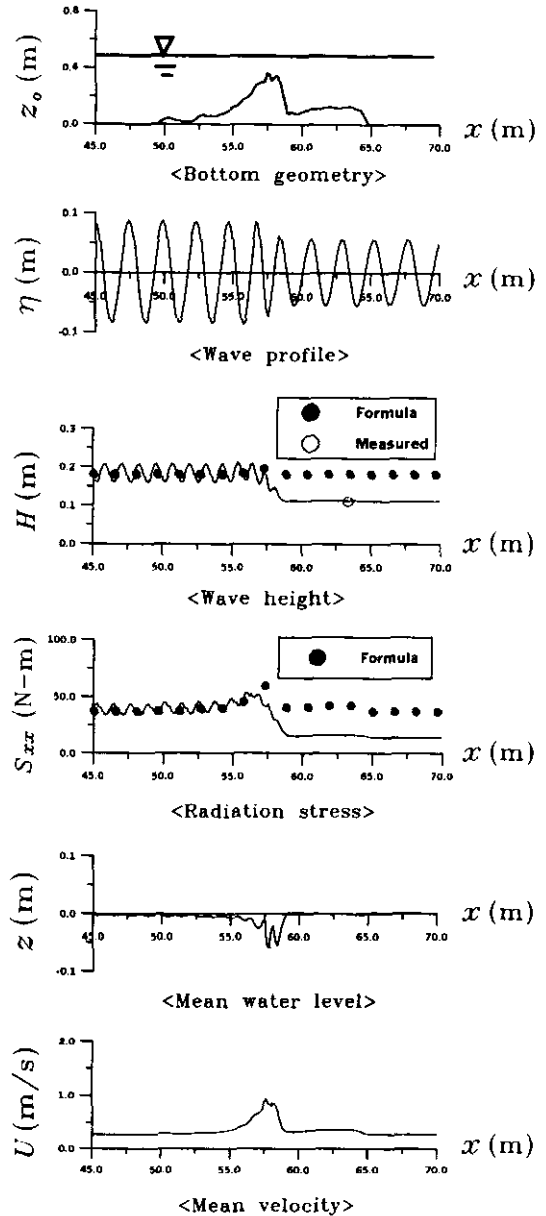


Fig. 12. Results of 2D modelling for the NNW cross-section of Ear-Do.

치함을 알 수 있다. 다만, 계측치에서는 碎波域 전반에 걸쳐 파고가 작게 나타나는 반면, 계산치에서는 쇄파역 중앙부에서 띠 모양의 다소 높은 파고분포를 보이고 있다. 이와 같은 현상은 이어도 頂上部的 좌, 우측에서 돌아 나오는 屈折波가 상호 충돌하면서 발생하는 현상으로 보여진다. 이와 같은 현상은  $\lambda$  값이 감소하면서 더욱 현저하게 나타난다.

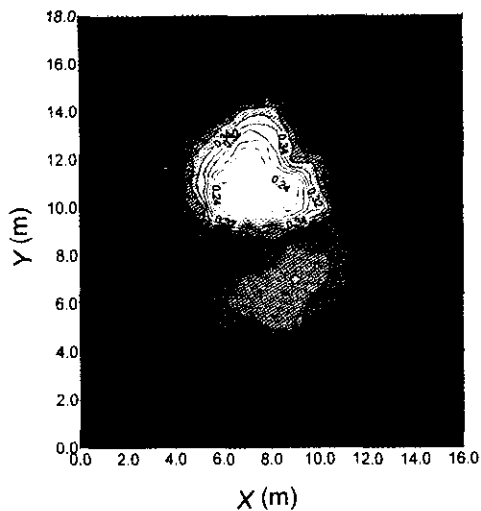


Fig. 13. Depth contour of Ear-Do model (▲ : structural position).

실험치와 계산치를 보다 분명히 비교하기 위하여 세 Y값의 橫線을 따라 파고분포를 Fig. 17-19에 각각 도시하였다. 실험치와 계산치가 개략적으로 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 20은 NNW 파향의 파 전파에 의한 임의의 계산 종료시의 水面樣相을 보여준다. 이어도 頂上部를 넘어서며 碎波에 의한 파 변형이 발생하며 이어도 구조물 위치도 碎波域의 범위내에 있음을 볼 수 있다.

Fig. 21은 Fig. 20의 파 전파 및 放射應力에 의하여 발생하는 碎波誘導流의 삼차원적 분포를 보여준다. 쇄파에 의하여 강한 波浪流가 형성되어 있음을 볼 수 있다. 이어도 구조물 위치는 순환셀의 중간에 위치하고 있어 상대적으로 약한 유속을 보이는데, 이것은 Fig. 16에 보인 바와 같이 碎波域 중앙에 떠 모양으로 나타나는 다

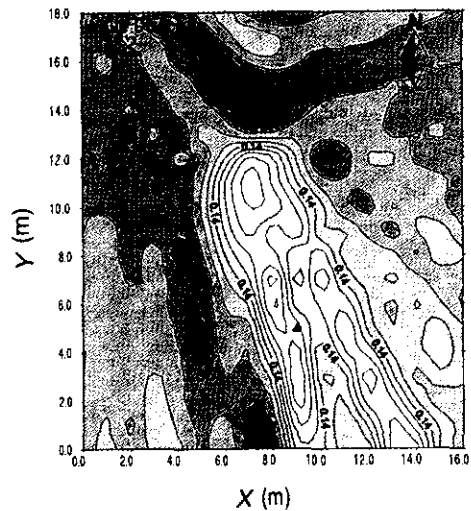


Fig. 15. Contour of measured wave height.

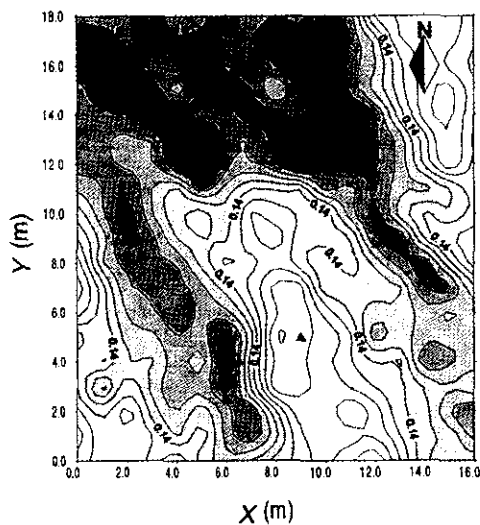


Fig. 16. Contour of calculated wave height.

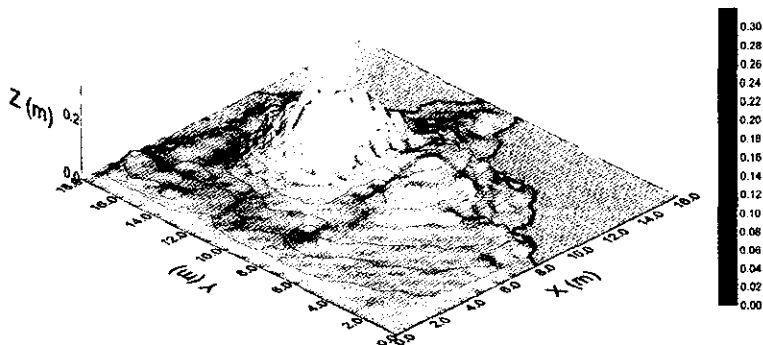


Fig. 14. 3D perspective of Ear-Do model.



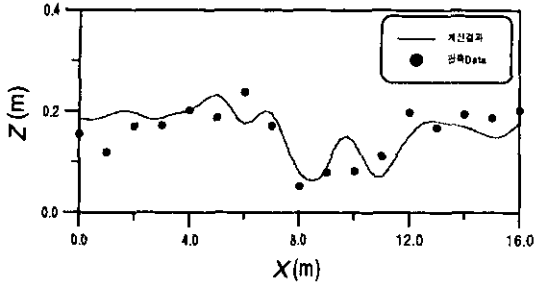


Fig. 17. Wave heights along  $Y = 5$  m (passing model structure).

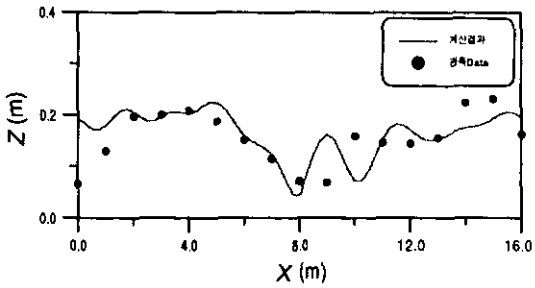


Fig. 18. Wave heights along  $Y = 7$  m (between model structure and Ear-Do peak).

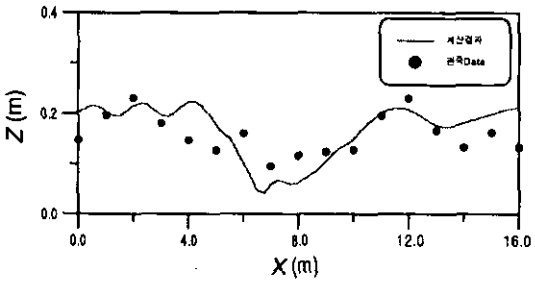


Fig. 19. Wave heights along  $Y = 10$  m (passing Ear-Do peak).

소 높은 파고분포로 인하여 발생한 것으로 판단된다. Fig. 15의 실험치처럼 구조물 위치를 포함한 쇄파역 전반에 걸쳐 작은 파고분포가 구현되었다면 구조물 위치의 좌, 우측에 두 개의 순환셀이 형성되며 이들이 구조물 위치에서 遭遇하여 결과적으로 최소한 Fig. 21에서의 최대 流速場이 구조물 위치에서 발생할 수도 있다. 또한, 상기 수치해석 결과가 절대적으로 합당하다 하더라도, 이 어도 頂上部를 넘어 구조물 위치에 이르기까지 碎波를 발생시킬 수 있는 N 파향이나 NW 파향 등의 경우에는 Fig. 21의 좌, 우측의 강한 流速場이 구조물 위치에서 발생할 가능성은 충분히 있을 것으로 사료된다.

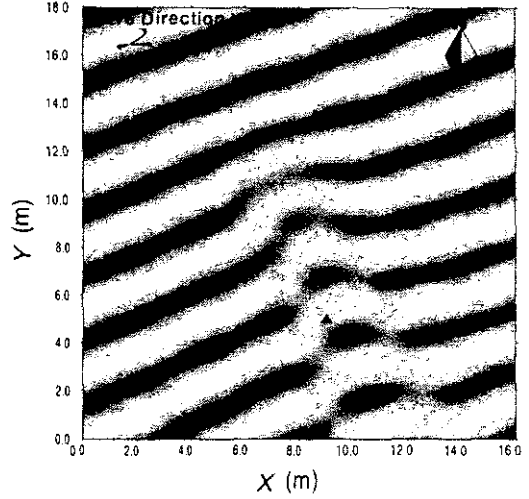


Fig. 20. Surface image of wave propagation ( $\blacktriangle$  : structural position).

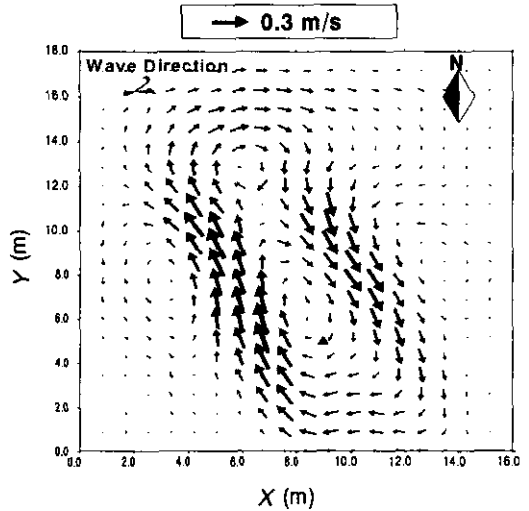


Fig. 21. Vector plot of wave induced current ( $\blacktriangle$  : structural position).

二, 三次元 수치해석기법을 적용하여 계산한 구조물 위치에서의 파고와 유속자료를 Table 2에 제시하였다. 삼 차원의 경우 流速은 앞에서 논한 바와 같이 구조물 주변의 최대 유속장이 구조물 위치에서 구현된다고 보고 도출한 것이다. Fig. 22는  $\lambda$  값의 변화에 따른 구조물 위치에서의 파고와 유속의 변화를 도시한 것이다. 그림에서  $\lambda$ 가 증가하면서 구조물 위치에서의 파고는 감소 하는 반면, 유속은 증가함을 볼 수 있다.

Table 2. Summary of wave height and induced velocity at the structural position

구분		파고 $H_d$ (m)	파향	유속 $U$ (m/s)	유향 (파향선 기준)
이차원	계측	0.110			
	$\lambda = 0.35$	0.119	N22.5°W	0.425	0°
삼차원	계측	0.079			
	$\lambda = 0.35$	0.169	N21.4°W	0.288	0°, 45°, 90°
	$\lambda = 1.0$	0.120	N21.5°W	0.312	0°, 45°, 90°
	$\lambda = 2.0$	0.100	N21.6°W	0.315	0°, 45°, 90°
	$\lambda = 3.0$	0.095	N20.8°W	0.322	0°, 45°, 90°
	$\lambda = 5.0$	0.090	N21.3°W	0.329	0°, 45°, 90°
	$\lambda = 10.0$	0.987	N19.5°W	0.332	0°, 45°, 90°

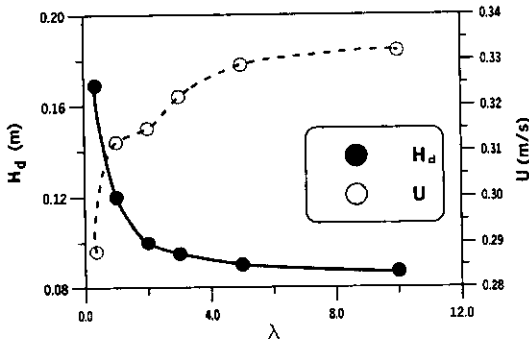


Fig. 22. Variations of wave height and flow velocity at structural position.

### 5. 流體力 계산

#### 5.1 動水力學 계수의 고찰

파와 유속  $U$ 의 흐름이 복합되어 있는 경우에서 직경  $D$ 인 파일의 단위 길이 당 작용하는 流體力는 기존의 Morison 식에 유속벡터의 합을 적용하여 다음과 같이 나타낸다(Sarpkaya and Isaacson, 1981, p.129).

$$f = 0.5\rho C_{dc} D(U-u)|U-u| + \rho C_{mc} \frac{\pi D^2}{4} \frac{Du}{Dt} \quad (22)$$

여기서,  $u$ 는 수립자의 수평속도 성분이며,  $u = u_m \cos\theta$ ,  $\theta = 2\pi/T$ 이다.  $C_{dc}$ 와  $C_{mc}$ 는 각각 파랑과 흐름의 복합시 항력계수와 관성력 계수이며 다음과 같은 무차원 관계식으로 나타낼 수 있다.

$$C_{dc}, C_{mc} = \text{function} \left( \frac{UT}{D}, \frac{u_m T}{D}, \frac{u_m D}{v}, \frac{\varepsilon}{D} \right) \quad (23)$$

여기서,  $K = u_m T/D$ 는 Keulegan-Carpenter 수이다.

파와 흐름이 복합되어 있는 경우의 動水力學 계수들을 결정하기 위한 연구는 흔하지 않다. 또한, DnV rule

(1977)이나 API 코드(1982)와 같은 기술지침을 보면 파랑과 흐름이 복합되어 있는 경우에서 파력을 계산하기 위한 지침이 세부적으로 제시되어 있지 않다. 다만, Sarpkaya and Isaacson(1981, p. 323)은 기존의 연구결과들을 근거로 하여  $U/u_m < 0.3$ 과  $K > 20$ 의 범위에서는 파만 있을 경우의 계수들을 식 (22)와 함께 사용할 수 있다고 하였다.

Table 2의 파고와 유속을 이용하여 상기 조건을 검토하여 보면 전반적으로  $U/u_m \approx 1$ ,  $K > 20$ 이다. 현재로서는 이 경우에 정확한 계수 값들을 구하기 위한 이론 및 지침이 가용하지 않기 때문에 본 고의 제1부에서 사용하였던 파만 있을 경우의 계수들을 그대로 사용하기로 한다.

#### 5.2 波와 碎波誘導流에 의한 流體力 계산

Table 2에서의 파고와 유속값들에 대하여 SACS를 이용하여 模型構造物에 작용하는 유체력을 계산하였다. SACS의 이용시, 波向은 5가지의 각도, 즉, 0°, 22.5°, 45°, 67.5°, 90°로 변화시켰다. 실제 深海波向은 NNW이고 Table 2에서 구조물 위치에서의 파향은  $\lambda = 5$ 인 경우 N21.3°W이나 이와 같이 파향을 여러 가지로 변화시킨 것은 기 획득한 삼차원 수리실험결과(한국해양연구소, 1999, pp. 118-164)와의 비교를 위한 것이다. 수리모형 실험에서는 구조물 위치에서 淺海波向이 어떻게 구현되는지 정확히 알 수 없기 때문에 假想的 파향을 0°-90°의 범위내에서 수 개 설정하여 波力計의 x축을 가상적 파향에 표정하여 파력을 계측하였고 이를 각각의 동일 파향의 SACS 계산치들과 비교한 바 있다. 이에도 구조물이 x축, y축에 대하여 대칭이기 때문에 이와 같은 가상적 파향의 설정은 실제로는 Table 2에서의 파 제원(파고, 주기)이 구조물을 돌아가며 구조물에 작용하게

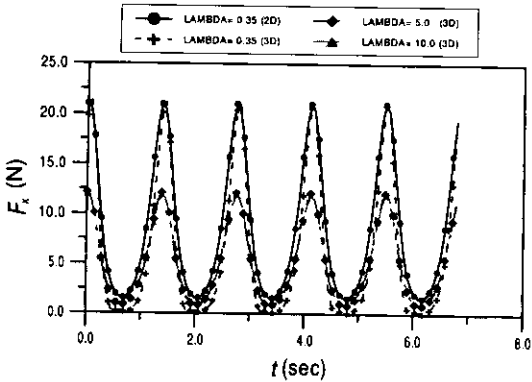


Fig. 23. Time history of wave force  $F_x$  for the various value of  $\lambda$ .

되는 모든 경우를 포함하게 되는 것이다.

流向은 波向線을 기준으로 반 시계방향으로 취한 것이며 유향 0°, 45°, 90°는 설계파력의 검토목적 상 설정한 假想 流向이다. 放射應力에 의한 구조물 위치에서의 평균수위 변화는 매우 작기 때문에 무시하였다.

Fig. 23은 波向과 流向이 공히 0°일 때 여러  $\lambda$  값에 대한 수평파력성분(파 진행방향)  $F_x$ 의 시간적 변화를 보여준다. 碎波誘導流의 一方向性 유속에 의하여 파력 시그널이 陽數 一변도의 極性을 보이며 본 고의 제 1부에서 보인 바 있는 삼차원 수리모형실험의 결과와도 일치한다.

淺海波向에 따른 유체력의 변화를 심해파에 대한 SACS

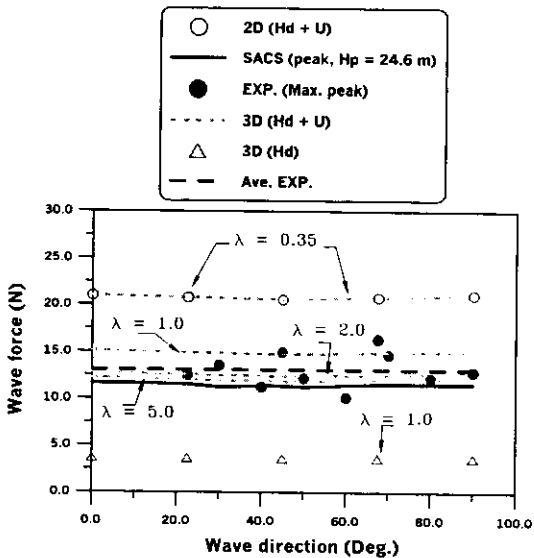


Fig. 24. Comparison of wave forces.

계산치 그리고 삼차원 수리모형실험의 결과와 함께 Fig. 24에 도시하였다. 그림에서 3 D(Hd)는  $\lambda = 1.0$ 에 대하여 流速을 고려치 않고 단순히 파고 값만을 이용하여 산출한 파력이다. 여타 유체력보다 그 값이 현저히 작음을 알 수 있다.

碎波減衰係數가  $\lambda = 0.35$ 인 경우, 二次元(2D)과 三次元(3D)의 결과를 비교하여 보면 이들이 파고와 流速 값들은 다소 차이가 있으나 波力은 거의 동일한 값을 보이고 있다. 쇄파 감쇠계수가 증가하면서 전체적으로 파와 유속을 포함한 流體力은 감소성향을 보이며 계수값이 클수록 유체력의 감소는 둔화된다. 즉,  $\lambda = 2.0$  (3D)와 그리고  $\lambda = 5$  (3D)는  $\lambda = 0.35$  (3D)보다 유체력이 현저히 작으나 서로는 근소한 차이를 보이고 있다. 파력의 계산치(3D(Hd+U))들은 모두 SACS 계산치(설계파)를 상회하나  $\lambda = 0.35$ 에 대한 2D와 3D의 결과는 SACS 계산치 및 실험치를 훨씬 상회하며,  $\lambda$  값이 증가할수록 SACS 계산치(설계파)에 비교적 근접함을 알 수 있다. 파향 22.5°에 대하여 파력  $F_H$ 와  $\lambda$ 간의 관계를 도시하면 Fig. 25와 같다. 그림에서 쇄선은 Fig. 24에서의 실험치의 평균(= 13.0 N)이며 이에 대한  $\lambda$  값은 1.6°이다.  $\lambda = 1.6$ 에 해당하는 파고와 流速은 Fig. 22를 참조하여  $H_d = 0.105$  m,  $U = 0.314$  m/s임을 알 수 있다.

Table 3은 深海波向 22.5°(NNW 방향)과 流向 0°에 대하여 여러  $\lambda$  값에 해당하는 原型에서의 파고 및 유속값(Table 2 참조)과 이들을 이용하여 산출한 파력  $F_{Hd}$  및 모멘트(바닥기준)  $M_d$ 를 보여준다. 또한, SACS 계산치(설계파),  $F_{Hd}$ 와 이에 대한 각 파력 및 모멘트의 증분( $\Delta F$ ,  $\Delta M$ )을 퍼센티지로 나타냈다. 모든  $\lambda$  값에서  $F_{Hd}$ 는  $F_{Hb}$ 를 상회하나  $\lambda$  값이 증가하면서  $\Delta F$ 는 감소한다. 이에 반하여  $\Delta M$ 은  $\lambda = 0.35$ 의 경우를 제외하고는 음수

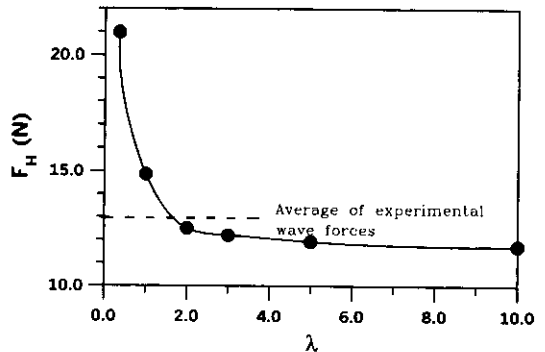


Fig. 25. Variation of horizontal wave force with respect to the value of  $\lambda$  (wave direction = 22.5°).

Table 3. Summary of input data and SACS outputs for the prototype of Ear-Do structure

구분	$\lambda$	$H_d$ (m)	$U$ (m/s)	$F_{H_d}$ (KN)	$\Delta F^*$ (%)	$M_d$ (KN-m)	$\Delta M^{**}$ (%)
구조물 위치	0.35	20.3	3.15	19695.3	+79.8	512122.1	+40.6
	1.0	14.4	3.42	13982.1	+27.7	318367.1	-12.6
	2.0	12.0	3.45	11754.3	+ 7.3	256590.4	-29.5
	3.0	11.4	3.51	11497.6	+ 5.0	248143.8	-31.9
	5.0	10.8	3.60	11191.3	+ 2.2	239163.8	-34.3
	10.0	10.4	3.64	11029.5	+ 0.7	234045.1	-35.7
심해파		$H_p = 24.6$ m		$F_{H_p}$ (10952.0)	0	$F_p$ (364179.3)	0

\* $\Delta F = (F_{H_d} - F_{H_p})/F_{H_p}$ , \*\* $\Delta M = (M_{H_d} - M_{H_p})/M_{H_p}$

이다. 이는 수면에 집중되어 있는 파의 수렴자의 모멘텀이 흐름 모멘텀으로 변환되어 수심 전체에 거의 균일하게 분산되기 때문에 당연히 예상되는 결과이다.

제4.2절에서 기술한 것처럼 구조물 위치에서의 파고 및 전체적인 파고분포면에서 수리모형실험결과와 잘 일치하는 것으로 나타난  $\lambda = 5.0$ 의 경우는 본 원형 파력에서  $F_{H_p}$ 를 기준하여 약 2.2% 상회한다. 한편, 파력의 실험치를 주목하면(Fig. 24), 거의 실험치의 상한선을 이루는  $\lambda = 1.0$ 이 보다 안정적인 설계를 제공할 수도 있다. 그러나, 이 경우는 Table 3에서 볼 수 있듯이  $F_{H_p}$ 의 약 28% 정도의 증가를 초래한다.  $H_p = 24.6$  m가 최대파력 개념으로 설정되었으며 또한 본 수치적 방법에서 최대유속이 구조물 위치에서 구현된다고 가정한 점들을 상기하면  $\lambda = 1.0$ 의 경우에 준한 설계는 자칫 과도설계로 이어질 가능성이 있다. 따라서,  $F_{H_p}$ 에 비하여 적정증분을 약 10-20%정도로 보고 파력을 채택함이 바람직하다, 파력 실험에서의 데이터 분산정도를 고려하여 파력 실험치의 평균을 이용하는 것도 한 방법이다. Fig. 22와 Fig. 25에서 파력 실험치의 평균치에 대한 구조물 위치에서의 原型 파고와 유속은 각각  $H_d = 12.6$  m,  $U = 3.44$  m/s임을 알 수 있다.

Table 3의 결과를 이용하여 파력의 증분치와 구조물 위치에서의 파고 및 유속의 상관관계를 도시하면 Fig. 26과 같다. 적정 증분율에 대한 파고  $H_d$ 와  $U$ 를 구한 다음 이들을 SACS에 입력하여 파력 및 모멘트를 구한다. 파력 실험치의 평균에 해당하는  $H_d = 12.6$  m,  $U = 3.44$  m/s에 대한 증분율은 약 +13%이며 발생파력은 약 12,376 KN이다. 파가 구조물에 도달하기 전에 이어도 정상부를 넘어 쇄파되는 경우는 N계열의 파향이 모두 해당되기 때문에 상기 입력자료를 NNW에 국한하지 않고 N 계열의 파향에 대하여 모두 적용하는 것이 바람직하다.

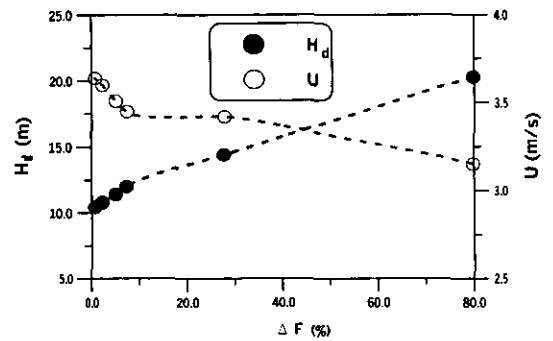


Fig. 26. Variations of wave height and flow velocity at structural position with respect to the percentage of increase over wave force based on deep water waves.

## 6. 결 론

이어도 종합해양과학기지에 대한 設計波力은 기본설계단계에서 深海波 制限(파고 = 24.6 m, 주기 = 15초, 수심 = 58.7 m)을 사용하여 산출하였다. 그러나, 이어도 지형의 복잡성으로 인하여 파의 전파 시 심해파 制限의 상당한 淺海 變형이 예상되며, 이미 구조물 위치에서 구현되는 파와 파력을 검토할 목적으로 삼차원 수리모형 실험(1/120)이 수행된 바 있다. 본 연구에서는 모형실험 결과 중에서 NNW 심해파향 파력의 정량적 유효성을 검토할 목적으로 일련의 수치해석과 이차원 수리모형실험을 수행하였으며 다음과 같은 결과를 도출하였다.

(1) NNW 파향은 입사파가 구조물에 도달하기 전에 이어도 頂上部에서 碎波되는 경우이며 이, 삼차원 수치해석의 결과로서 이어도 구조물 인근에서 쇄파에 의하여 二次的으로 誘導된 유속 3~4 m/s의 강한 波浪流(쇄파유도류)의 循環이 발생한다.

(2) 碎波에 의하여 模型 구조물 위치에서의 波高는 비

록 작지만 구조물에 미치는 流體力는 深海波高 입력 계산파력보다 크게 나타났다. 이것은 碎波誘導流가 波와 함께 복합적으로 구조물에 작용한 결과이며, 감소된 波高만을 이용한 구조물 설계는 과소설계를 초래할 가능성이 있다.

(3) 이어도 모형에서의 파고분포에 대한 삼차원 수치 해석의 결과, Le Mehaute의 碎波係數가  $\lambda = 5.0$ 일 때 파고분포의 계산치와 실험치가 잘 일치하나, 유체력의 계산치는 파력실험치보다 작으며 모형 심해파고 입력 계산치와 유사하다.

(4) 모형의 파력 실험치의 평균에 해당하는 原型 파고와 유속은 각각 12.6 m, 3.44 m/s이다. 이에 대한 原型 波力은 原型 深海波高(24.6 m) 입력 계산치 대비, 약 13%의 증가를 보인다.

## 감사의 글

본 연구는 2000년에 한국해양연구소가 지원하여 수행한 “쇄파유도류에 의한 유체력 결정” 사업의 결과 중 일부를 발췌하여 수록한 것임을 밝히며 연구비의 지원에 심심한 감사를 표합니다.

## 참고문헌

- 한국해양연구소, 1998. '98 이어도 종합해양과학기지 구축사업 보고서, 해양수산부, BSPM 98004-00-1118-2.
- 한국해양연구소, 1999. '99 이어도 종합해양과학기지 구축사업 보고서, BSPM 99020-00-1209-2.
- 윤성범, 이종인, 이정규, 채장원, 1996. 항내수면교란 수치 예측모형의 경계처리기법, 대한토목학회논문집, 16(II-1), 53-62
- API, 1982. *Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platform*, Session 6 & 7.
- Copeland, G.J.M., 1985. *A numerical model for the propagation of short gravity waves and the resulting circulation around nearshore structures*, Doctoral thesis. University of Liverpool.
- DnV, 1977. *Rules for the Design, Construction and Inspection of Offshore Structures*, Appendix B Loads, DET NORSKE VERITAS.
- Horikawa, K., 1978. *Coastal Engineering-An Introduction to Ocean Engineering*, University of Tokyo Press.
- Horikawa, K., 1988. *Nearshore Dynamics and Coastal Processes*, University of Tokyo Press.
- Horikawa, K. and Kuo, C.T., 1966. A study on wave transformation inside surf zone, *Proc. 10th Coastal Eng. Conf.*, ASCE, pp. 217-233.
- Larsen, J. and Dancy, H., 1983. Open boundaries in short wave simulations-A new approach, *Coastal Engineering*, 7, 285-297.
- Le Mehaute, B., 1963. On non-saturated breakers and the wave run-up, *Proc. 8th Int. Conf. on Coastal Eng.*, ASCE, pp. 77-92.
- Nishimura, H., Maruyama, K. and Hiraguchi, H., 1983. Wave field analysis by finite difference method, *Proc. 30th Japanese Conf. on Coastal Eng.*, JSCE, pp. 123-127 (in Japanese).
- Sarpkaya, T. and Isaacson, M. 1981. *Mechanics of Wave Forces on Offshore Structures*, Van Nostrand Reinhold.
- Southgate, H.N., 1995. Prediction of wave breaking processes at the coastline, *Potential flow of fluids, Potential flow of fluids*, ed. Rahman, M., CMP, pp. 109-148.
- Watanabe, A. and Maruyama, K., 1986. Numerical modeling of nearshore wave field under combined refraction, diffraction and breaking, *Coastal Eng. in Japan*, vol. 29, pp. 19-39.