

월류 시 마운드형태 방조제에 작용하는 압력과 유속 산정

Estimation of Overflow-Induced Pressure and Velocity on a Mound-Type Sea Dike

김 태 형[†] · Yeh Harry¹⁾ · 김 성 응²⁾ · 최 명 호²⁾

Taehyung Kim · Harry Yeh · Sungwoung Kim · Myoungcho Choi

Received: September 10th, 2014; Revised: September 23rd, 2014; Accepted: January 19th, 2015

ABSTRACT : Wave overflow can cause a failure of sea dike structure. Based on the results of the field surveys on mound-type sea dike, the failure of vicinity of crown and the scouring of toe at the landward was revealed as the most representative failure example. One of the main factors related to this failure pattern is overflow-induced pressure and velocity. Thus, in this study the analytical equations which can determine the pressure and the velocity induced by overflow in sea dike were proposed and verified. To accomplish this, assumed that the flow is quasi-steady and irrotational, and concentric circular streamlines around the vicinity of crown and toe of the sea dike. Flow was assumed as critical state and Bernoulli equation was used to develop the equations that can determine the pressure and velocity at the vicinity of crown and toe of the sea dike. Using these equations, the pressure and the velocity were calculated in condition of various overflow depths and radiuses of circular streamline. Based on the calculation results, while a negative pressure was occurred at the vicinity of crown, a significant amount of positive pressure occurred at the toe. The existence of flow-induced shear stresses was also confirmed. In addition, the limitation of the proposed equations was discussed.

Keywords : Sea dike, Wave-induced overflow, Quasi-steady and irrotational flow, Pressure and velocity, Flow-induced shear stress, Concentric circular streamline

요 지 : 해일에 의한 바닷물의 월류는 방조제 구조물에 피해를 유발시킨다. 지금까지 발생된 마운드 형태 방조제의 파괴 유형 조사 결과, 육지 쪽 마루부 파손과 선단부의 세굴이 대표적인 파괴 사례로 지목되었다. 이와 같은 파괴를 유발하는 가장 큰 원인은 월류에 의해 발생된 압력과 유속이다. 본 연구에서는 에너지 관점에서 마운드 형태 방조제에서 압력과 유속을 산정할 수 있는 이론해를 제안하고 검증하였다. 이를 위해 방조제 마루부와 선단부에 흐름을 유사정적비회전류로 보고 동심원유선이 형성된다고 가정하였다. 한계흐름조건과 베르누이정리를 이용하여 방조제 마루부와 배면 선단부에서의 작용하는 압력 및 유속 산정식을 유도하였다. 이들을 이용하여 동심원유선 및 월류고를 가정하여 마루부와 선단부에서 압력과 유속을 산정하였다. 그 결과 마루부에서는 부의 압력이 선단부에서는 양의 압력이 각각 크게 작용하는 것으로 나타났으며 유속에 의한 전단응력도 작용하는 것을 확인하였다. 또한 제안된 이론해의 적용 한계에 대한 고찰도 이루어졌다.

주요어 : 방조제, 월류, 유사정적비회전류, 압력 및 유속, 전단응력, 동심원유선

1. 서 론

방조제(sea dike)는 해안을 따라 주로 건설되는 해안구조물로 간척지 또는 저지대를 바다로부터 발생하는 조석, 파랑, 해일 등으로부터 보호하기 위하여 만드는 제방으로 고조 시에 해수 월류를 방지하고 파랑에 견디며, 해수침투를 차단하는 목적으로 건설된다(Korea Rural Community Corporation, 2011).

방조제 형태는 바깥쪽 비탈경사에 따라 경사형과 직립형이 있으며, 수리, 구조, 축조재료 등에 차이가 있다. 혼성형은 장소와 목적에 따라서 직립형과 경사형의 장·단점을 절충한

형태이다. 과거 방조제(소규모 방조제)는 마운드 형태의 혼성형을 많이 축조하였으나, 근래에는 방조제 규모가 커짐으로 인한 안전성 확보 등을 고려하여 주로 완경사형을 적용하고 있다. 대표적인 완경사형 방조제는 최근에 건설된 새만금 방조제가 좋은 예 이다(Korea Rural Community Corporation, 2011).

최근의 지구 온난화에 따른 해수면 상승과 대형 지진해일(Jayaratne et al., 2013) 및 폭풍해일(Kortenhaus et al., 2002; D'Eliso, 2007)로 인해 방조제가 파괴되는 경우가 종종 발생하고 있다. 방조제의 기능상실 및 파괴는 주로 월파나 월류

† Korea Maritime and Ocean University (Corresponding Author : kth67399@kmou.ac.kr)

1) Oregon State University

2) Korea Maritime and Ocean University

및 제체의 침투에 의해 발생된다(Chinnarasri et al., 2003). 월파 및 월류에 의한 피해를 줄이기 위해 방조제 표고를 높이거나 마루 폭 증가, 경사를 완화시키는 조치가 취해지고 있다. 제체 침투 방지를 위해서는 사면에 보호공법 또는 식생공법들이 적용되고 있다. 하지만 여전히 많은 방조제가 파괴되고 있다. 특히 월류로 인한 파괴가 많이 발생되고 있다. Fig. 1은 해일의 마운드형태 방조제 월류 직전 모습을 도식화한 것이다.

방조제 월류는 주로 폭풍해일 또는 지진해일에 의해 발생된다. 폭풍해일과 지진해일의 특징을 살펴보면 폭풍해일은 1~2시간, 지진해일은 몇 분에서 몇십 분 사이 지속된다. 폭풍해일은 태풍에 의해 발생되고 오랜 시간을 거쳐 바람과 기압 차에 의해 수위가 상승하고, 지진해일은 지진(Earthquake) 발생에 따른 지반 융기에 의해 갑작스럽게 수위가 발생된다. 파랑형태를 살펴보면 폭풍해일은 진동류의 특성을 갖는 보통 풍파의 특징을 가지고 있어 일정 시간 주기적으로 작용하고, 지진해일은 하천에서의 물의 흐름과 유사하게 일방향(진행방향)의 유속성분을 갖는 형태로 저면에서부터 물의 표면까지 일정 시간 지속적으로 파랑이 작용하는 형태로 연안으로 접근한다. 지진해일과 폭풍해일은 서로 다른 특징을 가지고 있지만 바닷물의 방조제 월류를 발생시키고 결과적으로 파괴시키는 공통점을 가지고 있다.

마운드형태 방조제는 Fig. 1에서 보는 바와 같이 구조상 전면부는 완만한 경사를 이루고 배면은 약간 급한 경사 형태를 취하고 있다. 내부는 주로 준설토 또는 육상토로 채워져 있는데 대상구조물이 건설된 지역의 특성에 따라 약간의 차이가 있다. 방조제 외부는 보호공 또는 아스팔트 포장 층으로 되어 있는 경우가 많고 일부 식생으로만 되어있는 경우도 있다.

월류 시 마운드형태 방조제의 파괴에 대한 연구는 국외의 경우 많이 진행이 되었다(Nakao et al., 2012; Kato et al., 2012). Nakao et al.(2012)은 2D 수조모형실험을 통해서 방조제 제체 내 침윤선 상승에 따른 방조제 내부의 공기압 증가에 의한 양압력과 마루부에서의 부압을 방조제 파괴 원인으로 지목하였다. Kato et al.(2012)은 수조모형실험을 통해 마루부에서 부압과 선단부에서 세굴을 방조제 파괴 원인으로 지목하였다. 이와 같은 파괴를 유발시키는 원인은 월류로 인한 압력과 유속이다. 특히 일본을 중심으로 2011년 동일본 대지진 이후 해일로 인한 마운드형태 방조제의 파괴에 대한 현장답사 연구가 많이 이루어졌다(Kato et al., 2012; Mikami et al., 2012; Ogasawara et al., 2012). Fig. 2(a)는 Iwate현 Kanahama항의 마운드형태 방조제의 파괴된 모습이다. 마루부의 콘크리트 포장 층이 파괴되고, 선단부 배면 지반에 큰 세굴이 발생된 것을 볼 수 있다. Fig. 2(b)는 방조제 파괴가 심하게 발생된 부분을 중심으로 개략적으로 도식화한 것이다.

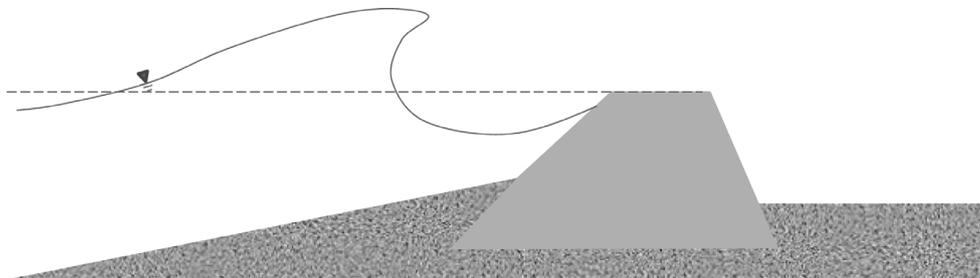
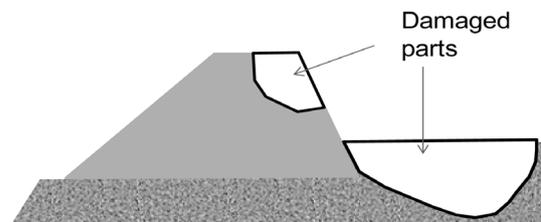


Fig. 1. Schematic diagram of a mound-type sea dike at the beginning of overflow



(a) Damaged sea-dike



(b) Schematic diagram of damaged parts

Fig. 2. Sea-dike failure due to the Great Eastern Japan earthquake Tsunami in Kanahama (a) damaged sea-dike and (b) schematic diagram of damaged parts (photo by Yeh)

마운드형태 방조제 파괴에 대한 기존 수조모형실험과 현장답사 결과를 종합해보면 마루부(Crown)가 파손되고 선단(Toe) 배면에 깊은 세굴이 형성되는 특징을 보이는 것을 알 수 있다(Kato et al., 2012). 하지만 아직까지 월류에 의한 마운드형태 방조제 파괴와 관련된 압력과 유속을 이용한 이론해 접근과 방조제 구조체와 주변지반을 포함한 포괄적인 수치해석 연구는 이루어지지 않았다.

본 연구는 전체 내용을 크게 두 부분으로 나누었다. 전반부는 해일 월류에 의한 마운드형태 방조제 마루부 파괴 및 선단부 세굴의 원인인 압력 및 유속을 산정할 수 있는 이론해를 제안하고 이를 검증하였다. 후반부는 수치해석을 통해 방조제 및 주변지반에서 월류 시 시간에 따른 간극수압의 변동, 액상화 발생 가능성 및 응력경로, 변형 등을 분석하였다.

본 논문은 지면 관계상 전반부로 구성하였으며 이론해 개발을 위해 한계흐름조건과 베르누이정리를 적용하여 에너지의 관점에서 고찰이 이루어졌다. 방조제 마루부와 선단부의 흐름을 유사 정적 비회전류로 가정하여 동심원 유선이 마루부와 선단부에 형성된다고 가정하였다. 방조제 표면은 피복공이 설치된 불투수층으로 가정하였으며 방조제 제체 및 하부지반의 침투, 마루폭 등의 영향은 제외하였다.

2. 기존 연구

해일과 관련된 방조제에 대한 수리모형수치해석 연구는 주로 방조제 구조체에 가해지는 외력을 가능한 정확하게 산정하

는 연구가 진행되었다. 이들 수치해석은 기본적으로 연속방정식과 Navier-Stokes 운동방정식을 사용하고 있다(Smagorinsky, 1963; Suzuki et al., 2007). Mizutani & Imamura(2002)는 평평한 지반에 건설된 방조제에 작용하는 해일에 의한 충격과 수직 월류 파압의 관계를 제시하였다. Yamamoto et al.(2006)은 2004년 발생한 인도양 지진해일을 분석하여 지진해일에 의한 콘크리트 방조제와 둑 제방의 파괴메커니즘을 조사하여 지진해일에 대한 구조물의 안정 한계높이를 제시하였다. Kato et al.(2006)은 방조제 사면에 작용하는 해일에 의한 충격파압을 산정하였다. 그 외 Tanimoto et al.(1984)과 Ikeno et al.(2001)도 지진해일과 같은 고립파의 파압을 산정하는 연구를 수행하였다. 최근에 Jayaratne et al.(2013)은 동일본 대지진에 의한 지진해일을 분석하여 해일 내습 시 해안구조물의 안정에 중요한 요소인 압력, 와류(Vorticity), 유속을 결정하는 수치해석을 수행하였다. 해석 결과 방조제 육지 쪽(Landward) 마루부에서 빠른 유속이 선단부에서는 큰 와류가 작용하는 것으로 나타나 방조제 안정확보 측면에서 육지 쪽 사면과 선단부의 보강을 제안하였다. 이와 같이 기존 해석연구는 방조제에 작용하는 해일의 외력과 관련된 연구 위주로 진행되어 해일에 의한 방조제와 주변지반의 거동 변화에 대한 연구는 이루어지지 않았다.

수조모형실험연구는 수치해석연구에 비해 지반분야를 좀 더 고려한 연구가 이루어졌다. 즉 해일에 의한 방조제와 주변 지반의 거동 변화에 대해 분석이 이루어졌다. 대표적인 실험연구로 Kato et al.(2012)의 연구결과를 예를 들 수 있는데, Fig. 3은 모델방조제 육지 쪽 보호사면의 파괴를 보여주

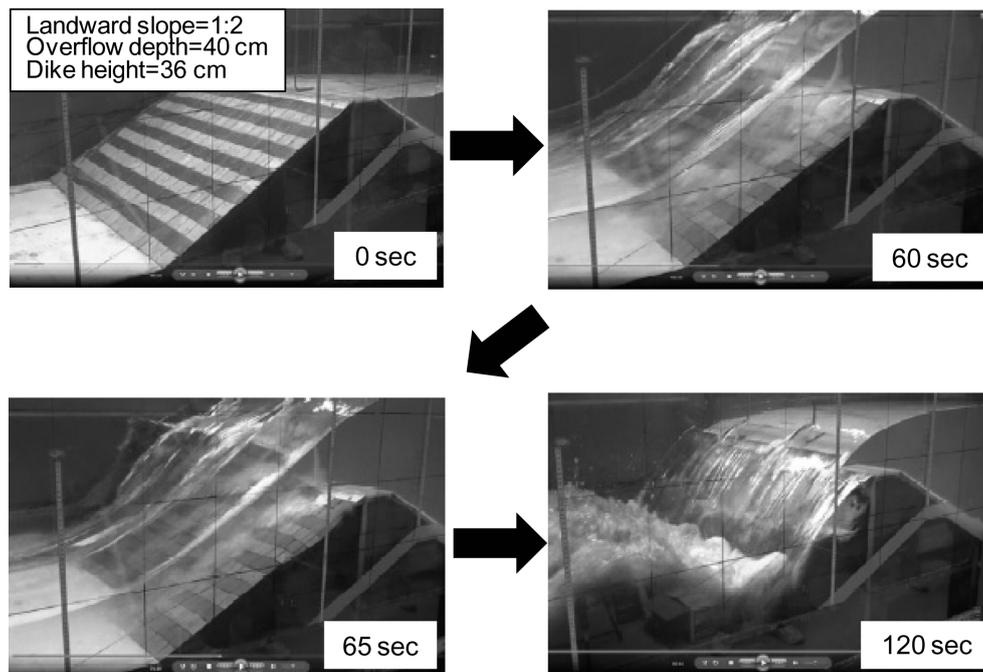
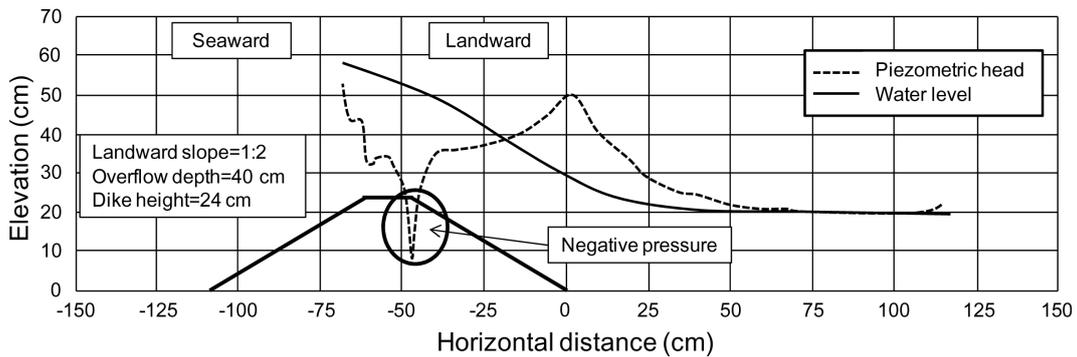


Fig. 3. Sequence of tsunami overflow-induced dike failure from the top of the landward slope (Redrawn from Kato et al., 2012)

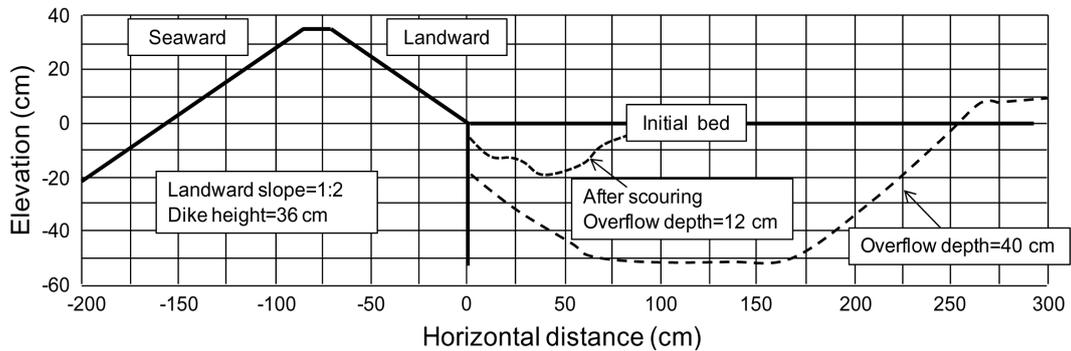
는 그림이다. 방조제 높이는 36cm(1/25 축척 모델)이고, 월류고(Overflow depth)는 40cm, 육지 쪽 보호공의 두께는 2cm를 방조제 본체에 부착하였는데 월류 시작 65sec 후에 마루부의 보호공이 유실되기 시작하는 것을 알 수 있다. 120sec 후에는 사면 부분은 완전히 유실되고 선단부 지반에 큰 세굴이 발생된 것을 볼 수 있다.

Fig. 4는 실험에서 측정한 (a) 수위 및 Piezometric 수두와 (b) 지반의 세굴깊이를 보여준다. 수위는 Point gauge로 Piezometric 수두는 Manometer를 방조제 경계부에 설치하여 측정하였다. Piezometric 수두의 분포를 보면 방조제 마루

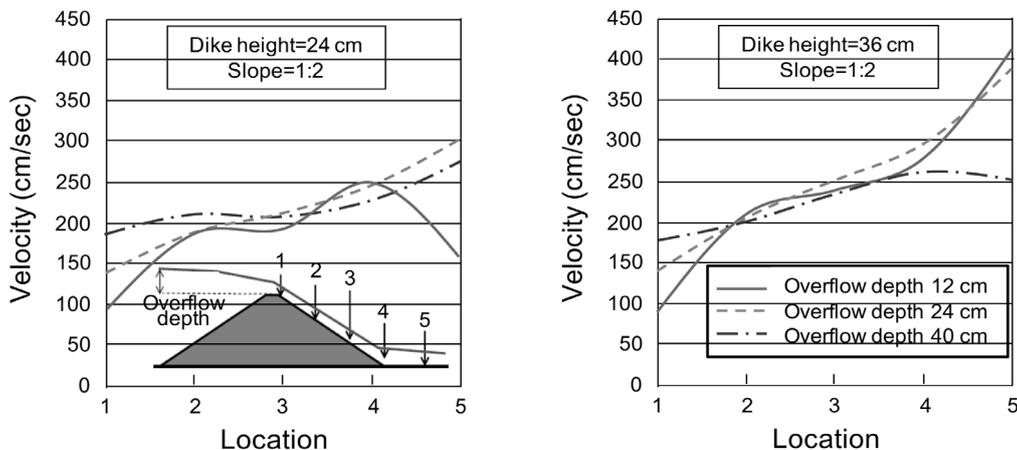
부에 부의 압력이 발생되고 선단부에 큰 양 압력이 작용하고 있음을 알 수 있다. 방조제 주변의 유속은 실험결과에서 수심과 유량을 이용하여 계산되었다(Fig. 4(c)). 방조제 높이가 24cm(실물 6m)이고 육지 쪽 사면 경사가 1:2, 월류높이 40cm인 경우 육지 쪽 마루부에서 약 200cm/sec(실제 10m/sec) 선단부에서 약 250~300cm/sec(실제 12.5~15.0m/sec)의 유속이 발생하는 것으로 나타났다. 이러한 빠른 흐름에 의해 Fig. 3에서 볼 수 있는 바와 같이 선단부에서 세굴과 마루부에서 피복공의 유실을 발생시키는 것으로 나타났다.



(a) Distribution of water level and piezometric head



(b) Scouring at the landward toe



(c) Velocity during overflow

Fig. 4. Results of hydraulic model experiments: (a) distribution of water level and piezometric head, (b) scouring at the landward toe, and (c) velocity during overflow (Redrawn from Kato et al., 2012)

3. 압력 및 유속 산정 이론해

3.1 마루부(Crown)

Fig. 5는 해일 시 방조제로 흐르는 물의 흐름을 계략적으로 도시한 것이다. 방조제 마루부에서 파괴메커니즘을 규명하기 위해 흐름을 유사정적비회전류(Irrotational flow)라고 가정하고, 마루부 A점 주위로 동심원유선이 형성된다고 가정한다(Munson et al., 2012). 즉 방조제 전면의 에너지와 후면의 에너지 차가 크게 발생하는 것으로 가정한다. Fig. 5에서 EGL은 Energy equivalent level을 의미하고, Z는 방조제 높이, H는 월류고(Overflow depth)로 방조제 바다 쪽에서 마루로부터 자유수면까지 높이를 나타낸다.

3.1.1 압력(P_A)

A점에서의 압력은 A점을 Datum의 잡고 위치 s에 대해 Bernoulli 방정식을 적용하면 Eq. (1)과 같이 정리된다.

$$P_A = \frac{1}{2} \rho v_s^2 - \frac{1}{2} \rho v_A^2 + \rho g y_A \quad (1)$$

여기서 P는 물의 밀도, g는 중력가속도, y_A는 위치 A에서 수위이다.

3.1.2 유속(v_s, v_A)

전제 조건에서 마루부에서 흐름을 유사 정적 비회전류라고 가정하고 동심원유선이 A점 주위로 형성된다고 보면, 유속과 반경의 관계는 Eq. (2)와 같다.

$$\begin{aligned} v_s &= \frac{c}{R_s} \\ v_A &= \frac{c}{R_A} \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 v_s, v_A는 위치 s와 A에서 유속, R_s와 R_A는 동심원 중심으로부터 위치 s와 A까지 반경, c는 상수이다.

수면에서 v_s는 방조제 바다 쪽과 A점에 대해 Bernoulli 방정식을 적용하여 Eq. (3)과 같이 구할 수 있다.

$$v_s = \sqrt{2g(H - y_A)} \quad (3)$$

유선 안쪽의 A점에서의 유속 v_A는 Eq. (2)와 Eq. (3)을 이용하여 Eq. (4)와 같이 표현할 수 있다.

$$v_A = \sqrt{2g(H - y_A)} \frac{R_s}{R_A} \quad (4)$$

3.1.3 반경 R_s와 R_A의 관계

반경 R_s와 R_A의 관계는 단위 폭 당 흐르는 유량 q를 이용하여 구할 수 있다.

$$q = \int_{R_A}^{R_s} \frac{c}{r} dr = c \ln \left(\frac{R_s}{R_A} \right) \quad (5)$$

여기서 $c = v_s R_s = R_s \sqrt{2g(H - y_A)}$

유량은 또한 한계흐름조건을 이용하여 Eq. (6)과 같이 개략적으로 구할 수 있다.

$$q = y_c v_c = \frac{2}{3} H \sqrt{\frac{2}{3} g H} \quad (6)$$

Eq. (5)와 Eq. (6)을 같다고 보면 상류에서 수위와 동심원 유선 반경 R_s와 R_A의 관계는 Eq. (7)과 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{2}{3} H \sqrt{\frac{2}{3} g H} = R_s \sqrt{2g(H - y_A)} \ln \left(\frac{R_s}{R_A} \right) \quad (7)$$

3.2 선단부(Toe)

해일 시 선단부는 주로 세굴이 형성되어 파괴되는 형태를 보이는데 이를 규명하기 위해 Fig. 6과 같이 방조제로 흐

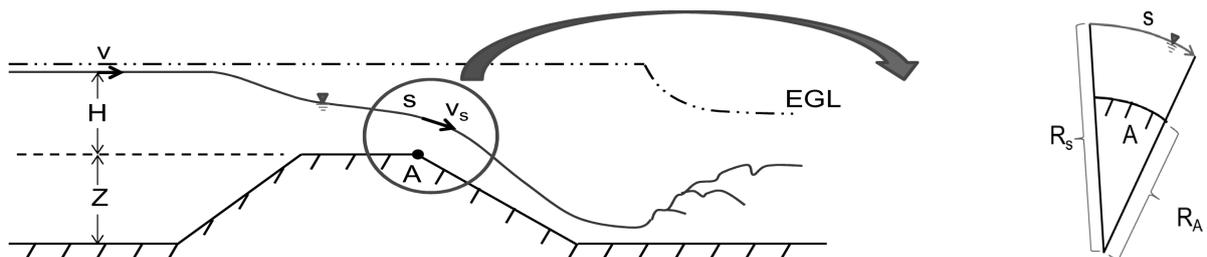


Fig. 5. Assumed energy equivalent level and flow line in the vicinity of the crown

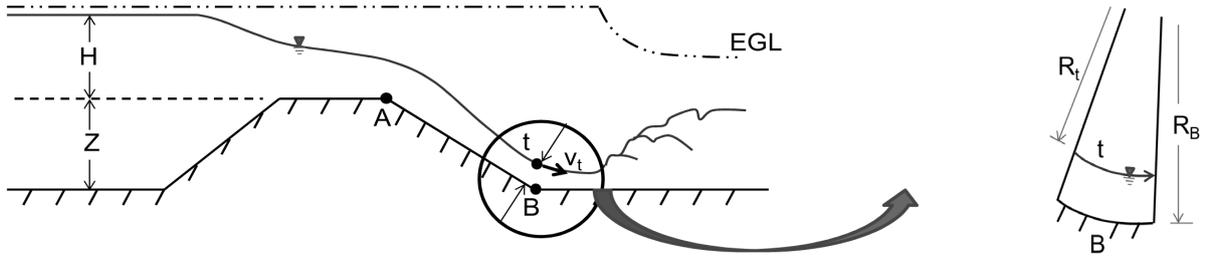


Fig. 6. Assumed energy equivalent level and flow line in the vicinity of the toe

르는 물의 흐름을 유사정적비회전류라고 가정하였다. Fig. 5에서와같이 EGL은 Energy equivalent level을 의미하고, Z은 방조제 높이, H는 월류고로 방조제 바다 쪽에서 마루로부터 자유수면까지 높이를 나타낸다.

3.2.1 압력(P_B)

B점에서 압력은 B점을 datum의 잡고 위치 t에 대해 Bernoulli 방정식을 적용하면 Eq. (8)과 같은 식으로 정리된다.

$$\begin{aligned}
 P_B &= \frac{1}{2} \rho v_t^2 - \frac{1}{2} \rho v_B^2 + \rho g (R_B - R_t) \\
 &= \frac{1}{2} \rho v_t^2 \left[1 - \left(\frac{R_t}{R_B} \right)^2 \right] + \rho g (R_B - R_t)
 \end{aligned} \quad (8)$$

3.2.2 유속(v_t, v_B)

방조제 선단부에서 흐름을 유사 정적 비회전류라고 가정하였으므로 B점 주위로 동심원 유선이 형성된다고 보면, 유속과 반경의 관계는 Eq. (9)와 같이 정의할 수 있다.

$$\begin{aligned}
 v_t &= \frac{c}{R_t} \\
 v_B &= \frac{c}{R_B}
 \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 v_t, v_B 는 위치 t와 B에서 유속, R_t 와 R_B 는 동심원 중심으로부터 위치 t와 B까지 반경, c는 상수이다.

수면에서 v_t 는 방조제 바다 쪽과 B점에 대해 Bernoulli 방정식을 적용하여 Eq. (10)과 같이 구할 수 있다.

$$v_t = \sqrt{2g(H + Z - (R_B - R_t))} \quad (10)$$

B점에서의 유속 v_B 는 Eq. (9)와 Eq. (10)을 이용하여 Eq. (11)과 같이 표현할 수 있다.

$$v_B = \frac{R_t}{R_B} \sqrt{2g(H + Z - (R_B - R_t))} \quad (11)$$

3.2.3 반경 R_t 와 R_B 의 관계

반경 R_t 와 R_B 의 관계는 단위 폭 당 흐르는 유량을 이용하여 구할 수 있다.

$$q = \int_{R_t}^{R_B} \frac{c}{r} dr = c \ln \left(\frac{R_B}{R_t} \right) \quad (12)$$

여기서 $c = v_t R_t = R_t \sqrt{2g(H + Z - (R_B - R_t))}$ 이다.

흐름을 한계흐름이라 가정하였으므로 유량은 Eq. (13)과 같이 표현될 수도 있다.

$$q = y_c v_s = \frac{2}{3} H \sqrt{\frac{2}{3} g H} \quad (13)$$

Eq. (12)와 Eq. (13)을 같다고 보면 수위 ($H+Z$)와 동심원 유선 반경 R_t 와 R_B 의 관계는 Eq. (14)와 같이 표현할 수 있다.

$$\frac{2}{3} H \sqrt{\frac{2}{3} g H} = R_t \sqrt{2g(H + Z - (R_B - R_t))} \ln \frac{R_B}{R_t} \quad (14)$$

4. 분석 및 적용

4.1 마루부

마루부에 대해 제안된 이론해(Eq. (1)~Eq. (7))를 이용하여 마루부에서 압력과 유속을 계산해 보면 다음과 같다. 예를 들어 방조제에서 월류고 H가 3.0m이고, 마루부의 높이가 8.5m인 경우, 만약 R_t 를 2.0m로 가정하고 R_s 를 Eq. (7)로부터 구하면 $R_s \approx 3.19$ m이다. 이 값을 유속 식에 대입하여 유속을 구한 후 Eq. (1)에 대입하면 A점에서 압력 P_A 는 -15.74 kN/m²이다. 이것을 수두로 환산하면 -1.60 m이다. 동일한 조건에서 만약 R_t 를 1.5m로 가정하고 A점에서 압력을 구하면 P_A 는 -26.84 kN/m²이고 수두로 환산하면 -2.74 m에 해당된다. 이 결과는 Kato et al.(2012) 수조모형실험 결

과(Fig. 4(a))와 정성적인 측면에서 잘 일치한다고 볼 수 있다. -26.84kN/m^2 정도의 부(-) 압력은 25cm 두께의 콘크리트 슬래브를 쉽게 들어 올릴 수 있는 압이다. 마루부에서 유속 v_A 는 Eq. (4)를 사용하여 계산하면 $9.50\text{m/sec}(R_A=2.0\text{m})$, $10.61\text{m/sec}(R_A=1.5\text{m})$ 이다. 이 유속에 의한 전단응력을 Yeh & Mason(2014)이 제한한 Eq. (15)에 Darcy 마찰계수 f 를 0.01로 가정했을 때 유속에 의한 전단응력이 $0.11\text{kN/m}^2(R_A=2.0\text{m})$, $0.14\text{kN/m}^2(R_A=1.5\text{m})$ 로 작용하는 것을 알 수 있다.

$$\tau = (f/8)\rho v^2 \quad (15)$$

마루부에서 발생하는 압력변화를 좀 더 구체적으로 알기 위해 방조제 높이 Z 와 반경 R_A 를 각각 8.5m, 1.5m로 가정하고 월류고 H 에 따른 마루부에서 압력변화를 보면 Fig. 7(a)와 같다. 월류고 높이가 1.0m를 기점으로 마루부에서 압력이 양(+)에서 부(-)로 바뀌는 것을 알 수 있다. 부의 압력 증가 비율도 월류고 증가에 따라 증가되는 것을 알 수 있다. 압력이 양(+)에서 부(-)로의 변화는 월류고 증가에 따른 유속의 증가로 발생된 것이다(Fig. 7(b)). 이것은 Jayaratne et al.(2013)의 수치해석 결과와도 유사하다.

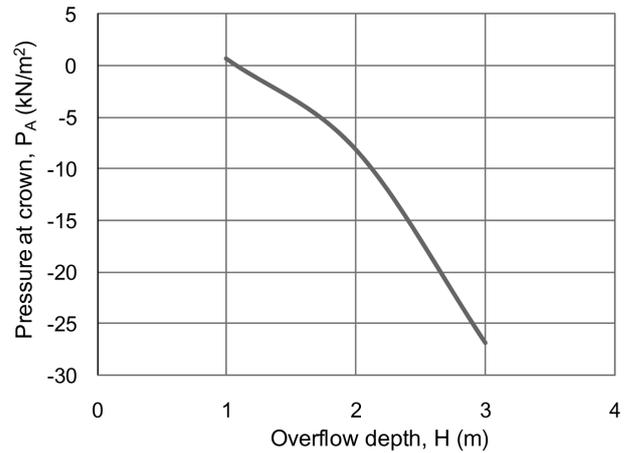
Fig. 7(c)는 반경 R_A 에 따른 마루부에서 압력 변화를 나타낸 것이다. 반경이 증가할수록 부의 압력이 감소하여 약 $R_A=3.9$ 에서 압력이 양으로 변하는 것을 알 수 있다. 곡률(Curvature)이 작을수록(반경 R_A 가 클수록) 부의 압력이 감소하므로 이를 고려한 마루부 설계가 요구된다.

4.2 선단부

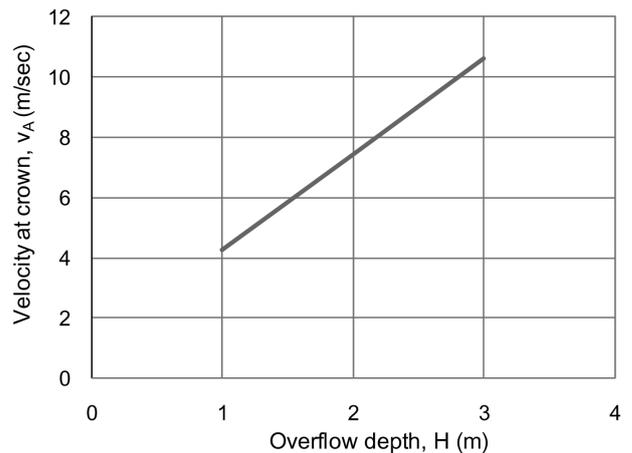
제안된 이론해(Eq. (8)~Eq. (14))를 이용하여 선단부에서 압력과 유속을 계산해 보면 다음과 같다. 예를 들어 4.1에서 처럼 방조제 월류고 H 가 3.0m이고, 마루부 높이 Z 가 8.5m인 경우, 만약 R_B 를 2.0m로 가정하고 R_L 를 Eq. (14)로부터 구하면 약 1.2m이다. 이 값을 유속식에 대입하여 유속을 구한 후 Eq. (8)에 대입하면 B점에서 압력 P_B 는 75.03kN/m^2 이다. 이것을 수두로 환산하면 7.6m이다. 마루부에서와 다르게 큰 양의 압력이 작용하는 것을 알 수 있다. 선단부에서 유속 v_B 는 8.69m/sec 이다. 이 유속에 의한 전단응력을 Yeh & Mason(2014)이 제한한 Eq. (15)로 계산해 보면 유속에 의한 전단응력은 $0.094\text{kN/m}^2(R_A=2.0\text{m})$ 이다.

선단부에서 발생하는 압력변화를 좀 더 구체적으로 알기 위해 방조제 높이 Z 와 R_B 를 각각 8.5m, 2.0m로 가정하고 월류고 H 에 따른 선단부에서 압력변화를 보면 Fig. 8(a)와 같다. 월류고가 증가함에 따라 선단부에서 양의 압력이 증가되는 압력 증가 비율도 약간 증가되는 것을 알 수 있다. 월

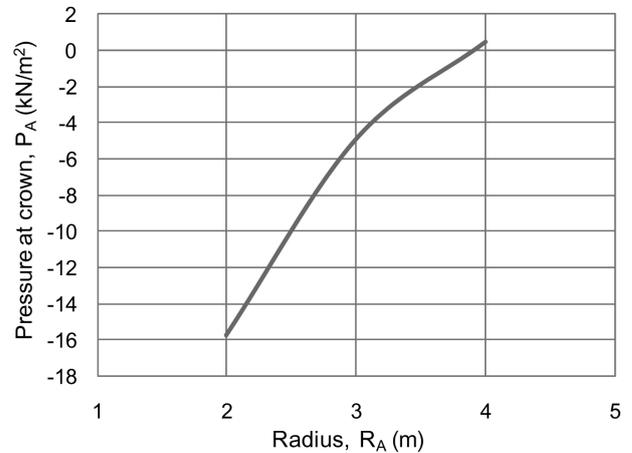
류고 증가에 따른 유속의 변화는 마루부에서와는 반대로 감소하는 것으로 나타났으며 Fig. 4(c)의 Kato et al.(2012)의 실험결과와 유사하다. 실험에서 이와 같은 현상은 물의 흐름이 육지 쪽 평지 지반과 만나는 부분에서 와류가 형성되기 때문인데 본 연구에서 제안된 이론해에서 비슷한 결과가 나타난 것을 보면 연구에 적용된 가정이 어느 정도 타당하



(a) Overflow depth VS. pressure



(b) Overflow depth VS. velocity

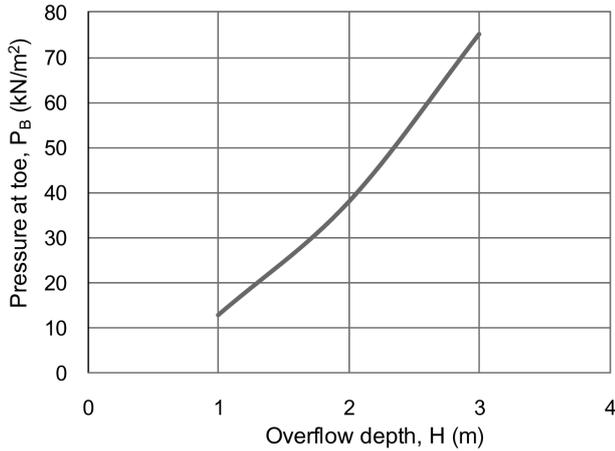


(c) Radius VS. pressure

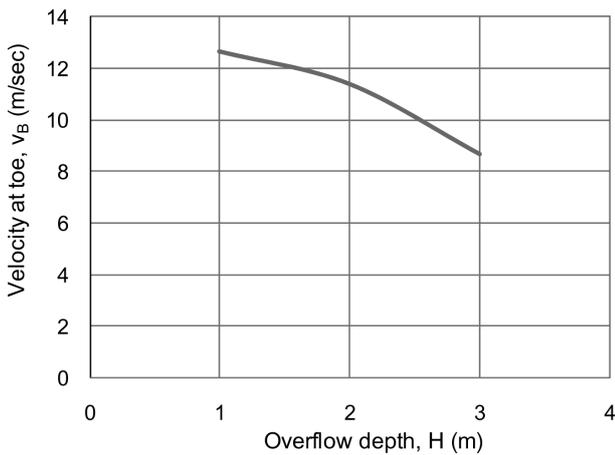
Fig. 7. Pressure and velocity variation at the crown at the landward

다는 것을 알 수 있다.

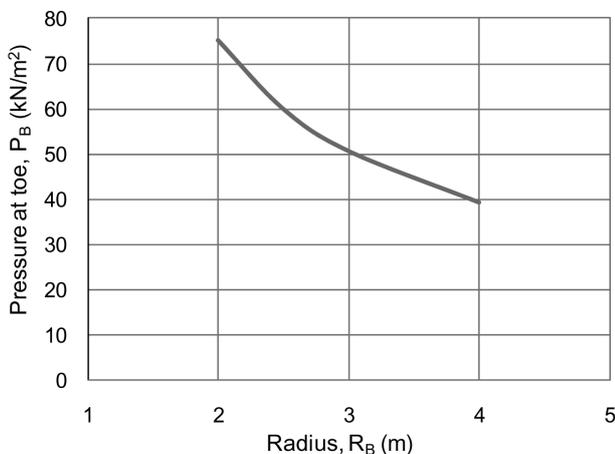
Fig. 8(c)는 반경 R_B 에 따른 선단부에서 압력 변화를 나타낸 것이다. 반경이 증가할수록 압력이 감소하는 것을 알 수 있다. 곡률(Curvature)이 작을수록(반경 R_B 가 클수록) 압력이 감소하므로 선단부 설계 시 이를 고려하는 것이 바람직할 것으로 판단된다.



(a) Overflow depth VS. pressure



(b) Overflow depth VS. velocity



(c) Radius VS. pressure

Fig. 8. Pressure and velocity variation at the toe at the landward

4.3 적용성

제안된 이론해를 이용하여 마루부(A점)와 선단부(B점)에서 압력과 유속을 산정해 보면 기존의 실내수조모형실험 결과와 유사한 결과를 얻을 수 있었다. 이것은 본 연구에서 방조제 마루부와 선단부에 흐름을 유사정적비회전류로 가정하여 동심원유선이 마루부와 선단부에 형성된다고 가정한 것이 어느 정도 타당성이 있음을 의미한다. 방조제 마루부와 선단부에서 동심원유선의 형성은 방조제 전면의 에너지와 후면의 에너지 차가 크게 발생한다는 가정하에 가능하다. 방조제 전면과 후면에서 에너지 차가 작은 경우 다시 말해 월류고가 작거나 반경이 커 원호흐름이 생기지 않는 경우 본 이론해의 정확도는 떨어진다고 볼 수 있다.

특히 선단부 B점에서 흐름이 유사정적비회전류라고 가정하여 동심원유선이 형성된다는 가정은 Kato et al.(2012)의 실험결과인 Fig. 3(at 120sec)을 보면 한계가 있음을 알 수 있다. 이것은 물의 흐름이 선단부를 흘러 육지 쪽 지반과 만나는 평지 부분에서 와류가 형성되기 때문이다. Jayaratne et al.(2013)도 방조제 파고에 있어 선단부에서 와류의 영향이 매우 크다고 지적하였는데 와류와 관련해서 본 연구에서 제안된 이론해는 제한성을 가지고 있다.

월류 흐름은 또한 방조제 마루 폭에 의해서도 지배된다. 마루 폭이 큰 경우 작은 경우에 비해 유속이 감소되어 부의 압력이 작게 발생될 것이다. Henderson(1966)은 한계조건에서 마루 폭을 고려한 유량산정식을 제안하였는데 본 연구에서 제안된 이론해에서는 마루 폭에 대한 영향은 제외되었다.

해일에 의한 방조제 파괴는 월류뿐만 아니라 방조제 제체 및 하부지반의 침투나 방조제 내부의 양압력 상승에 의해서도 발생한다. 본 연구에서는 기본 가정에서 방조제 표면은 피복공이 설치된 불투과층으로 가정하고 방조제 제체 및 하부지반의 침투는 고려하지 않았으므로 여기서 제안된 이론해는 한계점을 가지고 있다.

위에서 언급된 이론해의 적용성 한계점은 본 연구의 후반부에서 수치해석을 통한 추가적인 연구에서 규명하고자 한다. 특히 월류에 따른 방조제 제체 및 주변지반으로 해수 침투 작용에 의한 시간에 따른 제체와 주변지반의 거동을 중점적으로 살펴보고자 한다.

5. 결 론

본 연구에서는 해일 월류에 의한 마운드형태 방조제의 마루부 파괴 및 선단부 세굴에 대한 파괴메커니즘을 규명할 수 있는 이론해를 제안하고 검증하였다. 이론해는 한계흐름

조건과 베르누이정리를 적용하여 에너지의 관점에서 고찰이 이루어졌다. 방조제 마루부와 선단부에 흐름을 유사정적 비회전류로 가정하여 동심원유선이 마루부와 선단부에 형성된다고 가정하였다.

제안된 이론해를 이용하여 마루부와 선단부에서 압력과 유속을 산정하였다. 그 결과 마루부에서는 부의 압력이 선단부에서는 양의 압력 각각 크게 작용하는 것으로 나타났으며 유속에 의한 전단응력도 작용하는 것을 확인하였다. 이것은 기존 실내수조모형실험 결과와 유사한 결과로 본 연구에 적용된 가정이 타당성이 있음을 의미한다.

본 연구에서 제안된 이론해는 제한성을 가지고 있다. 방조제 마루부와 선단부에서 동심원유선의 형성은 방조제 전면의 에너지와 후면의 에너지 차가 크게 발생한다는 가정에 가능하다. 방조제 전면과 후면에서 에너지 차가 작은 경우 다시 말해 월류고가 작거나 반경이 커 원호흐름이 생기지 않는 경우 본 이론해의 정확도는 떨어진다고 볼 수 있다.

감사의 글

본 연구는 2014년도 한국해양대학교 해외과건 연구비 지원에 의해 수행되었으며 이에 감사를 드립니다.

References

- Chinnarasri, C., Tingsanchali, T., Weesakul, S. and Wongwises, S. (2003), Flow patterns and damage of dike overtopping, *International Journal of Sediment Research*, Vol. 18, No. 4, pp. 301~309.
- D'Eliso, C. (2007), Breaching of sea dikes initiated by wave overtopping. A tiered and modular modeling approach. Ph.D. thesis, Dissertation, Leichtweiß-Institut für Wasserbau, Technical University Braunschweig, p. 142.
- Henderson, F. M. (1966), *Open channel flow*, Macmillan, New York, pp. 211~213.
- Ikeno, M., Mori, N. and Tanaka, H. (2001), Experimental study on tsunami force and impulsive force by a drifter under breaking bore like tsunamis, *Proc. Conf. Coastal Engineering*, JSCE, Vol. 48, pp. 846~850 (in Japanese).
- Jayaratne, R., Mikami, T., Esteban, M. and Shibayama, T. (2013), Investigation of coastal structure failure due to the 2011 great eastern japan earthquake tsunami, *Coasts, Marine Structures and Breakwaters*, Institution of Civil Engineers (ICE), Edinburgh, UK, pp. 1~10.
- Kato, F., Inagaki, S. and Fukuhama, M. (2006), Wave force on coastal dike due to tsunami, 30th ICCE, San Diego., World Scientific, NJ, Vol. 5, pp. 5150~5161.
- Kato, F., Suwa, Y., Watanabe, K. and Hatogai, S. (2012), Mechanics of coastal dike failure induced by the Great East Japan earthquake tsunami, *Proceedings of the 33rd International Conference on Coastal Engineering*, Spain, Structures 40, pp. 1~9.
- Korea Rural Community Corporation (2011), *Investigation and design practical manual (revised): chapter 4 reclamation*, pp. 50~53.
- Kortenhaus, A., Oumeraci, H., Weissmann, R. and Richwein, W. (2002), Failure mode and fault tree analysis for sea and estuary dikes, *Proceedings 28th International Conference on Coastal Engineering (ICCE)*, Cardiff, Wales, UK, pp. 1~13.
- Mikami, T., Shibayama, T., Esteban, M. and Matsumaru, R. (2012), Field survey of the 2011 tohoku earthquake and tsunami in miyagi and fukushima prefectures, *Coastal Engineering Journal*, Vol. 54, No. 1, pp. 1~26.
- Mizutani, S. and Imamura, F. (2002), Proposal of a design external force calculation flow in consideration of the impact and overflow of tsunami bores, *Coastal Engineering, JSCE*, Vol. 49, pp. 731~735 (in Japanese).
- Munson, B. R., Rothmayer, A. P., Okiishi, T. H. and Huebsch, W. W. (2012), *Foundation fluid mechanics*, John Wiley & Sons, NJ, pp. 292~296.
- Nakao, H., Sato, S. and Yeh, H. (2012), Laboratory study on destruction mechanisms of coastal dyke due to overflowing tsunami, *Coastal Engineering, JSCE*, Vol. 68, No. 2, pp. 1281~1285 (in Japanese).
- Ogasawara, T., Matsubayashi, Y., Sakai, S. and Yasuda, T. (2012), Characteristics of the 2011 tohoku earthquake and tsunami and its impact on the northern iwate coast, *Coastal Engineering Journal*, Vol. 54, No. 1, pp. 1~16.
- Smagorinsky, J. (1963), General circulation experiments with the primitive equations, *Mon. Weath. Rev.*, Vol. 91, No.3, pp. 99~164.
- Suzuki, T., Okayasu, A. and Shibayama, T. (2007), A numerical study of intermittent sediment concentration under breaking waves in the surf zone, *Coastal Engineering*, Vol. 54, No. 5, pp. 433~444.
- Tanimoto, K., Tsuruya, K. and Nakano, S. (1984), Tsunami force of nihonkai-chubu earthquake in 1983 and cause of revetment damage, *Proc. Conf. Coastal Eng.*, JSCE, 31, pp. 257~261 (in Japanese).
- Yamamoto, Y., Takanashi, H., Hettiarachchi, S. and Samarawickrama, S. (2006), Verification of destructive mechanism of structures in Sri Lanka and Thailand due to the Indian ocean tsunami, *Coastal Engineering*, Vol. 48, No. 2, pp. 117~145.
- Yeh, H. and Mason, H. B. (2014), Sediment response to tsunami loading: mechanisms and estimates, *Geotechnique*, Vol. 64, No. 2, pp. 131~143.