피해 방파제 소파블록 중량 및 세굴 검토

Computation of Armor Block Weight and Erosion of Damaged Breakwater

유동훈* · 임학수**

Yoo, Dong Hoon · Lim, Hak Soo

Abstract

Compared are the equations of Hudson, van der Meer-de Jong and Yoo for the estimation of armor block weight and in addition the equation of critical wave height for erosion at the front bottom has been developed. All empirical equations have been reformed according to Hudson equation, which has been widely employed for engineering design, and additional incremental factor has been added to each reformed empirical equation. The additional incremental factor reflects the characteristics of each empirical equation. The wave action slope, introduced by Yoo(2003), employs wave celerity as well as wave height, and both parameters are taken at the place of interest. The wave celerity has been calculated by using Stokes 4th order wave theory which is valid for deep water or by modified solitary wave theory, which is valid for a wide range of water depth. In the present study modified solitary wave theory is found generally valid for a wide range of application. On the other hand several places are found inadequate for erosion of sea bottom in front of breakwater. The equation of critical wave height for erosion has been developed and employed to test the sea bottom stability, and with this inclusion the credibility of the over-check has been increased up to 87.7%.

Key words : Estimation of armor block weight, wave action slope, modified solitary wave theory, erosion of sea bottom, credibility of breakwater

요 지

소파블록 중량 산정을 위한 Hudson식, van der Meer-de Jong식, Yoo식 등을 비교 검토하였으며, 추가로 방파제 전면 하부의 세굴에 대한 산정식을 개발하였다. 각 식의 형식을 통일하여 Hudson식을 기준으로 이의 배율인 환산계수를 산정하는 중량 산정식을 개발하였다. Hudson식은 파형경사와 여러 수리 특성을 충분히 반영하지 않았고 단순과 실험에 기초하여 개발되었다. 그러나 수식의 형태가 간결하여 아직도 실무에서 가장 널리 이용되고 있으므로 모든 경험식들을 Hudson식의 형태로 유도하여 환산계수를 추정하였다. 추정된 환산계수로부터 각 식의 특징을 살펴보고 국내 현장의 피해 사례에 대하여 적용하여 각 식의 유효성을 살펴보았다. 한편 Yoo식에 도입한 파활동경사(Wave action slope)는 파고 뿐만 아니라 파속도 해당지점의 산정치를 도입하였다. 파속 산정을 위하여는 Stokes 4th order wave theory나 수정 고립파 산정식(Modified solitary wave theory)를 이용하였으며, 대부분의 경우 고립파 산정식이 우수한 산정결과를 주는 것으로 파악되었다. 한편 소파블록의 중량이 과소하게 산정된 지점 중 몇 군데는 방파제 전면부의 세굴에 그 원인이 있는 것으로 추정되었다. 본 연구는 방파제 전면부의 세굴 검토식 개발에 주안점을 두었으며 세굴 검토식을 추가로 도입하여 동해안 파손된 방파제에 적용하여 신뢰도를 87.7% 이상 증가시킬 수 있었다.

핵심용어 : 소파블록 중량산정, 파활동경사, 수정 고립파 산정식, 바닥 세굴, 방파제 신뢰도

1. 서 론

방파제의 안정도를 확보하기 위하여는 소파블록이 설계파에 의하여 탈락되지 않도록 충분한 중량을 유지하여야 하며, 방파제 전면 하부가 세굴되지 않도록 견고한 다짐을 유지하고 설계파가 내습했을 때 전면 하부가 세굴되지 않아야 한다.

소파블록 중량 산정식으로는 전통적으로 Hudson(1959)식을 사용하여 왔으나 이 산정식은 파의 주기나 파형경사의 영향이 포함되어 있지 않아 입사파의 조건을 충분히 반영하지 않은 결점이 있는 것으로 파악되고 있다. 최근 Van der Meer(1999)가 Iribarren수를 도입하여 파형경사를 반영하는 경험식을 개발하였으며, 그의 동료인 de Jong(1996)과 함께 TTP블

*정회원. 아주대학교 토목공학과 전 교수(E-mail: dhu0109@gmail.com)
Member. (Previous) Professor, Department of Civil Engineering, Ajou University.

**교신저자. 정회원. 한국해양과학기술원 연안재해 재난연구센터 선임연구원(Tel: +82-31-400-6334, Fax: +82-31-400-7873, E-mail: hslim@kiost.ac)
Corresponding Author. Member. Senior Research Scientist, Coastal Disaster Research Center, KIOST

록에 대한 중량산정식을 개발하였다. 그러나 Iribarren수에 도입되는 파형경사에는 파장이 결정되어야 하는데 천해지역에서 파장은 매우 급격하게 변하기 때문에 파고는 해당지점 수치를 이용하는 반면에 파장은 심해파장을 이용해야 하는 왜곡 또는 불균형한 무차원수(Distorted non-dimensional parameter)를 이용할 수밖에 없다. 이러한 단점을 개선코자 Yoo(2003)는 파속과 파고의 비를 포함하는 파활동경사(Wave action slope)를 도입하여 두 수치 모두 해당지점의 수치를 이용하여 해당지점의 천해파 특성을 적절하게 표현할 수 있는 기준틀을 제공하였다.

방파제 전면의 사면뿐만 아니라 방파제 전면 인근의 바다면도 파가 방파제에 부딪혀 반사되면서 발생하는 심대한 파랑조건에 세굴될 가능성이 매우 높다. 항만 및 어항 설계기준(2005)은 파고와 수심에 따라 방파제 주변과 전면의 세굴 심과의 관계를 명기하고 있다. 세굴에 대한 천해파 조건은 파고뿐만 아니라 파의 주기와 바닥면 사석의 크기도 큰 영향 인자라고 판단된다. 본고는 바닥면 세굴을 결정하는 임계파고 산정식을 개발하여 제시하였으며, 세굴 검토식을 추가로 도입하여 동해안 파손된 방파제에 적용하여 검토하였다.

2. 소파블럭 중량산정식

기존 소파블럭 중량 산정 경험식으로 Hudson, Van der Meer-de Jong, Yoo 식 등을 재검토하고 Hudson 식을 기준으로 취한 비례상수를 추출하였다.

2.1 Hudson 식

기존식을 정리하기 위하여 자주 인용되는 무차원수로서 중량비 η 와 안정계수 δ 를 소개하면 다음과 같다.

$$\eta = \frac{W}{\rho_s g H^3} \quad (1)$$

$$\delta = \frac{H}{(s-1)\phi_n} \quad (2)$$

여기서 η 는 중량비이고 δ 는 안정계수 또는 공칭입경비의 역수, W 는 사석 또는 장갑층의 중량, ρ_s 는 사석의 밀도, s 는 소파블럭의 비중, g 는 중력가속도, H 는 파고이며, ϕ_n 은 공칭입경(Nominal diameter)으로서 $W = \rho_s g \phi_n^3$ 로 정의되며, 각 무차원수는 $(s-1)^3 \eta = \delta^{-3}$ 의 관계가 성립한다.

Hudson은 제체경사를 단순화시키고 경험계수를 하나로 통일하여 다음과 같은 관계식을 제시하였다.

$$\delta = K_D^{1/3} R^{1/3} \quad (3)$$

여기서 R 은 제체경사로서 $R = \cot \theta$ 이며, θ 는 제체의 경사각, K_D 는 Hudson계수라 칭한다. 식 (3)은 Hudson식으로서 파형경사를 고려치 않은 단점과 여러 개선 여지가 많음에도 불구하고 형태의 간결함과 적용 대상 소파블럭의 다양성으로 아직도 실무에서 가장 널리 이용되고 있는 산정식이다. 따라서 여타 산정식도 Hudson식을 기본으로 택하고 다음과 같이 상

관계수 β 를 도입하여 상관계수의 형태 변화를 살펴본다.

$$W = \frac{\beta \rho_s g H^3}{K_D (s-1)^3 R} \quad (4)$$

각 경험식으로부터 비례상수 β 는 다음과 같이 추정된다.

$$\beta = \eta K_D (s-1)^3 R = K_D R \delta^{-3} \quad (5)$$

Hudson식인 경우 $\beta = 1$ 이고 여타 산정식의 β 는 각각의 관계식으로부터 유추한다. Hudson은 단순파에 대한 실험자료에 기초하여 산정식을 개발하였기 때문에 주로 불규칙파가 발생하는 현장에 적용할 경우 불규칙파를 대표하는 파랑조건으로 표기하여야 한다.

2.2 van der Meer-de Jong 식

van der Meer(1999)는 TTP와 같은 인공소파블럭에 대하여 제체경사 $R=1.5$ 인 경우 단편적인 실험을 수행하였는데, 주로 붕파(Surging waves)를 대상으로 하였다. 한편 de Jong(1996)은 권파(Plunging waves)에 대한 실험자료를 추가로 분석하였으며 두 연구자의 실험결과를 종합하면 다음과 같다.

$$\delta = \begin{cases} (8.6E_N + 3.94)M_i^{+0.2} (I_i < I_{i-c}) & (6a) \\ (3.8E_N + 0.85)M_i^{-0.2} (I_{i-c} < I_i) & (6b) \end{cases}$$

여기서 불균형한 파형경사 $M_i = H/L_o$ 이며, $E_N = (E/\sqrt{N})^{0.5}$, N 은 입사파의 수, E 는 소파블럭 길이에 대한 소파블럭의 이동거리비로서 나타낸 피해정도이며, TTP인 경우 $E=0.1$ 이상일 때 파손위험이 심각하다고 판단한다.

우선 Plunging wave ($I_i < I_c$)에 대한 산정식은 다음과 같다. Delft 수리실험소의 TTP에 대한 실험은 제체경사 $R=1.5$ 에 대한 실험만 실시하여 Iribarren수에 대한 관계식이 제시되어 있지 않다. $I_i = M_i^{-0.5} R^{-2}$ 이므로 $M_i = I_i^{-2} R^{-2}$ 이고 이 관계식에 $R=1.5$ 를 대입하여 파형경사 관계식을 보다 일반성이 있는 Iribarren수로 도출한다.

$$M_i^{0.2} = I_i^{-0.4} (1.5)^{-0.4} = 0.85 I_i^{-0.4} \quad (7)$$

따라서

$$\delta = (8.6E_N + 3.94)M_i^{0.2} = (7.3E_N + 3.4)I_i^{-0.4} \quad (8)$$

또한 Surging waves ($I_c < I_i$)인 경우

$$M_i^{0.2} = I_i^{0.4} (1.5)^{0.4} = 1.18 I_i^{0.4} \quad (9)$$

Van der Meer의 붕파 ($I_c < I_i$)에 대한 산정식의 형태를 취하면

$$\begin{aligned} \delta &= (3.8E_N + 0.85)M_i^{0.2} = \frac{1.18}{\sqrt{1.5}} (3.8E_N + 0.85) \sqrt{R} I_i^{0.4} \\ &= (3.6E_N + 0.8) I_i^{0.4} \sqrt{R} \end{aligned} \quad (10)$$

따라서 계수 δ 에 관한 상관식은 다음과 같이 유도된다.

$$\delta = \begin{cases} (7.3E_N + 3.4)I_i^{-0.4} (I_i < I_{i-c}) & (11a) \\ (3.6E_N + 0.8)I_i^{+0.4} (I_{i-c} < I_i) & (11b) \end{cases}$$

$E_N = 0.043(E=0.1, N=3000)$ 과 $K_D = 7.0$ 을 대응하면

$$\beta = \begin{cases} 0.14M_i^{-0.6}S^{0.2} (I_i < I_{i-c}) & (12a) \\ 8.04M_i^{+0.6}R^{0.7} (I_{i-c} < I_i) & (12b) \end{cases}$$

또한 $E_N = 0.056(E=0.1, N=1000)$ 과 $K_D=7.0$ 을 대응하면

$$\beta = \begin{cases} 0.13M_i^{-0.6}S^{0.2} (I_i < I_{i-c}) & (13a) \\ 6.97M_i^{+0.6}R^{0.7} (I_{i-c} < I_i) & (13b) \end{cases}$$

식 (12)에서 $S=R^{-1}=\sin\theta$ 이며, 두 식의 경계치로 I_{i-c} 는 약 $4.5S^{0.63}$ 이다. 즉, 대부분의 쇄파 조건에서는 권파 산정식으로 TTP 중량을 산정한다. 그러나 S 가 매우 작을 때는 실제 현장에서 붕파 조건이 될 수 있다.

2.3 Yoo 식

유동훈 등(2001)은 소파제에 미치는 유속을 파의 입자유속으로 대치하였을 때 보다 우수한 상관관계를 보일 것으로 판단하였다. 항력은 일반적으로 $F_D=\rho C_D V^2 A(C_D)$; 항력계수, V ; 유속, A ; 투사단면적)로 산정되는데, Iribarren식이나 Hudson 식 등 기존 산정식들은 단순히 차원해석하거나 단순화 과정을 거쳐 $V=\sqrt{gH}$ 로 취한 형태이다. 그러나 Yoo(2003)의 경험식에서는 유속 V 를 파의 수면최대유속으로 대치하였으며 여러 비선형파 이론을 채택하여 수표면 최대유속을 계산하였다. 이에 따라 파활동경사(S_Y)라는 새로운 무차원수를 도출하고 다음과 같은 경험식을 개발하였다.

$$\eta = (s-1)^{-3} C_Y S_Y \quad (14)$$

여기서 $S_Y=SF^2$, $F=c/\sqrt{gh}$, c 는 파속($c=\sigma/k$)이고 C_Y 는 소파 블록 종류 및 거치상태에 따른 계수이다. 식 (14)를 식 (5)에 도입하면

$$\beta = K_c S_Y R \quad (15)$$

여기서

$$K_c = K_D C_Y \quad (16)$$

한편 $S_Y=SF^2$ 이므로

$$\beta = K_c F^2 \quad (17)$$

본 연구에서는 유동훈 등(2012)과 유동훈 등(2013)이 적용한 소파제 중량산정식에서 파속에 천해역에서의 비선형성을 고려하여 수심과 파고에 따라 달리 구하는 산정식을 개발하였다. 파속을 구하기 위해서는 수심 h 와 각주파수 σ 가 주어졌을 때 천해역에서의 비선형성을 고려하여 여러 가지의

비선형파 이론에 근거하여 파수 k 또는 파속 c 를 결정하여야 한다. 수심이 깊을 때는 Stokes 4th order theory를 이용하여 파수를 구하는데 다음과 같다.

$$kh = \begin{cases} \frac{(1-0.12Y_H)\sqrt{Y}}{1-0.167Y} \\ (1-0.12Y_H)(0.9Y+0.3) \end{cases} \quad (18)$$

여기서 $Y_H = \frac{\sigma^2 H}{g}$, $Y = \frac{\sigma^2 h}{g}$. 따라서 $Y \leq 1$ 인 경우

$$c^2 = \frac{\sigma^2 h^2}{Y} \left[\frac{1-0.167Y}{1-0.12Y_H} \right]^2 = gh \left[\frac{1-0.167Y}{1-0.12Y_H} \right]^2 \quad (19)$$

식 (19)을 식 (17)에 적용하여 표기하면 다음과 같다.

$$F^2 = \frac{c^2}{gH} = \frac{h}{H} \left[\frac{1-0.167Y}{1-0.12Y_H} \right]^2 \quad (20)$$

$$\beta = K_c \frac{h}{H} \left[\frac{1-0.167Y}{1-0.12Y_H} \right]^2 (2H < h) \quad (21)$$

상기식에서 상수 K_c 는 식 (16)으로 구해지는데 van der Meer의 실험에 이용한 사석이 매끄러운 사석이라면 $K_D=4.0$ 이며 van der Meer의 실험에 대하여 추정된 $C_Y=0.18$ 이다. 따라서 $K_c=0.72$ 로 결정된다.

한편 수심이 매우 얇아 파고와 거의 같을 때는 파속을 구하기 위하여 Solitary wave theory를 이용하는 것이 정밀도를 높이는데 유리하다. Hedges and Kirgoez (1981)와 Hedges and Mase (2004)는 Solitary theory와 Linear theory를 연합하여 수심이 다양하게 변하는 해역에 적용할 수 있는 융합이론을 개발하였는데 다음과 같다.

$$\sigma^2 = gk \tanh k(h+H) \quad (22)$$

수정된 Dispersion relation (22)에 대한 Hunt의 약산식은 다음과 같다.

$$k(h+H) = \frac{\sqrt{Y_S}}{1-Y_S/6} \quad (23)$$

여기서 $Y_S = \frac{\sigma^2(h+H)}{g}$ 이다.

$$c = \frac{\sigma(h+H)}{\sqrt{Y_S}} \left(1 - \frac{Y_S}{6} \right) \quad (24)$$

따라서

$$F^2 = \frac{c^2}{gH} = \left(1 - \frac{Y_S}{6} \right)^2 \frac{h+H}{H} \quad (25)$$

따라서

$$\beta = K_c \left(1 - \frac{Y_S}{6} \right)^2 \frac{h+H}{H} \quad (26)$$

상기 조건식에서 비례상수 1.2는 임의적으로 선택한 수치이며 보다 정교한 수치를 구하려면 파 이론에 대한 면밀한 검토가

필요하다.

본 연구에서는 기존 소파블록 중량산정식들을 Hudson식에 대비하여 상관계수 β 로 표기하였다. 상관계수 β 를 비교하면 각 산정식의 상대적인 차이점과 특징을 명확히 파악할 수 있으리라 본다. 우선 Yoo식은 단일식으로 파형경사에 역비례하는데 반하여 van der Meer식의 사석중량에 대한 식과 TTP에 대한 van der Meer-de Jong식은 권파에 대하여만 파형경사에 역비례하고 봉파에 대하여는 파형경사에 정비례하는 것으로 나타났다.

3. 방파제 전면하부 세굴 검토

항만 및 어항 설계기준(2005)에 제시된 다나까의 실험에 의하면 세굴시 파고대 수심비의 분포가 0.1부터 1.8까지 광범위한 분포범위를 보이고 있다. 방파제 두부 주변의 세굴심은 수심 3~5 m 부근(쇄파대) 두부전면에서 파고의 크기에 따라 증가하는 것을 확인하였다. 또한 방파제 전면하부의 세굴은 방파제 경사부에서 수심 7 m 지점의 굴곡부와 직립부에서 수심 2 m 지점의 전면에서 최대로 발생하는 것을 발견하였다. 이는 방파제 전면 수심과 입사파 파고의 크기에 따라 세굴에 대해 고려해야 한다는 것을 말한다. 즉, 수심이 파고에 비하여 상당히 작으면 바닥세굴이 심각하게 발생할 가능성이 높다고 판단되는 것이다. 그러나 이러한 광범위한 분포범위의 주된 원인을 명확히 보이지 않고 있다. 본 연구에서는 토사의 입경과 파의 주기가 파고와 함께 바닥세굴에 심대한 영향을 미칠 것으로 추정되기 때문에 이에 대한 검토를 시행하였다. 바닥세굴은 파랑에 의한 침식력 τ 가 임계침식력 τ_c 을 초과할 때 발생한다. 침식력의 제공근인 마찰속도 u_* 를 도입하면

$$u_* < u_* (\tau_c < \tau) \quad (27)$$

여기서 $u_* = \sqrt{\tau/\rho}$ 이고 τ 는 해저면 마찰력, ρ 는 해수의 밀도이다. 마찰속도는 다음과 같다.

$$u_* = \sqrt{C}u_b \quad (28)$$

여기서 C 는 마찰계수이고 u_b 는 파운동에 의한 해저면 최대파속이다. 즉,

$$u_b = \frac{\sigma a}{\sinh kh} \quad (29)$$

여기서 $a=H/2$, 파마찰계수 C 는 전난류(제한난류)인 경우 등가조고비의 함수로서 다음과 같다.

$$C = \zeta \varepsilon^\eta \left(\varepsilon = \frac{k_w}{A_b} \right) \quad (30)$$

여기서 조고비 $\varepsilon = k_w/A_b$ 이며, k_w 는 등가조고이고 해저면 최대행정거리 $A_b = a/\sinh kh$ 이고

$\zeta = 0.23$, $\eta = 0$ for $0.5 < \varepsilon$,

$\zeta = 0.18$, $\eta = 0.7$ for $0.05 < \varepsilon < 0.5$,

$\zeta = 0.11$, $\eta = 0.5$ for $\varepsilon < 0.05$ 이다.

임계마찰속도는 토사입경의 함수인데 다음과 같이 산정된다.

Fig. 1. Froude Number (F_{rc}) vs. N

Table 1. Parameters of Froude number

식의 종류	N 구간	γ	δ
이와가끼	$N < 2$	0.373	0
	$2 < N < 54$	0.443	-0.22
	$54 < N < 162$	0.184	0
	$162 < N < 660$	0.1	0.13
	$660 < N$	0.224	0
van Rijn	$N < 8$	0.49	-1/3
	$8 < N < 40$	0.37	-0.2
	$40 < N < 90$	0.2	-1/30
	$90 < N < 1980$	0.11	0.1
	$1980 < N$	0.235	0
유동훈	$1 < N < 88$	0.4	-0.2
	$88 < N < 2362$	0.1	0.11
	$2362 < N$	0.235	0

$$u_* = \gamma N^\delta \sqrt{(s-1)g\phi} \quad (31)$$

$$N = \frac{\phi \sqrt{(s-1)g\phi}}{\nu} \quad (32)$$

s 는 토사의 비중이고 ϕ 는 토사의 입경이며 ν 는 해수의 점성계수이다. 임계마찰후루드수(Froude number)는 Shields의 실험결과로부터 추정되는데 이와가끼, Van Rijn 등 여러 공학자가 무차원 입경수($N = \phi \sqrt{(s-1)g\phi}/\nu$)로부터 바로 추정하는 식을 개발하였으며 식 (31)의 γ 와 δ 는 Fig. 1과 Table 1에 제시된 바와 같다. 토사 입경이 큰 경우 즉, $2,400 < N$ 인 경우 $\gamma = 0.24$, $\delta = 0$ 이다.

식 (29)의 해저면 파속산정식에서 Hyperbolic sin function을 Power law의 형태로 취하면

$$\sinh kh = \alpha Y^\beta \quad (33)$$

으로 간략화하며 $Y = \sigma^2 h/g$, $\sigma = 2\pi/T$, h 는 수심이다. Y 또는 kh 가 작을 때 Fig. 2에 도시된 바와 같이 $\alpha = 1.08$, $\beta = 0.52$ ($Y < 0.16$)이고 $\alpha = 1.19$, $\beta = 0.57$ ($0.16 < Y < 1$)이다.

즉, 방파제 하부세굴조건식은 다음과 같이 표기될 수 있다

$$\gamma N^\delta \sqrt{(s-1)g\phi} < \frac{\sqrt{C}\sigma a}{\sinh kh} \quad (34)$$

또는 사석 입경이 클 때 ($2400 < N$), $\delta = 0$ 이고 $C = \zeta \varepsilon^\eta$,

Fig. 2. Variation of $\sinh kh$ for Y

$\sinh kh = \alpha Y^\beta$ 를 도입하면

$$\gamma \sqrt{(s-1)g\phi} < \frac{\sqrt{\zeta} \varepsilon^2 \sigma a}{\alpha Y^\beta} \quad (35)$$

$k_w = 2\phi$ 로 가정하고 바닥면 최대행정거리 $A_b = a/\sinh kh$, $a = H/2$ 를 도입하면

$$\gamma^2 (s-1)g\phi < \zeta \left(\frac{2\phi}{H/2} \alpha Y^\beta \right)^\eta \sigma^2 \left(\frac{H}{2} \right)^2 \alpha^{-2} Y^{-2\beta}$$

또는

$$B_Y \left(\frac{\phi}{H} \right)^{1-\eta} Y^{\beta(2-\eta)-1} h < H \quad (36)$$

여기서

$$B_Y = \gamma^2 (s-1) 2^{2(1-\eta)} \zeta^{-1} \alpha^{2-\eta} \quad (37)$$

한편 전난류(제한난류) 조건에서 식 (30)을 참조하여 $0.05 < \varepsilon$ 일 때 $\zeta = 0.18$ 이고 $\eta = 0.7$ 이며 $\varepsilon < 0.05$ 일 때 $\zeta = 0.11$ 이고 $\eta = 0.5$ 이다. k_w 는 등가조고이고, 하부세굴은 주로 표면 마찰력에 좌우될 것이기 때문에 등가조고는 입경에 비례한다고 가정할 수 있다.

$$C_Y h < H \quad (38)$$

여기서 $\gamma = 0.24$, $\alpha = 1.08$, $\beta = 0.52$, $\zeta = 0.18$, $\eta = 0.7$, 사석의 비중 $s = 2.6$ 으로 가정하면

$$C_Y = 0.86 \left(\frac{\phi}{H} \right)^{0.3} Y^{-0.32} \quad (39)$$

상기식은 $0.05 < \varepsilon < 0.5$ 조건에 적합한 식이나 방파제 전면에서는 대부분 이러한 조건에 해당한다고 볼 수 있다. 한편

$$C_Y = 1.88 \left(\frac{\phi}{H} \right) Y^{0.06} (0.5 < \varepsilon) \text{ 이고}$$

$$C_Y = 1.85 \left(\frac{\phi}{H} \right)^{0.5} Y^{0.3} (\varepsilon < 0.05) \text{ 이다.}$$

방파제 전면 수심이 입사파 파고의 60% 이하의 경우 세굴이 발생한다고 가정하면, C_Y 수치는 $0.6^{-1} = 1.6$ 로 입경비 (ϕ)

피해 방파제 소파블록 중량 및 세굴 검토

H)와 Y 에 따라 1.6 보다 크거나 작아질 수 있다. 추후 토사 입경과 파고, 수심 등의 조건을 달리한 수리모형실험을 수행하여 비례상수를 정밀하게 추정할 필요가 있다. 만일 현장에서 전혀 다른 조건이면 식 (39)에 의하여 매우 다른 수치로 결정될 것이다. 방파제가 위치한 일반적인 조건에서는 식 (39)를 주로 이용한다.

4. 방파제 피해자료 분석

경험식을 적용할 때 van der Meer-de Jong식을 적용할 때는 가능하면 Plunging type이던 Surging type이던 크게 산정되는 결과를 채택하였다. 이는 설계과 조건에서 두 종류 중 어느 경우도 발생가능성이 높다고 판단되었기 때문이다. Yoo의 중량산정식을 적용할 때는 주로 수정 고립파 산정식(modified solitary wave theory)를 적용하였다. Stokes 4th order theory는 심해에만 적용가능하나 수정 고립파 산정식은 천해역이나 심해에서도 이용가능하기 때문이고 방파제와 같이 장애물이 놓여 있을 때는 Set-up이나 Run-up 등이 발달하기 때문에 쇄파되는 천해파의 파속이 매우 크게 나타날 것으로 판단되기 때문이다. 방파제 전면 하부세굴에 대한 검토를 위하여는 사석크기(입경)를 0.3 m로 가정하였다.

우리나라 동해안 12개 주요 항만 총 119개소의 방파제 현황과 피해현황을 살펴보았는데(유동훈, 정평교, 2003), 그 중 경사제 소파블록 피해유발지역은 총 57개소이다. 앞서 제시된 여러 산정식들을 통하여 소파제 중량 설계량을 재검토한 뒤 Hudson식의 결과와 비교하여 제시하였으며, 기존 산정식에 의한 안정성 확보의 유무를 피해현황과 연계하여 검토하였다. 피해지역의 소파제 중량을 본고에 제시된 여러 산정식을 적용하여 재산정함으로써 각 경험식들의 실제 설계 적용성과 합리성을 판단하였다. 종래의 경험식인 Hudson식에 의해 산출된 사석중량 소요규격은 과반수 정도 안정성을 확보한 것으로 확인되었다. 총 57개 피해유발지역 중 Hudson 경험식에 의해서는 안정성이 확보되는 것으로 보이나 실제 피해가 유발된 지역은 30여 개소에 이른다. 이는 설계과 조건(파고) 산정의 오류가 있거나 Hudson 산정식이 과소 산정할 가능성이 높음을 보여주고 있다. 이는 쇄파조건이나 파의 형상을 결정해주는 파의 주기, 파형경사, 수심비 등의 영향이 Hudson 식에는 충분히 반영되지 않고 있기 때문인 것으로 보인다. 특히 수심이 깊을 때(No.3, 6, 7, 28, 29, 93, 94) Hudson 경험식에서 안정성이 확보되었다고 판단된 7개소는 파속 또는 파형경사를 고려한 Yoo식으로 산정하였을 때 안정성이 확보되지 못한 것으로 나타난다. 즉, 소파제 중량이 충분치 못한 원인으로 피해가 발생한 것으로 파악되었다.

한편 Yoo식으로도 소파블록 중량이 안전하다고 판단된 방파제는 모두 12개소에 이르는데 이들 방파제의 소파중량은 Hudson식 뿐만 아니라 Yoo식도 안전한 것으로 추정되었다. 이중 수심이 5 m 이하로 얕은 지점이 8개소이고, 제체경사가 과도하게 완만한 지점이 2개소이다. 나머지 3개소는 타 방파제에 비하여 별다른 특징을 찾아볼 수 없다. 방파제 전면 하부 세굴 검토를 위하여는 사석크기를 일률적으로 0.3 m로 가

Table 2. Computation of Armor Block Weight and Erosion Assessment of Damaged Breakwater

구분 (항)	No.	수심 (m) DL(-)	파고 (H_s)	주기 (T_p)	외측피복		Hudson		Van der Meer		Yoo		하부세굴 (H_c -m)
					적용W (ton)	사면경사 1:R	소요규격 (ton)	판정	소요규격 (ton)	판정	소요규격 (ton)	판정	
구룡포	3	10.0	5.5	12	12.5	1:3.0	8.3	OK	15.5	NG	14.5	NG	NG (5.3)
	6	11.5	6.1	12	20.0	1:2.0	17.0	OK	25.5	NG	29.7	NG	NG (5.6)
	7	11.5	6.1	12	25.0	1:1.5	22.7	OK	27.7	NG	39.6	NG	NG (5.6)
포항구	9	4.5	5.0	11	10.0	1:1.3	14.4	NG	15.7	NG	17.7	NG	NG (2.9)
	12	6.5	4.5	11	10.0	1:1.3	10.5	NG	10.8	NG	16.3	NG	NG (3.9)
	13	7.4	4.5(5.2)	11	12.5	1:2.0	6.8(10.5)	OK	9.5(15.9)	OK(NG)	11.3(16)	OK(NG)	NG (4.1)
	15	7.7	5.2	11	12.5	1:2.0	10.5	OK	15.9	NG	16.2	NG	NG (4.2)
	16	8.0	5.2(6.2)	11	20.0	1:2.0	10.5(18)	OK	15.9(30)	OK(NG)	16.5(25)	OK(NG)	NG (4.3)
	17	6.3	4.2	11	8.0	1:2.0	5.5	OK	7.4	OK	8.8	NG	NG (3.9)
후포	23	4.0	2.6(3.6)	12	5.0	1:3.0	0.9(2.3)	OK	1.4(3.4)	OK	1.5(3.3)	OK	OK (3.5)
	24	2.5	3.1	12	5.0	1:1.5	3.0	OK	5.0	NG	3.7	OK	NG (2.4)
	25	5.6	3.1(3.9)	12	5.0	1:2.3	2.0(4.4)	OK	3.6(6.2)	OK(NG)	4.1(7.1)	OK(NG)	OK (4.2)
	26	5.3	3.1(3.9)	12	5.0	1:2.3	2.0(4.4)	OK	3.6(6.2)	OK(NG)	4.0(6.9)	OK(NG)	OK (4.0)
	28	13.5	4.2	12	12.5	1:1.5	7.4	OK	10.4	OK	18.9	NG	OK (7.1)
	29	16.5	4.2	12	12.5	1:1.5	7.4	OK	10.4	OK	21.4	NG	OK (8.1)
임원	32	3.5	7.4	12	12.5	1:10.0	6.1	OK	31.2	NG	5.8	OK	NG (2.3)
	33	11.0	8.4	12	20.0	1:2.0	44.3	NG	38.8	NG	61.0	NG	NG (5.0)
삼척	39	7.0	7.4	12	12.5	1:2.0	30.3	NG	28.6	NG	36.9	NG	NG (3.8)
	40	7.0	7.4	12	12.5	1:2.0	30.3	NG	28.6	NG	36.9	NG	NG (3.8)
	44	10.0	7.4	12	12.5	1:2.0	30.3	NG	28.6	NG	43.3	NG	NG (4.8)
	45	9.0	7.4	12	12.5	1:2.0	30.3	NG	28.6	NG	41.2	NG	NG (4.5)
	46	9.0	7.5	12	20.0	1:2.0	31.5	NG	29.6	NG	42.6	NG	NG (4.5)
	47	9.0	7.4	12	20.0	1:2.0	30.3	NG	28.6	NG	41.2	NG	NG (4.5)
	48	9.8	7.5	12	20.0	1:2.0	31.5	NG	29.6	NG	44.3	NG	NG (4.7)
	51	4.0	4.0	12	3.0	1:2.0	4.8	NG	6.5	NG	6.4	NG	NG (3.1)
	52	7.0	4.0	12	3.0	1:2.0	4.8	NG	6.5	NG	8.5	NG	NG (4.5)
	53	8.0	4.5	12	5.0	1:2.0	6.8	NG	8.7	NG	12.1	NG	NG (4.8)
동해	54	7.0	4.9	12	12.5	1:1.5	11.7	OK	15.0	NG	18.3	NG	NG (4.3)
	56	8.0	7.4	12	40.0	1:1.5	40.4	NG	40.5	NG	52.2	NG	NG (4.1)
	57	9.0	7.4	12	40.0	1:1.5	40.4	NG	40.5	NG	55.0	NG	NG (4.3)
	61	6.0	8.0	12	20.0	1:1.3	58.9	NG	58.9	NG	64.8	NG	NG (3.3)
묵호	62	9.0	6.6	12	12.5	1:2.0	21.5	NG	21.8	NG	31.5	NG	NG (4.6)
	65	3.0	4.5	12	5.0	1:4.0	3.4	OK	6.9	NG	3.8	OK	NG (2.4)
	66	3.0	4.5	12	5.0	1:1.3	10.5	NG	14.6	NG	11.7	NG	NG (2.4)
	67	4.0	5.8	12	5.0	1:1.5	19.5	NG	22.5	NG	21.6	NG	NG (2.7)
	68	4.0	5.7	12	20.0	1:1.5	18.5	OK	21.6	NG	20.6	NG	NG (2.7)
	74	8.0	7.8	12	20.0	1:2.0	35.5	NG	35.5	NG	44.4	NG	NG (4.1)
	75	11.0	7.5	12	20.0	1:2.0	31.6	NG	31.6	NG	46.8	NG	NG (5.1)
	76	11.6	7.5	12	20.0	1:2.0	31.6	NG	31.6	NG	48.0	NG	NG (5.3)
	81	8.0	4.5	12	5.0	1:3.0	4.5	OK	5.3	NG	8.1	NG	OK (4.8)
	82	5.0	4.5	12	8.0	1:1.5	9.1	NG	12.3	NG	12.6	NG	NG (3.4)
육계	93	15.5	6.1	12	32.0	1:1.3	26.1	OK	30.2	OK	53.8	NG	OK (6.9)
	94	13.5	6.1	12	32.0	1:1.3	26.1	OK	30.2	OK	49.9	NG	OK (6.3)
주문진	101	8.0	3.6(4.6)	12	5.0	1:3.0	2.3(4.9)	OK	3.4(8.2)	OK(NG)	4.8(8.5)	OK(NG)	OK (4.8)
	102	9.0	5.1	12	5.0	1:2.0	9.9	NG	11.7	NG	17.2	NG	NG (5.0)
	103	13.0	7.4	12	12.5	1:2	30.3	NG	51.0	NG	49.2	NG	NG (5.8)
	104	8.5	5.4	12	12.5	1:1.3	18.1	NG	22.6	NG	29.4	NG	NG (4.7)
	105	8.5	4.7	12	12.5	1:2	7.8	OK	10.0	NG	13.8	NG	OK (4.9)
	106	9.0	4.7(6.3)	12	20.0	1:2	7.8(18.7)	OK	10.0(29)	OK(NG)	14.3(28)	OK(NG)	OK (5.1)
속초	108	5.0	4.0	12	12.5	1:1.3	7.4	OK	11.0	OK	11.0	OK	NG (3.6)
	109	13.0	6.5	12	20.0	1:2	20.5	NG	32.0	NG	36.7	NG	NG (6.0)
	111	13.0	3.0(4.5)	12	12.5	1:1.3	3.1(10.5)	OK	5.5(19.8)	OK(NG)	10.2(25)	OK(NG)	OK (7.6)
거진	113	8.0	3.2	12	5.0	1:2	2.5	OK	3.8	OK	5.6	NG	OK (5.3)
	115	8.0	4.2	12	12.5	1:1.5	7.4	OK	10.4	OK	13.7	NG	OK (4.9)
	116	8.0	4.2	12	12.5	1:1.5	7.4	OK	10.4	OK	13.7	NG	OK (4.9)
	117	8.0	5.2	12	20.0	1:1.5	14.0	OK	17.3	OK	22.6	NG	NG (4.6)
	119	5.0	1.5(2.5)	12	3.0	1:1.5	0.34(2.9)	OK	0.9(3.4)	OK(NG)	1.0(5.2)	OK(NG)	OK (3.9)
NG/total							27/57		38(46)/57		44(52)/57		41/57
정밀도(%)							47.4		66.7(80.7)		77.2(91.2)		71.9

정하여 검토하였다. Table 2에 제시된 바와 같이 파손된 방파제 대부분의 지점에서 전면 세굴 가능성이 높은 것으로 나타났다. Yoo의 중량산정식으로 소파블록의 중량을 검토하였을 때 OK로 판별된 개소는 12개소인데 이중 6개소는 세굴 가능성이 매우 높은 것으로 나타났다. 따라서 세굴 가능성이 높은 지점을 NG으로 판별하면 총 57개소에서 50개소가 NG로 판별된다. 기존의 소파제 중량설계에 사용된 것으로 보이는 Hudson식으로 소파제 중량을 검토하면 피해를 입은 동해안 57개소의 방파제 중에서 27개의 안전도 불량(NG, No Good, 54%)으로 나타났으며 van der Meer-de Jong식은 38개의 NG(66.7%), Yoo의 중량산정식은 44개의 NG(77.2%)가 나타났으며 방파제 하부의 세굴을 검토하면 적어도 5개소 이상이 추가로 NG로 파악되어 50개소(87.7%)의 NG가 나타났다. 따라서 Yoo 중량산정식으로 소파블록 중량을 산정하고 방파제 하부의 세굴을 검토한 후 보강하였다면 피해 방파제 57개소 중 50개소는 구제되었을 것으로 판단된다.

모든 중량산정식으로 검토하였을 때 OK로 판별된 것들 중 No.13의 파고 4.5 m, No.16의 파고 5.2 m, No.25와 No.26의 파고 3.1 m, No.101의 3.6 m, No.106의 4.7 m, No.111의 3.0 m, No.119의 1.5 m 등은 산정된 파고의 추정치가 상당히 과소한 수치인 것으로 판단된다. 파고 추정치를 보다 정확히 추정하거나 안전치로 20% 이상 증가시키면 이들 개소도 NG로 판별된다. 한편 No.32와 No.65는 van der Meer산정식은 NG으로 판별되었으나 Yoo식은 OK로 판별되었다. 이는 방파제 경사가 매우 완만하기 때문인데(No.32의 $R=10$, No.65의 $R=4$), 이러한 경우 Surging breaker가 발달할 가능성이 높고 이때 부압이 발생하여 소파블록의 안정도에 심대한 영향을 미칠 수 있다. 특히 No.32인 경우 방파제 경사 $R=10$ 으로 매우 완만한 경사를 가짐에도 불구하고 소파블록의 소요중량은 31.5 ton에 이른다. 따라서 방파제를 축조할 때 경사를 무조건 완만하게 만든다고 유리한 것은 아니다. 경사가 완만하면 매우 비경제적이면서도 불안정한 단면을 축조할 수도 있다. 입력자료 중 몇 개소는 파고가 분명히 과대 산정된 수치도 있는 것으로 추정된다. 특히 No.32인 경우 수심은 3.5 m인데 파고는 쇄파고를 훨씬 초과하는 7.4 m로 제시되어 있다. 쇄파고 산정식을 도입하면 제한파고는 3.2 m이며 최대 4 m를 초과하지는 않을 것이다. 과도한 파고 7.4 m를 도입해도 Hudson식이나 Solitary theory를 적용한 Yoo식은 적용중량 보다 훨씬 작은 소요중량이 산정되었다. 반면에 Van der Meer식 중 Surging waves에 적합한 중량산정식으로 판별되어 31.5 ton으로 산정되었다. 이는 방파제 사면 경사 $R=10$ 으로 매우 완만한 경사로 구축되었기 때문인데, 이와 같이 과도하게 완만한 경사는 Surging breakers를 발생시키고 이러한 쇄파는 부압을 동반하기 때문에 안정성이 오히려 상당히 낮아질 수 있다.

제시된 파고 중 과소수치는 임의로 조정하여 파고를 키웠는데 인근 파고를 비교하고 Hudson 중량에 약간 미달되게 파고를 제시하여 검토하였다. 검토한 결과는 괄호 안에 Table 2에 함께 제시하였다. 파고 조정된 개소는 No.13 (4.5 m-5.2 m), No.16 (5.2 m-6.2 m), No.23 (2.6 m-3.6 m), No.25

(3.1 m-3.9 m), No.26 (3.1 m-3.9 m), No.101 (3.6 m-4.6 m), No.106 (4.7 m-6.3 m), No.111 (3.0 m-4.5 m), No.119 (1.5 m-2.5 m) 등으로 조정하였다. 파고를 이와같이 조정한 후 검토된 결과는 No.23을 제외하고 모든 개소에서 van der Meer-de Jong식이나 Yoo식 모두 NG로 판명되었으며(표에서 OK(NG)는 파고 수정 후 재산정결과 NG로 판명), van der Meer-de Jong식의 NG율은 80.7%(46/57)로 증가하였고, Yoo 중량산정식으로는 91.2%(52/57)로 산정되었으며 세굴검토식을 포함한 Yoo식의 NG율은 100%(57/57)에 이르렀다. 즉, 방파제의 안전도를 향상시키기 위하여는 계산되어 주어진 파고나 여러 파랑조건에 대한 면밀한 검토가 필요할 것이다. 파마찰손실, 굴절이나 회절 그리고 쇄파조건 등을 고려한 파랑분포 산정결과에 대하여 주변 환경을 고려한 주의 깊은 관찰이 필요하다. 더욱이 방파제 전면은 사석 크기를 0.3 m로 가정했음에도 불구하고 71.9%(41/57) 가까이 세굴가능성이 매우 높음을 알 수 있었다. 따라서 방파제 구축 시 소파블록 중량 산정뿐만 아니라 해저면 세굴 방지를 위한 바닥면 보강에도 상당한 노력을 경주하여야 할 것이다. 특히 천해파와 함께 흐름이 공존하면 세굴가능성이 더욱 커지니 흐름의 존재여부도 검토하여야 할 것이다.

5. 결 론

경사식 방파제의 사석중량 산정에 있어서 기존의 산정식의 장단점을 살펴보고 실무에서 많이 쓰이는 Hudson식에 대비한 각 산정식별 상관계수 β 를 구하여 각 산정식의 상대적인 차이점과 특징을 알아보았다. 파형경사, 파주기, 불규칙파 특성, 투수성, 파괴정도 등의 인자들을 복합적으로 고려한 van der Meer의 실험결과를 종합적으로 분석하여 Yoo 산정식에는 파형경사와 종확산영향이 고려된 새로운 계수인 파활동경사(S_y)의 개념을 도입하고 비선형 효과를 고려하여 기존 경험식의 형태를 간결하고 일관되게 도출하였다. 한편 방파제 전면면하부의 세굴을 검토하는 임계식을 추정하였으며, 이를 이용하여 동해안 경사식 방파제의 피해사례를 분석하여 보았다. 현재 시공되어 있는 소파제 중량을 개선된 산정식에 의해 재산출한 소파제 중량과 비교하였을 때 van der Meer-de Jong식으로는 전체구간의 66.7%(38/57) 정도가 사석중량 미달구간으로 나타났다. 한편 수정 고립파 산정식을 도입한 Yoo식으로는 77.2%(44/57) 정도가 사석중량 미달구간으로 판별되었고 방파제 전면 하부세굴을 검토하면 중량검토 OK구간 중 6개소가 세굴가능성이 높은 것으로 나타났다. 따라서 전 개소중 87.7%(50/57)정도가 중량미달이나 세굴 등에 의하여 파손되었다고 판단된다.

또한 설계 시 부정확한 설계파고의 산출과 내습파에 대한 각 항만의 특성을 적절히 반영하지 못한 경험식을 단순 적용한 요인도 크다고 하겠다. 주어진 설계파고를 주변 현황과 Hudson식에 의한 소요중량을 이용하여 유추하였을 때 8개소의 설계파고를 상당히 과소 산정된 수치인 것으로 추정된다. 이들 파고를 현실에 맞게 증고하였을 때 피복 소파블록의 적용중량이 Hudson식의 소요중량에는 미치지 못하지만 9개소

중 8개소에서는 van der Meer-de Jong식이나 Yoo식에 비하여는 상당히 과소치가 적용된 것으로 파악되고 있다. 세굴검토를 포함하고 파고 추정을 보다 현실감 있게 추정하였을 때 Yoo식의 NG율은 100% 가까이 증가한다. 따라서 방파제 설계에는 설계파고의 면밀한 추정과 방파제 전면의 세굴 등도 검토하여 피복블록의 중량을 결정하여야 할 것이다.

각 항만의 피해지역에서 Hudson식에 의해 소파블록의 중량을 산출하였을 때 안전하다고 판단된 구간이 상당수(과반수 이상) 발견되었다. 그러나 그중 10여 개소는 van der Meer-de Jong식이나 Yoo식으로 산출하였을 때 안전도가 충분치 않은 것으로 밝혀졌다. 인공블록에 대한 실험연구로 개발된 van der Meer-de Jong식은 단일 제체경사에 대하여만 실험한 결과로서 개발된 산정식이기 때문에 적용에 한계가 있다. 그러나 다양한 경사에 대한 실험결과로 추정된 사석중량 산정식과 대비하여 일반성이 확보된 인공블록 중량산정식을 개발하였으며, 피해 사례에 적용한 결과 이의 유효성이 입증되었다고 판단된다. 방파제 전면 세굴을 고려한 Yoo식은 다양한 파랑특성을 충분히 반영하고 있으면서도 수식의 형태가 간결하여 다양한 형태의 피복제에 대한 보다 정밀한 실험연구와 함께 신뢰성 있는 설계파가 적용된다면 기존의 경사식 방파제 설계의 많은 문제점들을 개선할 수 있을 것이다.

감사의 글

본 연구는 해양수산부 연안침식 대응기술 개발과 종합해양 과학기지 구축 및 활용연구의 지원으로 수행되었습니다. 또한, 한국해양과학기술원 해일침수범람지역 예측기술 및 재해도 (Hazard Map) 작성기술 개발과 아산만 조력발전사업 타당성 조사 과제의 지원에 감사드립니다.

References

De Jong, R.J. (1996) Wave transmission at low-crested structures Stability of tetrapods at front, crest and rear of a low-crested breakwater, *MSc thesis*, Delft University of Technology.

Hedges, T.S. and Kirkgoez, M.S. (1981) An experimental of the transformation zone of plunging breakers, *Coastal Engineering*, 4, pp. 319-333.

Hedges, T.S. and Mase, H. (2004) Modified Hunt's equation incorporating wave setup, *J. Waterway, Port, Coastal and Ocean Engineering, ASCE*, Vol. 130, No. 3, pp. 109-113.

Hudson, R.V. (1959) Laboratory investigation of rubble-mound breakwaters, *J. Waterways and Harbors Division, ASCE*, 85 (WW3), pp. 93-121.

Iwagaki (1956) Basic study of erosion shear stress, *J. Japan Society of Civil Engineers*, 41, pp.1-21.

Ports and Harbors Design (2005) *Ministry of oceans and fisheries*, pp. 219-222.

Shields, A. (1936) Anwendung der aehnlichkeitsmechanik und der turbulenzforschung auf die geschiebebewegung, *Mitt. der Preuss. Versuchanst. fur Wasserbau und Schiffbau*, Heft 26, Berlin, Germany.

van Rijn, L.C. (1984) Sediment transport, part I: Bed load transport, *J. Hydraulic Eng.*, ASCE, 110(HY10), pp. 1431-1455.

van der Meer, J.W. (1987) Stability of breakwater armor layers - design formulae, *Coastal Engineering*, 11, pp. 219-239.

van der Meer, J.W. (1999) Design of concrete armor layers, *Proceedings of Coastal Structures'99* (Rotterdam, Netherland), pp. 213-221.

Yoo, D.H., Shin, S.H., and Lim, H.S. (2000) Computation of bed load transport in rivers, *Journal of Korea water resources*, Vol. 33, No. 6, pp. 711-723.

Yoo, D.H., Lee, D.S., and Koo, S.K. (2001) Determination of minimum weight of armor unit of rubble-mound breakwater, *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, Vol. 13, No. 4, pp. 319-326.

Yoo, D.H. and Jung, P.K. (2003) Weight of breakwater armor unit, *Proceedings of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, pp. 290-293.

Yoo, D.H., Yoon, J.J., and Jung, P.G. (2010) New improvement of breakwater armor weight estimation, *Proc. Int. Ass. Hydr. Res.*, pp. 122-129.

Yoo, D.H. and Yoon, J.J. (2012) Improvement of breakwater armor weight estimation, *Journal of Korean Society of Hazard Mitigation*, Vol. 12, No. 3, pp. 291-298.

Yoo, D.H., Yoon, J.J., Yoo, J., Lim, H.S., and Choi, J.Y. (2013) Local Parameter for armor weight estimation, *Journal of Coastal Research*, SI65, pp. 422-427.

© Received May 13, 2013

© Revised May 16, 2013

© Accepted June 7, 2013