

## 인공리프 제체의 변형특성에 관한 수치시뮬레이션

윤성진\* · 박영석\*\* · 김규한\*\*\* · 편종근\*\*\*\*

\*관동대학교 첨단해양공간연구센터

\*\* (주)한동이엔씨

\*\*\*관동대학교 토목공학과

\*\*\*\*명지대학교 토목환경공학과

## Numerical Simulation for Deformation Characteristics of Artificial Reef

Seong-Jin Yoon\*, Young-Suk Park\*\*, Kyu-Han Kim\*\*\* and Chong-Kun Pyun\*\*\*\*

\*RIC, Kwandong University, Gangneung, Gangwon, Korea

\*\*Handong E&C Co., Ltd., Seongnam, Gyeonggi, Korea

\*\*\*Dept. of Civil Engineering, Kwandong University, Gangneung, Gangwon, Korea

\*\*\*\*Dept. of Civil & Environmental Engineering, Myongji University, Yongin, Gyeonggi, Korea

**KEY WORDS:** Submerged rubble structures 잠수형 사석구조물, Artificial reef 인공리프, Rubble mound breakwater 사석식경사제, Incoming wave 내습파, Minimum weight 소요중량

**ABSTRACT:** Submerged rubble structures include artificial reef and the mound part of the rubble mound breakwater. Artificial reef is a type of the submerged wave absorbing structure installed in a coastal zone to prevent beach erosion and designed to initially reduce the energy of incoming waves so that its run-up height and overtopping quantity can be decreased. In order to ascertain the stability of such submerged rubble structures, minimum weight of the rubble has to be calculated first from the incoming wave height using Hudson's formula or Brebner-Donnelly formula. Based on the calculated minimum weight, a model is built for use in a hydraulic model test carried out to check its stability. The foregoing two formulas used to calculate the minimum weight are empirically derived formulas based on the result of the tests on the rubble mound breakwater and it is, therefore, difficult for us to apply them directly in the calculation of the minimum weight of the submerged structures. Accordingly, this study comes up with a numerical simulation method capable of deformation analysis for rubble structures. This study also tries to identify the deformation mechanism of the submerged rubble structures using the numerical simulation. The method researched through this study will be sufficient for use for usual preparations of the design guidelines for submerged rubble structures.

### 1. 서 론

인공리프 또는 잠제는 연안역에 설치되는 소파구조물이며, 천단에서 강제쇄파를 시킴으로써 고파랑 내습 시의 처오름높이와 월파랑의 저감, 또는 해빈보호를 목적으로 하여 설치되는 해안보전시설로서, 최근 시공되는 경우가 증가하고 있다. 인공리프는 자연의 산호초군이 잠수형 구조임에도 불구하고 넓게 분포하기 때문에 파랑감쇠 효과를 발생시키는 기능을 모방한 구조물이며, 천단상에서 수심이 낮아짐에 따라 파랑감쇠 효과를 얻을 수 있다(Ahrens, 1984). 따라서, 인공리프는 천단폭이 상당히 넓은 잠제(광폭잠제)로 정의하고 있으며, 물속에 잠겨있는 잠수형 구조물이기 때문에 경관을 훼손하지 않는다는 장점이 있다.

이러한 해안구조물의 설계에서는 통상 설계외력에 대한 체체 안정성의 검토만을 수행한 후 시공되고, 시공 후의 설계외력 이상의 고파가 내습하는 경우에 체체가 어떻게 파괴되는지, 체체

변형에 따라 수리특성이 어떻게 변화되는지에 대한 검토는 수행하지 않는 것이 일반적이다(Aikawa et al., 2001). 그러나, 최근에는 설계외력 이상의 고파랑 또는 장주기성 고파랑이 내습하는 빈도가 증가하고 있기 때문에 이상파 내습 시의 체체변형 및 수리기능의 변화를 파악해두는 것은 설계 및 유지·보수에 있어서 매우 중요하다고 할 수 있다.

본 논문에서는 수치시뮬레이션을 이용하여 일반잠제가 아닌 인공리프(광폭잠제)를 대상으로 하여 인공리프 체체의 변형 및 파괴에 대한 수치모의가 가능한지 시도하고자 하였으며, 개별요소법에 의해 계산된 변형결과를 이용하여 인공리프의 파괴거동에 대한 예측가능할지를 검토하고자 하였다.

또한, 개별요소법을 이용하는 경우, 수치계산 시간이 매우 오래 걸리는 단점이 있기 때문에 본 연구에서는 외력산정 또는 접촉관정에 조건을 단순화하여 계산시간을 최소한으로 줄이는 방법으로 검토를 진행하였다.

## 2. 수치시뮬레이션

### 2.1 DEM의 개요

인공리프(잠제)의 안정성 검토방법으로서 전단면이 균일한 질량의 사석구조 또는 전단면이 이형소파블럭 구조일 경우에는 구조물의 중요도에 따라서 다소의 변형을 허용한 성능설계도 시도하고 있다. 그러나, 슬리트케이스 등의 단일구조물이 아닌 사석의 집합체로서 구조물이 형성되는 경우, 외력에 의해 표층의 피복재에 거동, 탈락 등의 피해가 발생하기 시작되면 구조물 자체에 커다란 영향을 미칠 수 있기 때문에 설계단계에서부터 단일개체의 거동 Mechanism을 파악해 둘 필요가 있다.

Cundall and Strack(1979)에 의해 제안된 개별요소법(DEM, Discrete element method)은 사석방파제나 사석 인공리프의 단면변형예측의 방법으로서 이용할 수 있으며, 개개의 요소(사석)가 운동방정식을 만족하고 요소간의 힘의 전달이 작용·반작용의 법칙에 따르는 것을 조건으로서 개개 요소의 운동을 추적하여 요소의 집합체에 대한 전체적인 동역학적 거동을 수치적으로 해석할 수 있는 방법이다.

개별요소법(DEM)은 암반이나 지반재료 등의 불연속체 해석 방법으로서, 다수의 독립된 개별요소(사석 또는 블럭)를 이용하여 개별요소 간에 서로 충돌하면서 발생하는 접촉력과 마찰력을 서로 작용시켜 개개의 요소가 이동하는 변화량을 예측할 수 있게 된다. 이와 같이 요소로부터 임의의 재료가 힘을 받아서 크게 변형될 경우 그 변형은 고체요소 자체의 변형이 아니라, 고체요소 간의 상대운동의 결과로서 개개요소의 이동이 발생하게 된다. 따라서, 유한요소법 등의 연속체 해석방법에서는 해석이 곤란한 파괴·분리·재접촉 문제 등을 개별요소법에서는 간단한 알고리즘으로 해석할 수 있는 특징이라고 할 수 있다(Van Gent, 1996).

### 2.2 개별요소법의 원리

2개의 요소가 충돌하는 경우, 요소는 접촉점에서의 소성변형, 결손·파손 등에 의해 에너지를 잃게 되기 때문에 완전한 탄성적 충돌은 발생하지 않는다. 여기서 개별요소법에서는 각 요소(사석 및 블럭 구성요소) 자체는 강체로 가정하여 요소의 변형은 고려하지 않고, 충돌에 의한 요소간의 상호작용은 접촉점에 삽입된 탄성스프링(스프링정수  $k$ )과 점성 Dashpot(점성감쇠계수  $\eta$ )로 표현한다. 따라서, 질량이  $m$ (부가질량  $m'$ ), 관성모멘트가  $i$ (부가관성모멘트  $i'$ )인 1개의 사석에 주목하면 그 변위벡터  $u$  및 회전각  $\phi$ 에 관한 운동방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$(m + m')\ddot{u} + \eta\dot{u} + Ku = 0 \quad (1)$$

$$(I + I')\ddot{\phi} + \eta r^2\dot{\phi} + Kr^2\phi = 0 \quad (2)$$

식 (1), (2)를 시간 Step  $\Delta t$ 로 차분근사하고, 미지변수  $u$ 를 전 Step에 기초하는 접촉 시의 작용력(탄성스프링과 점성 Dashpot에 의한 작용력)의 양함수로 가정하여 축차계산한 식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$(m + m')[\ddot{u}]_t = -\eta[\dot{u}]_{t-\Delta t} - K[u]_{t-\Delta t} \quad (3)$$

$$(I + I')[\ddot{\phi}]_t = -\eta r^2[\dot{\phi}]_{t-\Delta t} - Kr^2[\phi]_{t-\Delta t} \quad (4)$$

### 2.3 접촉시의 상대변위와 작용력

DEM 계산에서 요소로서 사용한 형상은 계산조건의 편의상 원(구체)으로 가정하였다. 좌표계는 Fig. 1에 나타내는 바와 같고, 요소  $i$ (반경  $r_i$ )와 요소  $j$ (반경  $r_j$ )의 접촉판정은 식 (5)와 같다.

$$r_i + r_j \geq R_{ij} \quad (5)$$

$$\text{단, } R_{i,j} = \sqrt{(x_i - x_j)^2 + (z_i - z_j)^2} \quad (6)$$

또한, 공통법선의 축과 이루는 각(반시계 방향을 정)을  $\alpha_{ij}$ 로 하고, 접촉중의  $\Delta t$ 간의 법선방향  $\Delta u_n$ (접근을 정) 및 접선방향  $\Delta u_s$ (반시계 방향을 정)의 상대변위 증분은 식 (7), 식 (8)에 나타내었다.

$$\Delta u_n = (\Delta u_i - \Delta u_j)\cos\alpha_{ij} + (\Delta w_i - \Delta w_j)\sin\alpha_{ij} \quad (7)$$

$$\Delta u_s = -(\Delta u_i - \Delta u_j)\sin\alpha_{ij} + (\Delta w_i - \Delta w_j)\cos\alpha_{ij} + (r_i\Delta\phi_i + r_j\Delta\phi_j) \quad (8)$$

$$\text{여기서, } \sin\alpha_{ij} = -(z_i - z_j)/R_{ij} \quad (9)$$

$$\cos\alpha_{ij} = -(x_i - x_j)/R_{ij}$$

2개의 요소  $i, j$ 의 접촉면에 작용하는 힘은 법선방향으로 작용하는 압축력  $f_n$ 과 접선방향으로 작용하는 전단력  $f_s$ (요소  $i$ 에 관하여 시계방향을 정)로 나누어 생각한다. 단, 요소간의 인장력은 없다고 가정한다.

법선방향의 작용력은 Fig. 2(a)에 나타내는 바와 같이 시간 Step  $\Delta t$ 간의 법선방향의 상대변위증분  $\Delta u_n$ 에 비례한 응력증분(탄성용수철에 의한 항력)  $\Delta e_n$ 을 발생시킨 탄성용수철(용수철정수  $K_n$ )과, 상대변위속도  $\Delta u_n/\Delta t$ 에 비례한 응력(점성 Dashpot에 의한 항력)  $\Delta d_n$ 을 발생시킨 점성 Dashpot(점성감쇠계수  $\eta_n$ )의 병렬배치를 가정한다.

$$\Delta e_n = K_n\Delta u_n \quad (10)$$

$$\Delta d_n = \eta_n\Delta u_n/\Delta t \quad (11)$$

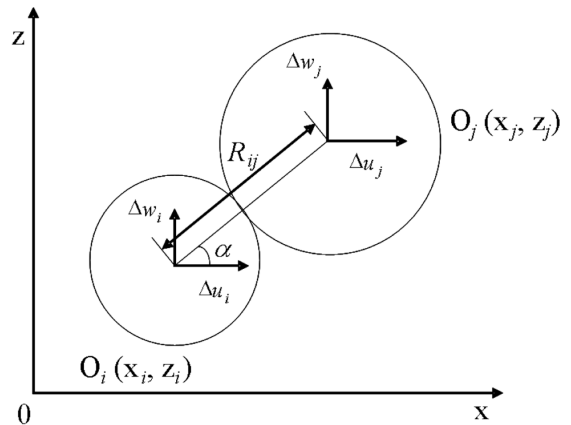


Fig. 1 Contact condition

시각  $t$ 에 있어서 법선방향의 탄성항력  $[e_n]_t$ 와 접성항력  $[d_n]_t$ 는 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$[e_n]_t = [e_n]_{t-\Delta t} + \Delta e_n \quad (12)$$

$$[d_n]_t = \Delta d_n \quad (13)$$

단, 사석 간의 인장력은 인정하지 않기 때문에 다음의 조건이 부가된다.

$$\begin{aligned} [e_n]_t < 0 \text{의 경우} \\ [e_n]_t = [d_n]_t = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

따라서, 시각  $t$ 에 있어서의 두 요소간의 법선방향 압축력은 이하와 같다.

$$[f_n]_t = [e_n]_t + [d_n]_t = ([e_n]_{t-\Delta t} + \Delta e_n) + \Delta d_n \quad (15)$$

접선방향의 작용력에 대해서도 Fig. 2(b)에 나타내는 바와 같이 전단항력에 해당되는 탄성용수철(용수철정수  $K_n$ )과 점성완충장치(점성감쇠계수  $\eta_n$ )의 병렬배치를 가정한다. 탄성항력증분  $\Delta e_s$ 와 점성항력증분  $\Delta d_s$ 는 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta e_s = K_s \Delta u_s \quad (16)$$

$$\Delta d_s = \eta_s \Delta u_s / \Delta t \quad (17)$$

시각  $t$ 에 있어서의 접선방향의 탄성항력  $[e_s]_t$ 와 점성항력  $[d_s]_t$  (요소  $i$ 에 관하여 시계방향을 정)는 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$[e_s]_t = [e_s]_{t-\Delta t} + \Delta e_s \quad (18)$$

$$[d_s]_t = \Delta d_s \quad (19)$$

단, 비접촉 상태에서는 마찰력은 발생하지 않고, 정지마찰력의 한계로부터 다음의 조건이 부가된다.

$$\begin{aligned} [e_n]_t < 0 \text{의 경우} \\ [e_s]_t = [d_s]_t = 0 \end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned} |[e_s]_t| > \mu [e_n]_t \text{의 경우,} \\ [e_s]_t = \mu [e_n]_t \times \text{SIGN}([e_s]_t) \end{aligned} \quad (21)$$

$$[d_s]_t = 0 \quad (22)$$

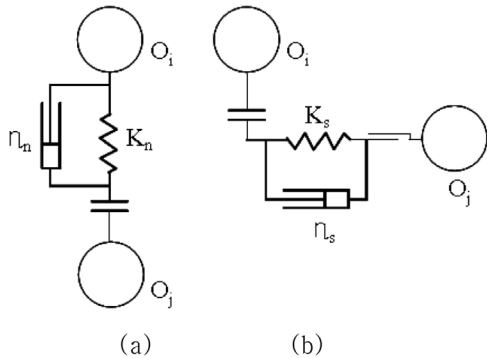


Fig. 2 Image of action force

여기서,  $\mu$ 는 사석 간의 정지마찰계수,  $\mu$ 은 운동마찰계수,  $\text{SIGN}(z)$ 는 변수  $z$ 의 부호를 나타낸다. 식 (18)은 비접촉 상태를 의미하고 식 (19), 식 (20)은 마찰력의 한계를 나타내고 있다.

이상으로부터 시각  $t$ 에 있어서의 두 요소간의 접선방향 전단력  $[f_s]_t$ 은 이하와 같다.

$$[f_s]_t = [e_s]_t + [d_s]_t \quad (23)$$

#### 2.4 운동방정식의 차분근사해

요소  $i$ 와 접촉하는 모든 요소  $j$ 로부터 받는 접촉력이 구해지므로, 요소  $i$ 에 작용하는 외력의  $x$ 방향성분  $[X_i]_t$ ,  $z$ 방향성분  $[Z_i]_t$  및 중심방향의 모멘트  $[M_i]_t$ 는 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$[X_i]_t = \sum_j \{ -[f_n]_t \cos \alpha_{ij} + [f_s]_t \sin \alpha_{ij} \} + [f_x] \quad (24)$$

$$[Z_i]_t = \sum_j \{ -[f_n]_t \sin \alpha_{ij} + [f_s]_t \cos \alpha_{ij} \} + [f_z] - m_i g \quad (25)$$

$$[M_i]_t = \sum_j \{ -[f_s]_t \cdot r_i \} = -r_i \cdot \{ -[f_s]_t \} \quad (26)$$

여기서,  $\sum_j$ 는 요소  $i$ 에 접촉하는 모든 요소  $j$ 에 관한 총합을 나타내고,  $[f_x]$ ,  $[f_z]$ 는 각각  $x$ 방향의 과력,  $z$ 방향의 과력을 나타낸다.

식 (24), (25)는 식 (3)의 우변의  $x$ ,  $z$ 방향의 작용력, 식 (26)은 식 (4) 우변의 작용모멘트에 상당하기 때문에 시각  $t$ 에서의 변위속도는 식 (27), (28), (29)로 주어진다.

$$[\dot{u}_i]_t = [\dot{u}_i]_{t-\Delta t} + ([X_i]_t / m_i) \cdot \Delta t \quad (27)$$

$$[\dot{v}_i]_t = [\dot{v}_i]_{t-\Delta t} + ([Z_i]_t / m_i) \cdot \Delta t \quad (28)$$

$$[\dot{\phi}_i]_t = [\dot{\phi}_i]_{t-\Delta t} + ([M_i]_t / I_i) \cdot \Delta t \quad (29)$$

여기서,  $I_i$ 는 요소  $i$ 의 관성모멘트이고, 밀도를  $\rho$ 로 하면  $I_i = \rho m_i^2 / 2$ 이다. 시각  $t$ 에서의 변위증분은 식 (27), (28), (29)를 시간 Step  $\Delta t$ 로 적분하여 다음 식으로 나타낼 수 있다.

$$[\Delta u_i]_t = [\dot{u}_i]_t \cdot \Delta t \quad (30)$$

$$[\Delta v_i]_t = [\dot{v}_i]_t \cdot \Delta t \quad (31)$$

$$[\Delta \phi_i]_t = [\dot{\phi}_i]_t \cdot \Delta t \quad (32)$$

이상의 식으로부터 각 요소의 새로운 위치가 결정되고, 이 변위증분을 시각  $t$ 에서  $t + \Delta t$ 까지의 새로운 변위증분으로 가정하여 입자간의 상대변위를 구하는 식 (7), (8)로부터의 계산을 반복한다. 이와같이 하여 시간변화에 따른 각각의 요소의 운동을 구하게 된다.

#### 2.5 재료정수와 시간Step의 결정방법

개별요소법에서 이용하는 용수철(Spring)과 완충장치(Dashpot)는 요소 간의 힘의 작용을 계산하기 위한 가상적인 모델이며,

용수철정수와 감쇠정수를 DEM Parameter라고 할 수 있다.

DEM Parameter의 설정방법에 관한 연구에는 주로 재료의 물성에 기초하는 방법과, 수치해석에서의 해석해의 안정성에 주안점을 두는 방법으로 나눌 수 있다.

용수철정수나 마찰계수의 결정방법으로는 Kiyama and Fujimura(1983)가 제안한 탄성이론에 기초하는 방법이 있다. 한편, 감쇠정수의 결정에는 질점모델에 있어서의 임계감쇠가 되는 값을 선택하는 방법(Cundall and Strack, 1979) 등을 이용할 수 있다. 자유낙하 계산과 같은 준정적인 문제에 한정되는 감쇠정수는 해를 안정시키는 역할을 담당하기 때문에 해를 빨리 수렴시키기 위하여 임계감쇠조건을 주는 것이 좋다. 그러나, 본 연구에서 대상으로 한 사석이나 피복블럭의 거동은 동적이며, DEM parameter의 설정방법은 확립되어 있지 않은 상황이다.

여기서, 본 연구에서는 용수철정수, 감쇠정수 및 마찰계수를 Kiyama and Fujimura(1983)가 제안한 탄성이론에 의한 값을 이용하여 계산을 수행하였다.

이하에 Kiyama and Fujimura(1983)의 모델정수의 결정법에 대하여 나타내었다. 모델정수, 즉 탄성용수철의 용수철정수 및 완충장치(Dashpot)의 점성정수의 설정에 대해서는 탄성접촉이론을 이용하여 추정하는 방법이 알려져 있다. 탄성용수철에 대해서는 Hertz의 탄성접촉이론에 의해서 입자의 재료특성(탄성정수, Poisson비)과 관련지을 수 있다.

2차원 접촉의 모델로서 원주를, 3차원 접촉의 모델로서 구를 상정하면 접근량  $\delta$ 는 원주에 대하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\delta = \frac{2(1-\nu^2)}{\pi} \frac{P_n}{E} \left( \frac{2}{3} + \ln \frac{4r_i}{b} + \ln \frac{4r_j}{b} \right) \quad (33)$$

$$b^2 = \frac{8}{\pi} \frac{r_i r_j}{r_i + r_j} \left( \frac{1-\nu^2}{E} \right) P_n \quad (34)$$

여기서,  $P_n$ : 탄성변형에 의한 반발력(법선방향으로 받는 압축력의 반작용),  $r_i, r_j$ : 반경,  $b$ : 원의 접촉폭,  $\nu$ : Poisson비,  $E$ : 탄성정수이다.

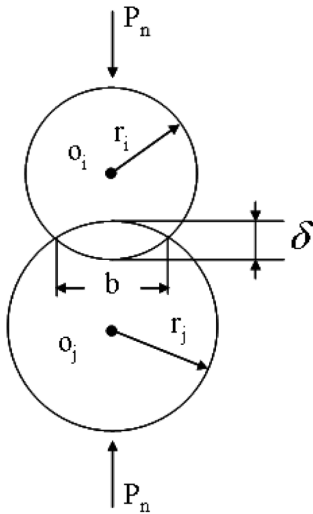


Fig. 3 Contact of hertz

식 (33)으로부터 2차원 접촉(원주)의 경우, 용수철정수  $K_n$ 은 다음과 같다.

$$K_n = \frac{\Delta e_n}{\Delta u_n} = \frac{P_n}{\delta} = \frac{\pi E}{2(1-\nu^2) \left( 1.5 + \ln \frac{r_i}{b} + \ln \frac{r_j}{b} \right)} \quad (35)$$

이상에서 설명한 바에 대하여, 식 (36)과 같이 나타내면 구체적인 용수철정수를 얻을 수 있다.

$$P_n = e_n(t - \Delta t); r_i = \frac{d_i}{2}; r_j = \frac{d_j}{2} \quad (36)$$

2차원 접촉(원주)의 경우에는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_n = \frac{\pi E}{2(1-\nu^2) \left( \frac{2}{3} + \ln \frac{2d_i}{b} + \ln \frac{2d_j}{b} \right)} \quad (37)$$

$$b = \sqrt{\frac{4}{\pi} \left( \frac{1-\nu^2}{E} \right) \frac{d_i d_j}{d_i + d_j} e_n(t - \Delta t)} \quad (38)$$

3차원 접촉(구)의 경우에는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_n = \left\{ \frac{2}{9} \frac{d_i d_j}{d_i + d_j} \left( \frac{E}{1-\nu^2} \right)^2 e_n(t - \Delta t) \right\}^{\frac{1}{3}} \quad (39)$$

법선방향의 용수철정수  $K_s$ 에 대해서는, 저감률  $s_0$ 을 도입하여 횡탄성계수  $G$ 와 종탄성계수  $E$ 의 비로서 주어지며, Poisson비로 나타낼 수 있다.

$$s_0 = \frac{k_s}{k_n} = \frac{G}{E} = \frac{1}{2(1+\nu)} \quad (40)$$

완충장치(Dashpot)는 입자간의 접촉·충돌에 기인하는 에너지의 감쇠를 나타내기 때문에 1차원 감쇠진동계(Voigt모델)의 진폭감쇠특성으로 나타내어지는 평가가 합리적이다. 1차원 감쇠진동계의 임계감쇠 조건을 이용하면 점성계수를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$c_n = 2 \sqrt{M_{pi} \cdot k_n} \quad c_s = c_n \sqrt{s_0} \quad (41)$$

여기서,  $M_{pi}$ : 입자의 질량이다.

한편, Kawaguchi et al.(1992)은 충돌의 반복에 의한 에너지감쇠(감쇠진동)를 상정하여 진동파형의 속도극대점의 감쇠율을 반발계수  $e$ 와 관련지어 법선방향의 점성정수의 식을 얻을 수 있다.

$$c_n = -2 \ln e \sqrt{\frac{M_{pi} k_n}{\pi^2 + (\ln e)^2}} \quad (42)$$

또한, 계산시간 간격  $\Delta t$ 는 차분해의 수렴성의 안정성 조건으로부터 만족할 수 있는 값을 줄 필요가 있다.

$$\Delta t = 2 \sqrt{\frac{M_{pi}}{k_n}} \quad (43)$$

질점의 상하에 용수철을 배치한 1자유도진동계의 고유주기  $T$ 를 기준으로 한 계산시간 Step의 추정식 중에서  $\alpha_m = 20.0$ 을 최적 값으로 주었다. 또한, 식 (44)에 의해 추정된 계산시간 간격은 식 (43)을 항상 만족하게 된다.

$$\Delta t = \frac{T}{\alpha_m}; T = 2\pi \sqrt{\frac{M_{pi}}{2k_n}} \quad (44)$$

이상에서 설명한 바와 같이 Hertz의 탄성접촉이론으로부터 용수철정수를 결정하는 방법을 선택하면 결정된 용수철정수에 대응한 계산시간 간격이 결정된다. 계산을 수행할 때에는 계산시간 간격을 초기에 설정할 수 있으면 계산 소요시간의 추정이 용이하다(Goto and Sakai, 1997). Goto et al.(2001)은 이 점에 대하여 계산시간 간격을 주고 안정성의 조건으로부터 용수철정수를 역추정하여 그 용수철정수에 대하여 유사량이 기존의 실험값과 일치할 수 있도록 점성정수를 결정하는 방법을 제안하고 있다.

2.6 접촉판정

개별요소법에서는 각 시간 Step에서의 요소군의 접촉판정을 수행하여야만 하지만, 입자의 입자에 접촉할 가능성이 있는 입자의 존재범위는 한정되어 있고 접촉할 가능성이 없는 원거리의 입자까지 매회 접촉판정을 수행할 필요가 없다.

접촉판정식의 경우에는 사석 하나하나의 형상을 재현하는 접촉판정식을 사용하기 보다는 대표입경을 사용한 구의 형태로 설정하여 단순화시킨 형태로 계산을 수행하였다.

여기서, Fig. 4에 나타내는 바와 같이 계산영역을 한 변이 반경의 3배인 셀로 분할하고 사선으로 나타낸 입자를 기준으로 이 입자와 접촉할 가능성이 있는 입자를 입자자신이 존재하는 셀과 그 주변의 8개의 셀(합계 9개의 셀)에 포함되는 입자만에 한하여 접촉판정을 수행하였다(Araki et al., 2001).

2.7 계산조건

외력산정 시에 보다 상세한 제 현상을 고려하기 위해서는 입자표면에서의 압력을 구한 후 구해진 압력을 입자의 표면전체

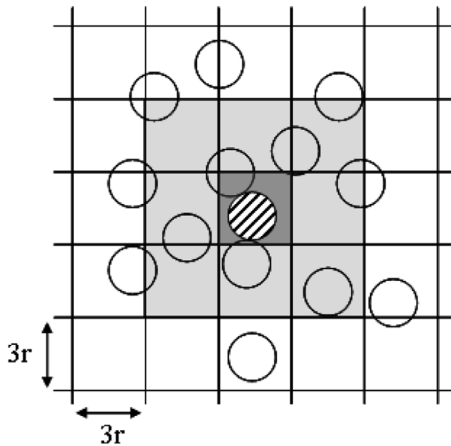


Fig. 4 Judgment of contact

로 적분할 필요가 있다. 그러나, 입자 표면에서의 압력분포를 구하기 위해서는 입자의 크기보다도 작은 계산 Mesh가 필요하게 되므로 계산시간은 매우 늘어나게 되는 단점이 있다. 따라서, 본 연구에서는 외력산정 시에 Morison식에 의해 파력을 산정함으로써 외력산정 시간을 간소화할 수 있는 방법을 이용하였다.

입자 충돌 시의 입자간 작용파력의 산정에 필요하게 되는 용수철의 탄성계수, 점성의 완충장치의 점성감쇠계수 및 계산시간 간격은 안정한 계산이 수행될 수 있도록 Table 1에 나타난 값을 사용하였다. 또한, 파력산정에 이용한 Morison식 중의 항력계수  $C_D$  및 관성력계수  $C_M$ 은 사석요소(원요소)에 작용하는 파력을 고려하여 항력계수  $C_D = 0.7$ , 관성력계수  $C_M = 1.2$ 로 하였다(Mizutani et al., 1991).

수치계산은 총 6케이스에 대하여 수행하였으며, 계산과고는 3가지(6cm~10cm), 주기는 2가지(1.6sec, 2.9sec)로 설정하였다. 또

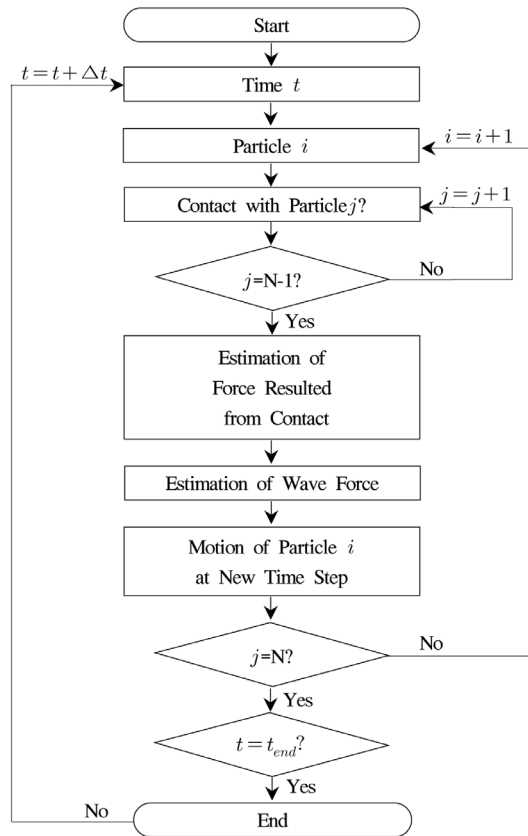


Fig. 5 Flow-chart of DEM calculation

Table 1 Values of constants

Spring constant	(Normal)	$K_n / (\rho_s g) = 7.00 \times 10^3$ (cm)
	(Tangential)	$K_s / (\rho_s g) = 4.00 \times 10^2$ (cm)
Damping coefficient	(Normal)	$\eta_n / (\rho_s g) = 5.65$ (cm · s)
	(Tangential)	$\eta_s / (\rho_s g) = 1.00$ (cm · s)
Friction coefficient		$\mu = 0.6$

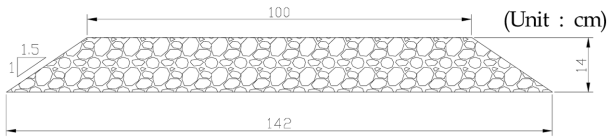


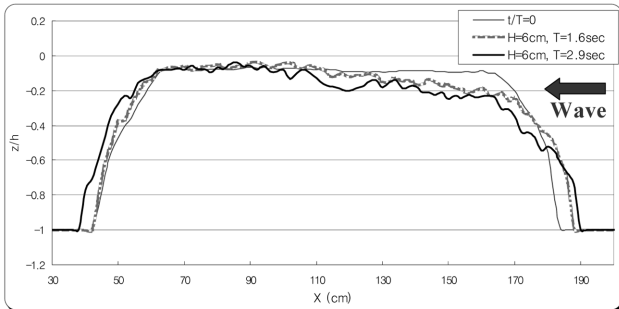
Fig. 6 Profile of artificial reef

한, 계산시간은  $t/T = 600$ 까까지로 하였으며, 계산시간 Step  $\Delta t = 0.0001\text{sec}$ , 천단수심은 2cm로 설정하였다.

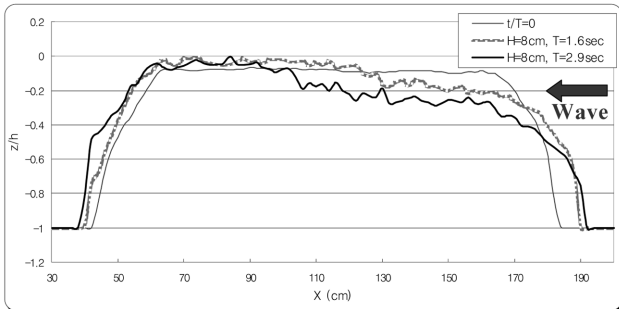
Fig. 6에 인공리프 제체의 제원을 나타내었으며, 요소(사석)의 입경은 1.5~1.8cm의 원형으로 구성하였다.

DEM 계산 시 외력으로서 작용하는 파력의 산정에는 Morison 식(Araki et al., 2002)을 이용하였으며, 이 때 필요한 유속값은 별도의 CADMAS-SURF 계산결과를 이용하였다(Itoh et al., 2002).

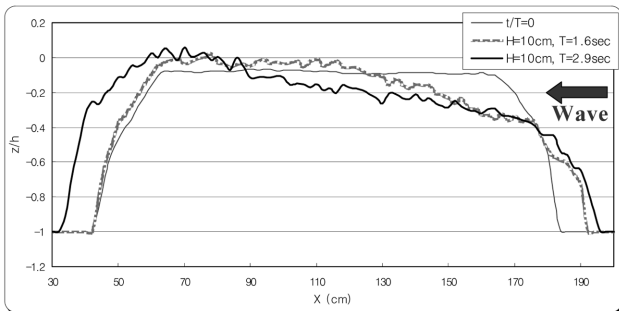
Fig. 7에 수치시뮬레이션 결과를 나타내었으며, 각각 초기단면과 주기 1.6sec 및 2.9sec에 대한 600파 작용 후의 변형된 단면을 나타내고 있다.



(a) H=6cm, T=1.6~2.9sec



(b) H=8cm, T=1.6~2.9sec



(c) H=10cm, T=1.6~2.9sec

Fig. 7 Results of numerical simulation

결과그림에서 횡축은 해안중단방향의 거리를 나타내고 있으며, 종축은 제체의 초기단면 및 변형된 단면의 높이를 제체 천단수심으로 무차원화한 값이다.

결과를 보면, 파고가 증가할수록 제체의 심해측 범면상단부 및 천단상에서 변형이 크게 발생하면서 파고가 10cm의 경우에는 정수면( $z/h = 0$ )으로 돌출되는 현상을 보이고 있다. 또한, 정상주기( $T = 1.6\text{sec}$ )의 경우에 비해 장주기( $T = 2.9\text{sec}$ )의 경우에 피해가 더욱 크게 발생하는 것을 알 수 있다.

### 3. 결 론

개별요소법(DEM)을 이용하여 일반적인 주기와 장주기파에 의한 인공리프의 파괴형태를 비교·검토한 결과, 일반주기에서는 심해측의 범면상단부 주변에만 파괴가 발생하지만, 장주기가 될수록 제체의 변형량 및 변형범위는 더욱 증가되는 것을 확인하였다.

DEM을 이용한 수치시뮬레이션에 의해 사석구조물의 파괴형태를 비교적 간편하게 검토·예측할 수 있으며, 고파 내습으로 인한 파괴 시 보강여부 및 위험단면의 보강위치를 결정하는 등 설계가이드라인 작성에 유용하게 사용할 수 있으리라 사료된다.

향후, 2차원 단면수리모형실험을 통해 파고, 주기, 범면경사, 천단수심, 입경 등 다양한 Parameter에 따른 파괴거동Mechanism에 대한 검토가 필요할 것으로 생각되며, 이 수리모형실험 결과와의 비교·검토를 통해 수치시뮬레이션 기법으로서의 타당성 여부를 검토하고자 한다.

또한, 입자간의 반발력에 의해서 거동을 결정하는 부분과 입자의 비균질성에 따른 접촉판정식의 평가부분에 대해서는 향후 개선이 필요할 것으로 사료된다.

### 후 기

본 연구의 일부는 RIC 사업의 지원에 의한 것입니다.

### 참 고 문 헌

Ahrens, J.P. (1984). "Reef Type Breakwaters", Proceedings 19th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Vol 3, pp 2648-2662.

Aikawa, S., Sakaida, S., Kanazawa, T., Kotake, Y. and Furukawa, Y. (2001). "Working Procedure of Rubble Mound Seawall Considering the Risk of Bulkhead Damage during the Period of Construction", Proceedings of Civil Engineering in the Ocean, JSCE, Vol 17, pp 241-246 (in Japanese).

Araki, S., Fujiwara, Y., Miyazaki, T. and Deguchi, I. (2001). "Numerical Calculation on Deformation of Submerged Breakwaters with Discrete Element Method", Proceedings of the 1st Asian and Pacific Coastal Engineering Conference, Vol 2, pp 630-639.

- Araki, S., Kotake, Y., Kanazawa, T., Matsumura, A. and Deguchi, I. (2002). "Development of Numerical Simulation Method for Predicting Deformation of Submerged Breakwater with VOF Method and DEM", Proceedings of the 28th International Conference on Coastal Engineering, pp 1398-1410.
- Cundall, P.A. and Strack, O.D.L. (1979). "A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies", Géotechnique 29, No 1, pp 47-65.
- Goto, H., Harada, E. and Sakai, T. (2001). "Optimization of Parameters in DEM-based Numerical Movable Bed Simulator", Journal of Hydraulic, Coastal and Environmental Engineering, Vol 691, No 57, pp 159-164 (in Japanese).
- Goto, H. and Sakai, T. (1997). "Numerical Simulation of Sheetflow as Granular Material", Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, ASCE, Vol 123, No 6, pp 329-336.
- Itoh, K., Higuchi, Y., Toue, T. and Katsui, H. (2002). "Numerical Simulation of Deformation of Rubble Structures by DEM and VOF", Proceedings of the 12th International Offshore and Polar Engineering Conference, ISOPE, pp 714-721.
- Kawaguchi, T., Tanaka, T. and Tsuji Y. (1992). "Numerical Simulation of Fluidized Bed using the Discrete Element Method: The Case of Spouting Bed", Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Vol 58, No 551, pp 2119-2125 (in Japanese).
- Kiyama, H. and Fujimura, H. (1983). "Application of Cundall's Discrete Block Method to Gravity Flow Analysis of Rock-Like Granular Materials", Journal of Hydraulic, Coastal and Environmental Engineering, Vol 333, pp 137-146 (in Japanese).
- Mizutani, N., Mizutani, N., Iwata, K., Teofilo, Monge Rufin Jr. and Kurata, K. (1991). "Experimental Study for the Characteristic and the Critical Movement of Wave Force which Acting on Armor Material on the Broad Submerged Breakwater", Proceedings of Japan Coastal Engineering, JSCE, Vol 38, pp 591-595 (in Japanese).
- Van Gent, M. (1996). "Numerical Modelling of wave Interaction with Dynamically Stable Structures", Proceeding 25th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Vol 2, pp 1930-1943.

---

2009년 1월 16일 원고 접수

2010년 4월 12일 심사 완료

2010년 4월 23일 게재 확정