

## 하중면을 이용한 케이슨식 방파제의 신뢰성해석 Reliability Analysis of Caisson Type Breakwater using Load Surface

김 동 현\*  
Dong Hyawn Kim\*

**요 지 :** 케이슨식 방파제의 신뢰성해석 시 파고와 조위의 확률변동성을 고려하기 위한 하중면 이용방법을 제안하였다. 케이슨식 방파제 전면에 전달되는 수평파력과 양력을 전면조위와 파고의 일차함수로 추정하였으며 추정한 하중면을 일계신뢰도법을 이용한 신뢰성 해석에 적용하였다. 수치해석에서 하중면을 이용한 케이슨식 방파제의 활동 및 전도 파괴확률을 산정하였으며 몬테카를로 모사법의 결과와 비교하였다.

**핵심용어 :** 하중면, 신뢰성, 케이슨, 방파제, 수평파력, 양력, 일계신뢰도법

**Abstract :** A new load surface method for reliability of caisson type breakwater was proposed. Linear functions for horizontal wave force and uplift force were estimated by using water level and wave height then they were applied to the reliability analysis of breakwater using first order reliability method(FORM). In the numerical example, sliding and overturning failure probability of caisson type breakwater were analyzed by using load surface and they were compared with those by Monte Carlo simulation.

**Keywords :** load surface, reliability, caisson, breakwater, wave force, uplift force, FORM

### 1. 서 론

케이슨식 방파제의 신뢰성해석을 위해서는 제체 제원의 확률변동성은 물론 전면조위, 파고 등에 대한 확률적 변동성을 모두 고려해야 한다. 파고는 보통 년최대 유의파고를 이용하여 확률분포를 추정하기 때문에 극치분포의 특성을 따르며 조위는 보통 정규분포를 따른다. 따라서, 방파제 신뢰성 해석을 위해서는 파고와 조위의 확률밀도함수에 근거해야 한다. 그러나, 기존의 연구에서는 50년 빈도 설계 파고와 설계고조위를 이용하여 계산한 수평파력과 양력에 단순히 산정식의 불확실성을 정규분포로 가정하여 적용하므로써 신뢰성 해석을 수행하고 있다(Takayama and Ikeda, 1992; 이철웅, 2002; 김승우 등, 2006). 즉, 파력산정식의 불확실성은 고려하였으나 파고 및 조위 자체의 불확실성은 고려하지 않았다. 이러한 방법은 고조위 시 50년 빈도의 설계파고가 발생한다는 조건하에서 방파제의 파괴확률을 산정하기 때문에 일종의 조건부 파괴확률을 의미하기 때

문에 설계변수의 모든 확률변수를 고려한 방파제의 위험도 평가가 될 수 없다.

기존의 방파제 신뢰성해석 방법에서 파고의 확률적 변동성을 고려하지 않는 원인 중의 하나로는 파압 산정 공식이 파고, 수심, 파장 등에 의한 매우 복잡함 비선형 함수형태를 취하고 있고 또한 파력이 제체 저면 수심과 마루높이의 영향을 받아 신뢰성 해석에 적용하는 데 있어 용이하지 않기 때문이다. 이런 문제점을 해결하기 위하여 케이슨식 방파제에 작용하는 수평파력과 양력 등을 조위와 파고만의 함수로 표현할 수 있는 일종의 하중면(Load surface) 방법을 제안하였다. 제안방법은 파고를 포함하여 모든 확률변수를 양함수로 표현할 수 있기 때문에 일계모멘트법과 같이 양함수를 이용한 신뢰성해석 방법을 그대로 적용할 수 있는 장점이 있다.

수치해석에서 수평파력 및 양력의 하중면 추정 예를 보였으며 하중면을 이용한 케이슨식 방파제의 신뢰성 해석 결과를 제시하였다. 또한, 이 결과를 몬테카를로 모사법에

\*군산대학교 해양건설공학과(Corresponding author: Dong Hyawn Kim, Dept of Coastal Construction Engineering, Kunsan National Univ., Miryongdong, Kunsan 573701, Korea, welcomed@naver.com)

의한 신뢰성해석 결과와 비교 검증하였으며 기존방법의 결과와도 비교하였다.

## 2. 하중면

직립식 방파제 전면면에 작용하는 파압의 분포는 Fig. 1과 같으며 다음의 식으로 계산한다.

$$p_1 = \frac{1}{2}(1 + c\beta)(\lambda_1\alpha_1 + \lambda_2\alpha_2\cos^2\beta)w_0H_D \quad (1)$$

$$p_2 = \frac{p_1}{\cosh(2\pi h/L)} \quad (2)$$

$$p_3 = \alpha_3 p_1 \quad (3)$$

$$p_u = \frac{1}{2}(1 + \cos\beta)\lambda_1\alpha_1\alpha_3w_0H_D \quad (4)$$

$$\alpha_1 = 0.6 + \frac{1}{2}\left[\frac{4\pi h/L}{\sin(4\pi h/L)}\right]^2 \quad (5)$$

$$\alpha_2 = \min\left[\frac{h_b - d(H_D)}{3h_b}\left(\frac{2d}{d}\right), \frac{2d}{H_D}\right] \quad (6)$$

$$\alpha_3 = 1 - \frac{h'}{h}\left[1 - \frac{1}{\cosh(2\pi h/L)}\right] \quad (7)$$

$$\eta^* = 0.75(1 + \cos\beta)H_D \quad (8)$$

여기서,  $H_D$ ,  $h$ ,  $d$ ,  $L$ ,  $w_0$ ,  $\beta$ ,  $\eta^*$ 는 각각 설계파고, 전면수심, 피복공 마루수심, 파장, 해수중량, 파향각, 정수면상 파압고이며  $p_1$ ,  $p_2$ ,  $p_3$ ,  $p_u$ 는 각각 정수면, 해저면, 직립벽 저면 등에서의 파압강도와 양압력이다. 또한  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$ ,  $\alpha_3$

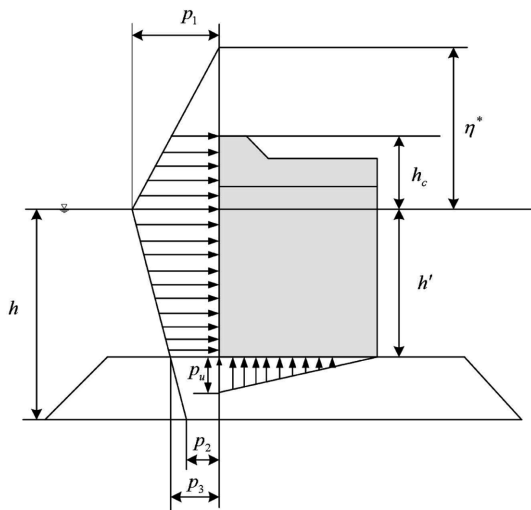


Fig. 1. Caisson breakwater under wave pressure.

및  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $\lambda_3$ 는 파압보정계수이다. 한편, 설계파고  $H_D$ 는 유의파고를 이용하여 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$H_D = C_H H_s \quad (9)$$

비쇄파조건에서  $C_H=1.8$ 을 사용하나 쇄파조건에서는 파랑 변형을 통해 구한 최대파와 유의파 사이의 관계를 이용하여  $C_H$ 를 추정해야 한다.

식 (1)-(8)에서 파압은 파고, 파장 및 수심(또는 전면조위) 등의 함수이다. 그러나 체체에 작용하는 수평파력은 위의 식에서 계산한 파압고의 영향을 받으며 마루높이가 파압고 보다 낮을 때는 마루높이까지만 파압이 작용하고 그렇지 않을 때는 파압고까지 파압을 받는 등 수평파력은 다양한 설계변수에 대한 비선형 특성을 가지게 된다. 따라서, 수평파력을 이용한 방파제의 신뢰성 해석을 수행하는데 있어 한계상태함수를 확률변수의 양함수로 표현하는데 한계가 있다. 이러한 특성으로 인해 파고의 극치분포를 이용한 방파제의 신뢰성해석이 용이하지 않았으며 기존연구에서는 수평파력 산정식의 정밀도만을 정규분포로 가정하여 사용하고 있다. 즉 50년 빈도의 설계파고에 대한 수평파력을 산정한 후 이 값의 변동성을 정규분포로 가정하여 신뢰성해석을 수행하고 있다. 이것은 엄밀한 의미에서는 파고와 조위의 확률특성을 고려한 신뢰성해석이 아니라 파압산정식의 불확실성을 고려한 설계와 작용시의 조건부 신뢰성해석에 해당하는 것이다. 따라서, 파고와 전면조위의 확률특성을 고려한 신뢰성 해석을 위해서는 수평파력과 양력을 이러한 확률변수에 대한 양함수로 표현하는 방법이 필요하다.

수심, 마운드 높이, 방파제 마루높이 등의 현장조건이 결정된 후에는 수평파력은 다음과 같이 파고  $H_s$ 와 전면조위  $H_w$ 의 함수로써 표현할 수 있다.

$$P = f(H_w, H_s) \quad (10)$$

Fig. 2는 비쇄파조건( $C_H=1.8$ )에서 전면수심 13 m, 체체 저면 수심 10 m, 마루높이 2.5 m인 조건에서 전면조위가 1.0 m일 때 유의파의 변화에 따른 수평파력과 양력의 변화를 보여주고 있다. 파고가 증가할수록 두 힘은 증가하지만 그 특성은 비선형이며 미소구간에 대해서는 선형에 가까운 변화를 보이고 있다. Fig. 3은 유의파고가 5.0 m일 때 전면조위 변화에 따른 수평파력 및 양력의 변화를 보여주고 있다. 본 사례에서는 전면조위가 높아질수록 파압 작용면적이 줄어들기 때문에 두 힘은 감소하는 경향을 보였다. Fig. 2와 Fig. 3에서 볼 수 있듯이 수평파력과 양력은 파

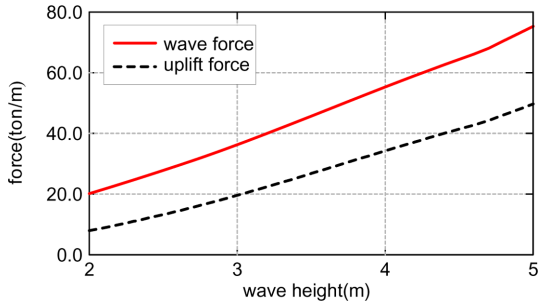


Fig. 2. Wave force and uplift force vs. wave heights.

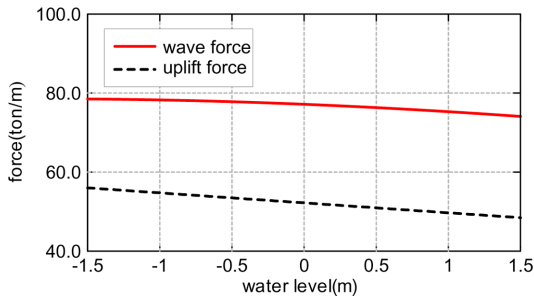


Fig. 3. Wave force and uplift force vs. water level.

고와 전면조위 변화에 따라 비선형 특성을 보이지만 미소 구간에서는 선형근사화가 가능함을 알 수 있다.

파고와 전면조위의 일차함수로 수평파력의 하중면을 표현하기 위해 다음과 같이 가정할 수 있다.

$$P = X^T C \quad (11)$$

여기서,  $X = [1 \ H_w \ H_s]^T$ ,  $C = [c_1 \ c_2 \ c_3]^T$ 이다. 다수의 보간점  $X_1, X_2, \dots, X_n$ 에서 수평파력 등의 값을  $\hat{P}_1, \hat{P}_2, \dots, \hat{P}_n$ 이라 하면 각 보간점에서의 오차 벡터를 다음과 같이 정의한다.

$$R = \bar{X}C - \bar{Y} \quad (12)$$

여기서,  $\bar{X} = [X_1 X_2 \dots X_n]^T$ 이며  $\bar{Y} = [\hat{P}_1 \hat{P}_2 \dots \hat{P}_n]^T$ 이다. 이 때 모든 보간점에서 발생하는 오차의 제곱합을 최소화하는 벡터  $C$ 는 다음과 같다.

$$C = (\bar{X}^T \bar{X})^{-1} \bar{X}^T \bar{Y} \quad (13)$$

Fig. 4는 전면수심 13 m, 체체저면 수심 10 m, 마루높이 2.5 m인 조건에서 방파제에 작용하는 수평파력을 식 (11)을 이용하여 예측한 결과이다. 수평파력의 변화는 조위보다 파고에 대하여 더 민감한 것을 알 수 있다. 예측한 하중면을 식(1)~(8)에 의한 실제 수평파력과 비교하여 그 오차를 나타낸 것이 Fig. 5이다. 일부 구간에서 다소 오차가

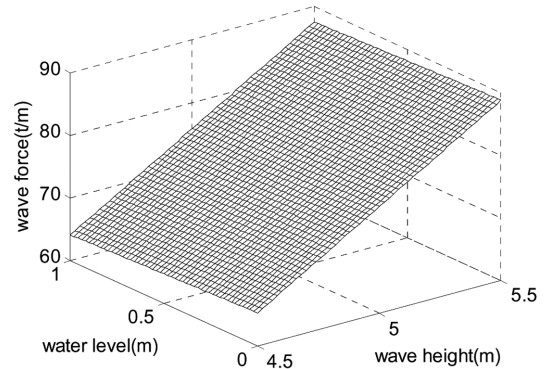


Fig. 4. Estimated load surface for wave force.

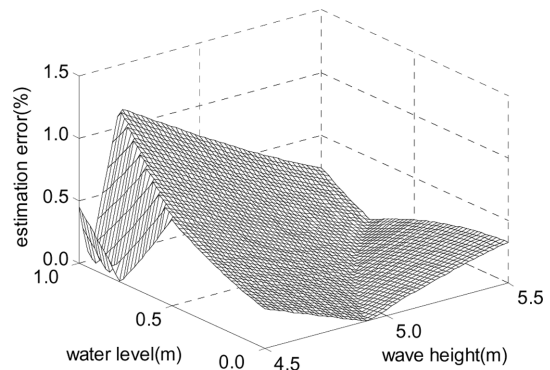


Fig. 5. Estimation error for wave force.

발생하지만 그 최대치는 1.14%로써 매우 작은 것을 확인하였다. 하중면의 예측은 미소 구간에 대하여 적용할 때 그 정확성을 확보할 수 있다는 것을 알 수 있다.

### 3. 하중면을 이용한 신뢰성해석

하중면은 수평파력과 양력 등 설계변수의 비선형 함수를 선형의 양함수로 표현하는 것으로 이를 이용할 경우 신뢰성해석을 매우 용이하게 수행할 수 있다. 일계신뢰도법의 각 반복단계에서 파고와 전면조위에 대하여 Fig. 6과 같이 설계점( $H_w^*, H_s^*$ )와 그 주위의 4개점을 포함하여 총 5개 지점의 수평파력(또는 양력)을 이용하면 하중면을 추정할 수 있다. 활동 신뢰성해석에서는 수평파력 및 양력의 하중면을 추정하고 전도 신뢰성해석에서는 수평파력모멘트 및 양력 모멘트 하중면을 추정한다.

이 때 하중면은 전면조위와 파고의 일차함수로 표현하므로 확률변수의 특정 미소구간에서만 정확도를 담보할 수 있다. 이때 추정된 하중면의 유효구간은 다음과 같다.

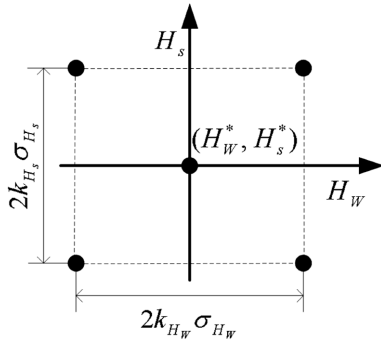


Fig. 6. Interpolation points for load surface estimation.

$$H_W^* - k_{H_W}\sigma_{H_W} < H_W < H_W^* + k_{H_W}\sigma_{H_W} \quad (14)$$

$$H_s^* - k_{H_s}\sigma_{H_s} < H_s < H_s^* + k_{H_s}\sigma_{H_s} \quad (15)$$

여기서  $k_X$ 는 변수  $X$ 의 예측구간 설정을 위한 상수이며  $\sigma_X$ 는 확률변수  $X$ 의 표준편차이다. 추정하고자 하는 하중면이 선형성이 클 때는  $k_X$  크게 설정할 수 있으나 비선형성이 클 경우는 작게 설정하여 작은 구간내에서 하중면을 적절히

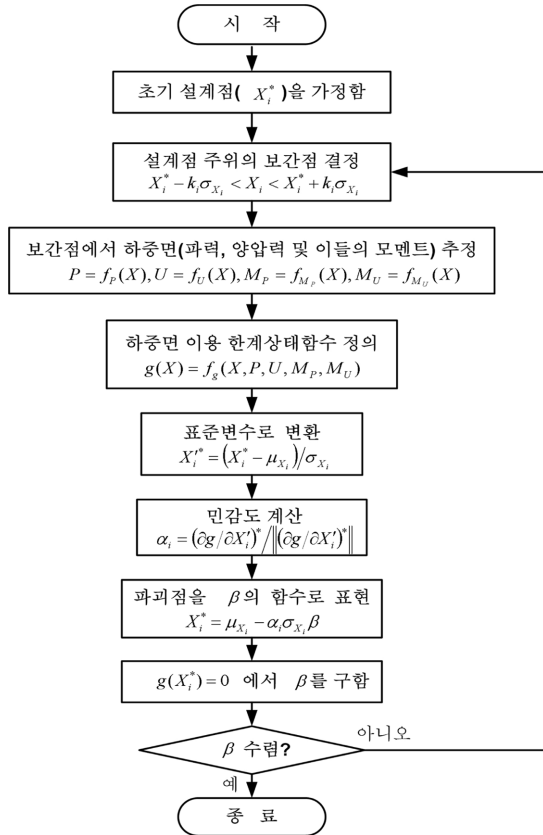


Fig. 7. Flowchart for FORM using load surface.

모사해야 한다. 일반적인 경우는  $k_X$ 는 1.0 내외의 값을 사용하면 충분하다. 하중면이 완성되면 한계상태함수를 파고와 전면조위를 포함한 양함수 형태로 구성할 수 있다. 따라서, 일계신뢰도법(FORM)을 적용할 수 있으며 그 해석 순서는 Fig. 7과 같다.

#### 4. 수치해석

케이슨식 방파제의 활동 및 전도 신뢰성해석을 위한 한계상태함수는 다음 식과 같다.

$$g_s(X) = f_c(\sum_i W_i - B_c - a_u U) - a_p P \quad (16)$$

$$g_o(X) = \sum_i d_{W_i} W_i - d_B B_c - a_{mu} M_U - a_{mp} M_P \quad (17)$$

여기서  $f_c$ 는 제체저면과 마운드 사이의 마찰계수,  $W_i$ 는 제체중량,  $B_c$ 는 부력,  $U$ 와  $P$ 는 Goda 식에 의한 양력과 수평파력,  $M_U$ 와  $M_P$ 는 Goda 식에 의한 양력모멘트와 수평파력모멘트,  $d_i$ 는 하중  $i$ 의 모멘트 팔길이를 각각 나타낸다. 또한,  $a_i$ 는 Goda의 파압식에 포함된 불확실성을 의미한다. 이 식에서 수평파력, 양력 및 각 하중에 의한 모멘트를 파고 및 전면조위의 함수로 가정하여 하중면 함수를 적용하면 각각의 하중은 다음과 같다.

$$\sum_i W_i = W_{rc} + W_c + W_f \quad (18)$$

$$B = r_w [(H_W + h) b_c + v_f] \quad (19)$$

$$U = c_{u1} + c_{u2} H_W + c_{u3} H_s \quad (20)$$

$$P = c_{p1} + c_{p2} H_W + c_{p3} H_s \quad (21)$$

$$M_U = c_{mu1} + c_{mu2} H_W + c_{mu3} H_s \quad (22)$$

$$M_P = c_{mp1} + c_{mp2} H_W + c_{mp3} H_s \quad (23)$$

여기서,  $W_{rc}$ ,  $W_c$ ,  $W_f$ 는 각각 철근콘크리트, 무근콘크리트, 채움석의 중량을 의미하며,  $r_w$ 는 해수중량,  $H_W$ 는 전면조위,  $H_s$ 는 유의파고,  $h$ 는 제체저면 수심,  $b_c$ 는 제체폭,  $v_f$ 는 푸팅 부피,  $c_i$ 는 각 하중면의 계수로서 상수이다. 이상의 하중을 이용하여 한계상태함수를 다시 쓰면 다음식과 같다.

$$g_s(X) = f_c [\sum_i W_i - r_w \{ b_c (H_W + h) + v_f \} - a_u (c_{u1} + c_{u2} H_W + c_{u3} H_s)] - a_p (c_{p1} + c_{p2} H_W + c_{p3} H_s) \quad (24)$$

$$g_o(X) = \sum_i d_{W_i} W_i - d_B r_w \{ b_c (H_W + h) + v_f \}$$

$$\begin{aligned}
 & -a_{mu}(c_{mu1} + c_{mu2}H_W + c_{mu3}H_s) \\
 & -a_{mp}(c_{mp1} + c_{mp2}H_W + c_{mp3}H_s)
 \end{aligned} \tag{25}$$

파고의 누적분포는 다음과 같은 Weibull 분포를 따르다고 가정하였다.

$$F_{H_s}(H_s) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{H_s - C}{B}\right)^k\right] \tag{26}$$

극치분포를 따르는 파고는 설계점에서 등가의 정규분포로 가정하여 평균과 표준편차를 다음과 같이 산정한다(Ang & Tang 1975).

$$\sigma_{H_s}^{eq} = \frac{\phi[\Phi^{-1}\{F_{H_s}(H_s^*)\}]}{f_{H_s}(H_s^*)} \tag{27}$$

$$\mu_{H_s}^{eq} = H_s^* - \Phi^{-1}[F_{H_s}(H_s^*)]\sigma_{H_s}^{eq} \tag{28}$$

여기서  $\Phi$ ,  $\phi$ 는 평균이 0, 표준편차가 1인 표준정규분포함수의 누적분포와 확률밀도함수를 나타내며  $F_{H_s}$ ,  $f_{H_s}$ 는 극치분포함수의 누적분포 및 확률밀도함수이다.

수치해석을 위한 확률변수의 확률분포는 Table 1과 같다. 여기서 평균치비는 설계용 특성치에 대한 평균치의 비이고, 변동계수는 평균치에 대한 표준편차의 비이다. 파력식의 정밀도  $a$ 는 파력과 양력 및 모멘트에 따라서 각각 다른 확률특성(CEM, 2006)을 적용할 수 있으나 여기서는 모두 같은 확률특성을 갖는 것으로 가정하였다(Takayama et al., 1992). 체체 저면수심은 10 m, 마루높이 2.5 m이고 파고의 극치분포를 이용한 50년 빈도 파고는 8.3 m에 해당한다. 확률분포는 표에 나타난 바와 같이 파고에 대해서 Weibull 분포를 사용하였고 그 외의 변수는 모두 정규분포함수를 적용하였다. 식 (14), (15)의 하중면 유효폭은  $k_{H_w}=1.0$ ,  $k_{H_s}=0.1$ 을 적용하였다. 수치해석은 비쇄파 조건에서 수행하였다. 하중면을 이용한 일계신뢰도법을 활동파괴모드에 적용한 결과 Table 2와 같은 결과를 얻었다. 3번의 반복으로 신뢰도지수가 수렴되었으며 각 과정에서 얻은 민감도와 설계치는 Table 2와 같다. 특히, 파고의 등가평균치가 음의

**Table 2.** FORM result for sliding failure(proposed method)

| 구분                  | 반복 단계   |         |         |         | 단위   |
|---------------------|---------|---------|---------|---------|------|
|                     | 1       | 2       | 3       | 4       |      |
| $\mu_{H_s}^{eq}$    | -1.931  | -3.102  | -3.206  | -3.208  | m    |
| $\sigma_{H_s}^{eq}$ | 4.981   | 5.515   | 5.559   | 5.560   | m    |
| $\alpha_{f_c}$      | 0.209   | 0.162   | 0.159   | 0.159   |      |
| $\alpha_{W_{rc}}$   | 0.005   | 0.004   | 0.004   | 0.004   |      |
| $\alpha_{W_c}$      | 0.014   | 0.011   | 0.011   | 0.011   |      |
| $\alpha_{W_f}$      | 0.071   | 0.057   | 0.057   | 0.057   |      |
| $\alpha_{a_G}$      | -0.233  | -0.240  | -0.242  | -0.242  |      |
| $\alpha_{H_w}$      | -0.013  | -0.010  | -0.011  | -0.011  |      |
| $\alpha_{H_s}$      | -0.947  | -0.955  | -0.955  | -0.955  |      |
| $f_c^*$             | 0.587   | 0.598   | 0.599   | 0.599   |      |
| $W_{rc}^*$          | 57.807  | 57.810  | 57.810  | 57.810  | tonf |
| $W_c^*$             | 179.396 | 179.422 | 179.421 | 179.421 | tonf |
| $W_f^*$             | 455.765 | 456.427 | 456.414 | 456.414 | tonf |
| $a_G$               | 1.010   | 1.013   | 1.013   | 1.013   |      |
| $H_w^*$             | 0.908   | 0.907   | 0.907   | 0.907   | m    |
| $H_s^*$             | 9.777   | 9.906   | 9.907   | 9.908   | m    |
| $\beta$             | 2.482   | 2.469   | 2.469   | 2.469   |      |

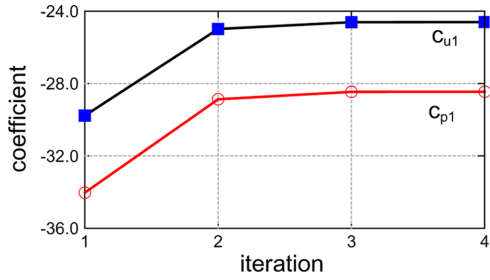
값을 갖는 것은 Weibull 분포의 설계치에 대한 등가평균을 산정하는 과정에서 확률밀도와 누적분포가 같도록 하기 때문에 발생하였다. 각 반복단계에서 구한 하중면의 조위계수와 파고계수는 각각 Fig. 8과 같다. 신뢰도지수의 수렴성에서 보는 바와 같이 2~3회 반복으로 각 계수도 수렴하는 것을 알 수 있다.

전도파괴의 신뢰성해석결과는 Table 3과 같으며 이 또한 4회의 반복으로 수렴하였다. 모멘트 하중면의 조위계수와 파고계수는 Fig. 9와 같다. 활동파괴해석과 같이 2~3회 반복에서 각 계수들도 수렴성을 보이고 있다.

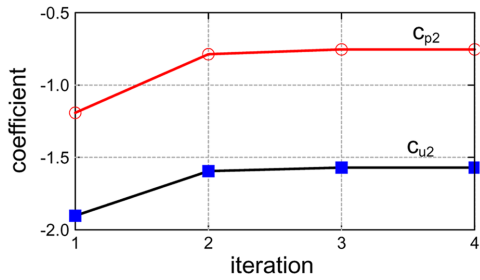
하중면을 이용한 일계신뢰도법(FORM/LS)의 결과와 Goda의 파압을 이용한 몬테카를로법(MCS)의 결과를 Table 4에서 비교하였다. 몬테카를로법은 총 10만회의 해석을 통해 얻은 결과로써 정확해에 근접한 결과로 볼 수 있으며 FORM/LS의 결과와 매우 잘 일치하고 있다. 발생한 오차에는 하중면에 예측오차와 함께 일계신뢰도법이 가지는 선형파괴면에 의한 오차가 포함되어 있는 것을 고려할 때 제

**Table 1.** Distribution of random variables

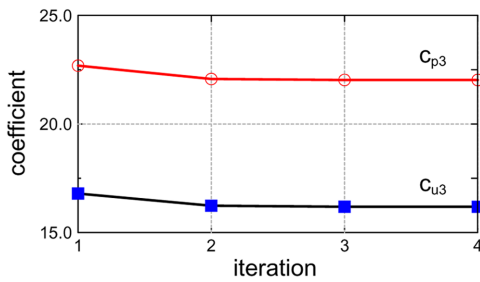
| 설계변수               | 평균치비                          | 변동계수 | 분포함수    | 설계치(단위)     |
|--------------------|-------------------------------|------|---------|-------------|
| 마찰계수( $f_c$ )      | 1.06                          | 0.15 | normal  | 0.6         |
| 철근콘크리트( $W_{rc}$ ) | 0.98                          | 0.02 | normal  | 59.0(tonf)  |
| 무근콘크리트( $W_c$ )    | 1.02                          | 0.02 | normal  | 176.0(tonf) |
| 채움석( $W_f$ )       | 1.02                          | 0.04 | normal  | 450.0(tonf) |
| 파력식의 정밀도( $a_i$ )  | 0.91                          | 0.19 | normal  | -           |
| 전면조위( $H_w$ )      | 0.60                          | 0.30 | normal  | 1.5(m)      |
| 파고( $H_s$ )        | $B=1.9851, C=0.3707, k=0.985$ |      | Weibull | 8.3(m)      |



(a) constants



(b) water level coefficients

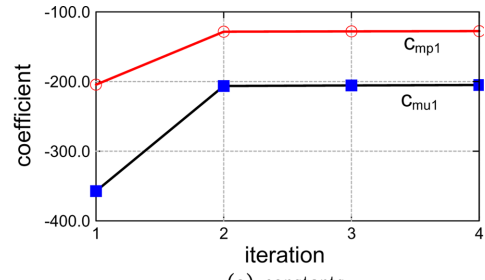


(c) wave height coefficients

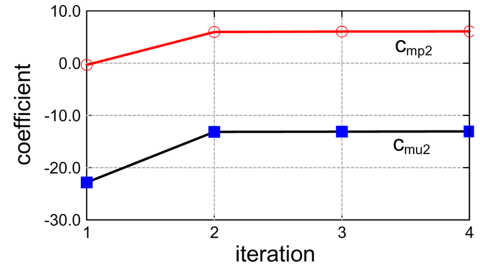
Fig. 8. Coefficients of load surface.

Table 3. FORM result for overturning failure(proposed method)

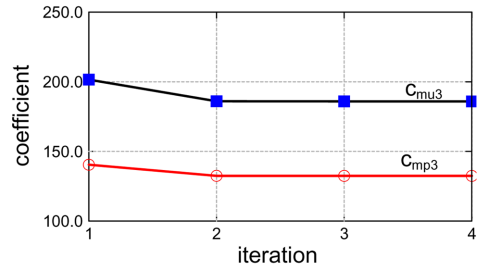
| 구분                  | 반복 단계   |         |         |         | 단위   |
|---------------------|---------|---------|---------|---------|------|
|                     | 1       | 2       | 3       | 4       |      |
| $\mu_{H_s}^{eq}$    | -1.931  | -5.925  | -5.958  | -5.985  | m    |
| $\sigma_{H_s}^{eq}$ | 4.981   | 6.595   | 6.606   | 6.615   | m    |
| $\alpha_{W_{rc}}$   | 0.007   | 0.005   | 0.005   | 0.005   |      |
| $\alpha_{W_c}$      | 0.020   | 0.014   | 0.014   | 0.014   |      |
| $\alpha_{W_f}$      | 0.103   | 0.072   | 0.071   | 0.071   |      |
| $\alpha_{a_G}$      | -0.243  | -0.290  | -0.285  | -0.286  |      |
| $\alpha_{H_w}$      | -0.021  | -0.017  | -0.016  | -0.016  |      |
| $\alpha_{H_s}$      | -0.964  | -0.954  | -0.956  | -0.955  |      |
| $W_{rc}^*$          | 57.801  | 58.187  | 58.202  | 58.202  | tonf |
| $W_c^*$             | 179.294 | 179.366 | 179.369 | 179.369 | tonf |
| $W_f^*$             | 453.078 | 454.982 | 455.059 | 455.056 | tonf |
| $a_G$               | 1.042   | 1.062   | 1.060   | 1.060   |      |
| $H_w^*$             | 0.918   | 0.914   | 0.913   | 0.913   | m    |
| $H_s^*$             | 13.141  | 13.179  | 13.210  | 13.204  | m    |
| $\beta$             | 3.138   | 3.036   | 3.036   | 3.036   |      |



(a) constants



(b) water level coefficients



(c) wave height coefficients

Fig. 9. Coefficients of moment load surface.

Table 4. Comparison of load surface based FORM with MCS

| 파괴모드 | 신뢰도지수   |       |
|------|---------|-------|
|      | FORM/LS | MCS   |
| 활동   | 2.469   | 2.476 |
| 전도   | 3.036   | 3.081 |

안방법은 충분한 효용성이 있다고 볼 수 있다.

기존의 방파제 신뢰성해석에서는 파고를 50년빈도 설계 파고, 조위를 설계고조위(HWL)로 고정시킨 상태에서 자중, 마찰계수 등 그 밖의 설계변수가 가지는 확률분포만을 고려하고 있다. 이 방법은 조위 및 파고의 확률분포를 고려하지 않기 때문에 방파제가 가지는 위험도를 근본적으로 평가할 수 없는 방법이다. 그러나, 기존방법과 제안방법의 두 결과를 비교하므로써 방파제의 파괴확률이 어떤 차이가 있는지 확인할 필요가 있다. 물론, 여기에서 사용한 설계사례가 모든 방파제의 결과를 대표할 수 없는 것

**Table 5.** FORM result for sliding failure(conventional method)

| 구분                | 반복 단계   |         |         |         | 단위   |
|-------------------|---------|---------|---------|---------|------|
|                   | 1       | 2       | 3       | 4       |      |
| $\alpha_{f_c}$    | 0.804   | 0.825   | 0.829   | 0.829   |      |
| $\alpha_{W_{rc}}$ | 0.011   | 0.007   | 0.007   | 0.007   |      |
| $\alpha_{W_c}$    | 0.034   | 0.022   | 0.022   | 0.022   |      |
| $\alpha_{W_f}$    | 0.174   | 0.113   | 0.110   | 0.110   |      |
| $\alpha_{a_G}$    | -0.567  | -0.553  | -0.548  | -0.548  |      |
| $f_c^*$           | 0.368   | 0.362   | 0.361   | 0.361   |      |
| $W_{rc}^*$        | 57.776  | 57.791  | 57.792  | 57.792  | tonf |
| $W_c^*$           | 179.094 | 179.244 | 179.250 | 179.251 | tonf |
| $W_f^*$           | 447.861 | 451.787 | 451.947 | 451.973 | tonf |
| $a_G$             | 1.252   | 1.243   | 1.240   | 1.240   |      |
| $\beta$           | 3.489   | 3.481   | 3.481   | 3.481   |      |

**Table 6.** FORM result for overturning failure(conventional method)

| 구분                | 반복 단계   |         |   |   | 단위   |
|-------------------|---------|---------|---|---|------|
|                   | 1       | 2       | 3 | 4 |      |
| $\alpha_{W_{rc}}$ | 0.025   | 0.025   | - | - |      |
| $\alpha_{W_c}$    | 0.077   | 0.077   | - | - |      |
| $\alpha_{W_f}$    | 0.391   | 0.391   | - | - |      |
| $\alpha_{a_G}$    | -0.917  | -0.917  | - | - |      |
| $W_{rc}^*$        | 45.843  | 45.843  | - | - | tonf |
| $W_c^*$           | 177.034 | 177.034 | - | - | tonf |
| $W_f^*$           | 393.994 | 393.994 | - | - | tonf |
| $a_G$             | 2.345   | 2.345   | - | - |      |
| $\beta$           | 9.054   | 9.054   | - | - |      |

이므로 하나의 비교사례로써만 이해해야 할 것이다. 기존 방법대로 설계파고를 8.3 m, 조위를 1.5 m로 고정된 상태에서 파력과 양력을 계산하면 각각 152.37 tonf/m와 106.79 tonf/m이다. 이 두 값을 식 (16)과 (17)에 적용하여 일계신뢰도법에 의한 신뢰성해석을 수행한 결과 Table 5 및 Table 6과 같은 결과를 얻었다. 활동 및 전도 파괴모드에서 기존 방법에 의한 신뢰도지수는 각각 3.481, 9.054로 제안방법보다 매우 높게 산정되었다. 결과적으로 기존방법에 의한 방파제의 파괴확률은 매우 저평가되는 결과를 보여주고 있다. 민감도계수( $\alpha_x$ )를 보면 기존방법에서는 마찰계수와 파력산정식의 불확실성이 파괴모드를 지배하는 것으로 나타났다. 따라서 이들 확률변수의 불확실성 정도가 파괴확률의 크고 작음을 결정짓는다. 그러나, 제안방법은 파고 및 조위의 확률분포를 고려하기 때문에 파고와 조위의 불확실성이 클수록 제안방법에 의한 파괴확률은 커진다. 제안방법과 기존방법의 정량적 비교를 위해서는 보다 많은 사례에 대한 분석이 필요할 것으로 판단된다.

## 5. 결 론

케이슨식 방파제의 신뢰성 해석 시 파고와 조위의 확률 변동성을 고려하기 위한 하중면 방법을 제안하였다. 케이슨식 방파제 설치위치와 방파제의 제원이 결정된 후에는 수평파력과 양력은 파고와 전면조위의 양함수로 표현할 수 있으며 미소 구간에서 이것을 선형의 하중면으로 가정할 수 있다. 이러한 하중면은 일계신뢰도법과 같은 신뢰성해석을 용이하게 한다. 수치해석결과 제안방법에 의한 케이슨식 방파제의 신뢰성해석 결과 몬테카를로 모사법에 의한 것과 비교적 잘 일치하였다. 파고 및 조위를 고정시킨 후 신뢰성해석을 수행하는 기존방법과의 비교에서는 기존 방법이 매우 낮은 파괴확률 결과를 주었다. 이것은 파고와 조위에 의한 확률적 변동성이 고려되지 않았기 때문으로 분석된다. 그러나, 기존방법과의 비교 분석은 보다 많은 수치적 검증이 필요할 것으로 판단된다. 본 논문의 수치해석에서는 비쇄파조건을 가정하여 유의파와 설계파 사이의 선형관계를 사용하였으나 쇄파까지 고려할 경우 제안방법의 실용성을 높일 수 있을 것으로 기대된다.

## 감사의 글

이 논문은 2008년도 정부(과학기술부)의 재원으로 한국 과학재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. R01-2008-000-20442-0)

## 참고문헌

- 김승우, 서경덕, 오영민 (2006). 동해항 방파제를 대상으로 한 신뢰성 설계법의 비교연구(2.케이슨의 활동), 한국해양안해양공학회지, 18권, 2호, pp. 137-146.
- 이철웅 (2002). 혼성제 직립케이슨의 활동에 대한 파괴확률, 한국해양안해양공학회지, 14권, 2호, pp. 95-107.
- Ang, A.H.S. and Tang, W.H. (1975). *Probability concepts in engineering planning and design*, John Wiley & Sons, Inc.
- Takayama, T. and Ikeda, N. (1992). Estimation of Sliding Failure Probability of Present Breakwaters for Probabilistic Design, Report of the port and harbor research institute, Vol. 31, No. 5.
- Coastal Engineering Manual (CEM), (2006). Coastal Engineering Research Center, US Army Corps Engineers, Washington, DC.

원고접수일: 2008년 9월 1일  
 수정본채택: 2009년 3월 18일(1차), 2009년 4월 17일(2차)  
 게재확정일: 2009년 5월 28일