

## 국내 케이슨 방파제의 활동에 대한 신뢰성 해석 및 부분안전계수 산정 Reliability Analysis and Evaluation of Partial Safety Factors for Sliding of Caisson Breakwaters in Korea

김승우\* · 서경덕\*

Seung Woo Kim\* and Kyung Duck Suh\*

**요 지 :** 본 연구에서는 직립 방파제의 케이슨 활동에 대한 목표 신뢰도 지수와 부분안전계수를 산정하였다. 기존 방파제의 신뢰도 지수의 평균값을 보통의 안전도를 갖는 방파제에 대한 목표 신뢰도 지수로 제안하였다. 또한 국내외 방파제의 해석에 기초하여 높은 안전도 또는 낮은 안전도의 목표 신뢰도 지수도 제안하였다. 다음에는 국내 12개 방파제 단면에 대해 각각 계산한 부분안전계수를 평균하여 각 안전도에 대한 부분안전계수를 제안하였다. 본 연구에서 제안한 부분안전계수를 사용하여 계산한 신뢰도 지수가 JPHA(2007)의 완경사 결과와 급경사 결과 사이에 위치함을 보임으로써 제안된 부분안전계수의 적합성을 부분적으로 검증하였다. 제안된 부분안전계수를 이용하여 기존 방파제의 케이슨 폭과 신뢰도 지수를 역으로 계산하였다. 결정론적 설계법으로 설계된 기존 방파제의 신뢰도 지수가 큰 변동 폭을 보이는 반면, 부분안전계수법으로 계산된 값은 작은 변동 폭을 보인다. 이는 목표 파괴확률이 주어졌을 때 부분안전계수법으로 일관성 있는 설계를 할 수 있음을 의미한다.

**핵심용어 :** 케이슨 방파제, 활동, 신뢰도지수, 부분안전계수

**Abstract :** In the present study, we evaluated the target reliability indices and partial safety factors for caisson sliding of a vertical breakwater. The average of the reliability indices of existing breakwaters was proposed as the target reliability index for the breakwater of normal safety level. The target reliability indices of high and low safety levels were also proposed based on the analysis of breakwaters in Korea and Japan. The partial safety factors were then proposed for each safety level by averaging the values calculated for 12 breakwater cross-sections in Korea. The appropriateness of the proposed partial safety factors was partly verified by showing that the reliability index calculated by using the present partial safety factors is located between those of mild and steep bottom slopes of JPHA(2007). The proposed partial safety factors were inversely used to calculate the caisson width and reliability index of existing breakwaters. While the reliability indices of existing breakwaters designed by the deterministic method show a large variation, those designed by the partial safety factor method show a small variation. This indicates that the partial safety factor method allows a consistent design for given target probability of failure.

**Keywords :** Caisson breakwater, Sliding, Reliability index, Partial safety factor

### 1. 서 론

국제적인 설계 기준의 변화에 따라 항만 구조물에 대해서도 확률론적인 설계법의 도입이 불가피하게 되었다. 최근 일본은 케이슨 방파제에 대한 신뢰성 설계법을 항만 구

조물의 설계기준으로 도입하여 케이슨 방파제에 대한 신뢰성 설계를 의무화하고 있다. 일본에서 제안된 케이슨 방파제의 신뢰성 설계법은 기존의 결정론적 설계법과 유사한 부분안전계수법이다. 일본의 항만 설계기준인 JPHA(2007)은 케이슨 방파제의 여러 형식 및 방파제 전면의 해저면 경사

\*서울대학교 건설환경공학부(Corresponding author: Kyung Duck Suh, Department of Civil and Environmental Engineering, Seoul National University, Seoul 151-744, Korea, kdsuh@snu.ac.kr)

에 따라 서로 다른 부분안전계수를 제시하고 있다. 한편, 유럽은 일본의 경우와 유사하게 부분안전계수법을 사용하고 있지만 유럽의 부분안전계수는 케이슨 방파제의 형식에 따라 구분되지 않는다(US Army, 2006). 유럽은 여러 가지 형식의 방파제의 통계적 특성을 동시에 고려하여 부분안전계수를 산정한 반면 일본은 각 방파제 형식에 따라 서로 다른 통계적 특성을 사용하여 부분안전계수를 제안하고 있다.

케이슨 방파제의 중요한 파괴모드는 활동, 전도, 마운드 또는 지반의 파괴에 따른 케이슨의 기울어짐 등이 있다. 그러나 실제적으로 케이슨의 전도나 마운드 또는 지반의 파괴는 비교적 드물고, 케이슨의 활동에 대한 파괴가 주로 발생한다. Takahashi et al.(2000)은 일본에 건설된 케이슨 방파제의 파괴 사례를 분석하여 케이슨의 활동이 가장 지배적인 파괴 모드라는 것을 발표했고, Nagao et al.(1995)과 Goda and Takagi(2000)도 이와 비슷한 결론을 제시하였다. 또한 활동에 대하여 안정한 구조물은 대부분 전도에 대해서도 안정하기 때문에 본 연구에서는 활동에 대한 부분안전계수만 제시한다. 전도에 대한 부분안전계수는 활동의 부분안전계수와 같은 값을 사용할 수도 있으며, 심지어 전도에 대해서는 부분안전계수를 사용하지 않아도 활동에 대한 안정성이 확보된다면 전도의 안정성은 충분히 확보된다.

본 연구에서는 유럽과 유사하게 방파제 형식에 관계없이 활동의 부분안전계수를 산정한다. 부분안전계수를 산정하기 위해서 국내 12곳의 방파제 단면을 사용하고 각 단면에 대해 산정된 부분안전계수를 평균하여 대표적인 부분안전계수를 제안한다. 또한 산정된 부분안전계수를 외국의 값들과 비교하고, 기존 구조물에 적용하여 부분안전계수법의 설

계적인 우수성을 입증한다. 부분안전계수 산정 방법은 Level 2의 AFDA 방법을 사용한다. AFDA 방법은 주어진 신뢰함수와 확률변수의 통계적 특성에 대하여 신뢰도지수와 함께 각 확률변수의 부분안전계수를 동시에 산정할 수 있다. 계산과정은 경사식 방파제 피복제의 부분안전계수 산정 과정과 동일하며 확률변수의 특성치와 MPFP(Most Probable Failure Point)에서의 값의 관계에서 부분안전계수가 산정된다.

## 2. 대상 구조물의 선정

국내 무역항 및 연안항의 방파제 중 케이슨 방파제는 개수가 적어서 동해항 및 울산항의 경우에 여러 단면을 대상 구조물에 포함시켰다. 본 연구에서 사용한 케이슨 방파제 단면 형식은 전형적인 혼성제 5곳, 수평혼성제 3곳, 상부사면 케이슨 4곳이다. 대상 구조물 단면은 케이슨 방파제의 제간부 단면을 채택하였다. 지역별로 동해안은 동해항, 옥계항, 울릉(사동)항, 울산항이고, 남해안은 화순항이다. 각 단면의 신뢰도지수 및 부분안전계수를 산정하기 위해 동해안 4개 항만의 11개 단면과 남해안 1개 항만의 1개 단면을 사용했다(Table 1). 또한 국내에서 산정한 신뢰도지수와 비교하기 위해 Table 2의 일본의 혼성제 단면 31곳에 대한 신뢰도지수를 산정하였다. Fig. 1은 전형적인 케이슨 방파제의 기하학적 치수와 구조물에 작용하는 Goda(1974) 공식의 수평파력과 양력을 표현한 것이다.

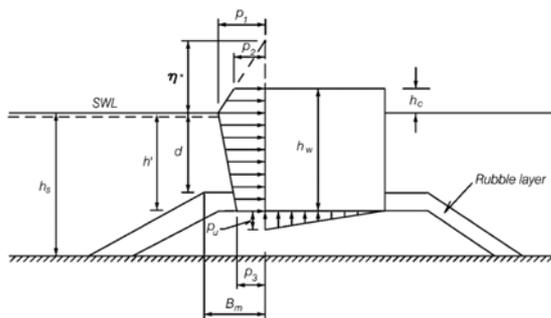
Table 1과 2의  $\gamma_s$ 는 케이슨의 전체 중량을 부피로 나눈 단위 중량이며  $\lambda_1$ 은 소파블록 피복에 의한 파력의 감쇠율을 의미한다. 정수면에서의 파압강도  $p_1$ 의 감쇠율은  $\lambda_1$ 과  $\lambda_2$ 로 다음과 같이 표현된다.

Table 1. Design variables of caisson breakwaters in Korea (unit: m, sec)

| Name             | $H_{max}$ | $H_s$ | $T_s$ | $\beta$ | $\tan\theta$ | tide  | $f$ | $h_s$  | $h'$   | $d$    | $B_m$ | $h_c$ | $B$  | $\gamma_s$ | $\lambda_1$ |
|------------------|-----------|-------|-------|---------|--------------|-------|-----|--------|--------|--------|-------|-------|------|------------|-------------|
| Okgye            | 11.0      | 7.70  | 14.0  | 0.0     | 1/50         | 0.37  | 0.6 | 14.37  | 11.87  | 10.37  | 13.1  | 5.13  | 20.0 | 2.182      | 1.0         |
| Hwasun           | 14.68     | 9.4   | 14.0  | 0.0     | 0.001        | 2.724 | 0.6 | 18.724 | 13.724 | 12.724 | 10.0  | 6.276 | 23.0 | 2.152      | 1.0         |
| Donghae NG (Bef) | 10.46     | 7.4   | 12.0  | 19.5    | 1/155        | 0.392 | 0.6 | 13.392 | 9.392  | 7.892  | 12.5  | 5.108 | 20.0 | 2.181      | 1.0         |
| Donghae NH (Bef) | 11.04     | 7.4   | 12.0  | 19.5    | 1/64         | 0.392 | 0.6 | 15.392 | 10.892 | 9.392  | 12.5  | 5.108 | 20.0 | 2.176      | 1.0         |
| Donghae NI (Bef) | 12.92     | 7.3   | 12.0  | 29.5    | 0.016        | 0.392 | 0.6 | 17.392 | 13.392 | 11.892 | 8.0   | 4.608 | 20.0 | 1.955      | 1.0         |
| Donghae NG (Aft) | 10.46     | 7.4   | 12.0  | 19.5    | 1/155        | 0.392 | 0.6 | 13.392 | 9.392  | 7.892  | 12.5  | 5.108 | 20.0 | 2.181      | 0.8         |
| Donghae NH (Aft) | 11.04     | 7.4   | 12.0  | 19.5    | 1/64         | 0.392 | 0.6 | 15.392 | 10.892 | 9.392  | 12.5  | 5.108 | 20.0 | 2.176      | 0.8         |
| Donghae NI (Aft) | 12.92     | 7.3   | 12.0  | 29.5    | 0.016        | 0.392 | 0.6 | 17.392 | 13.392 | 11.892 | 8.0   | 4.608 | 20.0 | 2.006      | 0.8         |
| Ulsan A          | 12.06     | 6.7   | 13.0  | 0.0     | 1/300        | 0.608 | 0.6 | 22.108 | 17.608 | 16.108 | 12.9  | 5.892 | 19.0 | 1.911      | 1.0         |
| Ulsan B          | 11.34     | 6.3   | 13.0  | 0.0     | 1/300        | 0.608 | 0.6 | 21.608 | 16.608 | 15.108 | 12.9  | 5.892 | 18.0 | 1.913      | 1.0         |
| Ulsan C          | 9.72      | 5.4   | 13.0  | 0.0     | 1/300        | 0.608 | 0.6 | 18.608 | 15.608 | 14.108 | 12.9  | 5.892 | 15.0 | 1.942      | 1.0         |
| Uleung           | 12.6      | 7.0   | 11.0  | 7.39    | 1/50         | 0.440 | 0.6 | 20.44  | 15.44  | 13.94  | 11.3  | 8.56  | 17.0 | 1.922      | 1.0         |

**Table 2.** Design variables of caisson breakwaters in Japan (Yoshioka and Nagao, 2005)

| No. | $H_{max}$ | $H_s$ | $T_s$ | $\beta$ | $\tan\theta$ | tide | $f$  | $h_s$ | $h'$ | $B_m$ | $h_c$ | $B$   | $\gamma_s$ | $\lambda_1$ |
|-----|-----------|-------|-------|---------|--------------|------|------|-------|------|-------|-------|-------|------------|-------------|
| 1   | 13.4      | 7.5   | 13.5  | 15      | 0.0077       | 0.5  | 0.75 | 21    | 16   | 10.6  | 5     | 22    | 2.100      | 1.0         |
| 2   | 16.68     | 9.4   | 14    | 10.3    | 0.01         | 0.5  | 0.75 | 21.5  | 17   | 12.6  | 6.5   | 26    | 2.100      | 1.0         |
| 3   | 14.05     | 9.8   | 14    | 0       | 0.009        | 0.5  | 0.75 | 17.5  | 13.5 | 11.5  | 6.4   | 24.5  | 2.100      | 1.0         |
| 4   | 12.5      | 7.1   | 13.5  | 0       | 0.008        | 0.7  | 0.6  | 21    | 16   | 12.5  | 5     | 22.95 | 2.100      | 1.0         |
| 5   | 6.73      | 3.74  | 14    | 20      | 0.005        | 0.5  | 0.6  | 13    | 8.5  | 9     | 4.5   | 11.5  | 2.100      | 1.0         |
| 6   | 13.07     | 8.5   | 13.5  | 25      | 0.013        | 0.5  | 0.75 | 16    | 13   | 7     | 6     | 19    | 2.100      | 1.0         |
| 7   | 14.3      | 8     | 13    | 7       | 0.014        | 1.5  | 0.6  | 22    | 16.5 | 8     | 6     | 23.45 | 2.100      | 1.0         |
| 8   | 14.3      | 8     | 13    | 0       | 0.005        | 1.4  | 0.6  | 27.5  | 18.5 | 33    | 6     | 20.55 | 2.100      | 1.0         |
| 9   | 13.3      | 7.4   | 13    | 0       | 0.005        | 1.4  | 0.6  | 26.5  | 16.5 | 28    | 6     | 20    | 2.100      | 1.0         |
| 10  | 14.36     | 8     | 14    | 7       | 0.002        | 1.4  | 0.6  | 23.2  | 16.5 | 10    | 6.2   | 25    | 2.100      | 1.0         |
| 11  | 6.4       | 3.5   | 13    | 23      | 0.01         | 1.5  | 0.6  | 12.7  | 9.5  | 10    | 5     | 9.75  | 2.100      | 1.0         |
| 12  | 5.9       | 3.3   | 7     | 0       | 0.01         | 0.8  | 0.6  | 19.5  | 10.7 | 6.5   | 2.8   | 7.65  | 2.100      | 1.0         |
| 13  | 5.94      | 3.3   | 7     | 5.5     | 0.01         | 0.8  | 0.6  | 19.5  | 10.7 | 6.5   | 2.8   | 7.75  | 2.100      | 1.0         |
| 14  | 5.9       | 3.3   | 7     | 0       | 0.01         | 0.8  | 0.6  | 19.5  | 10.7 | 6.5   | 2.8   | 7.7   | 2.100      | 1.0         |
| 15  | 9.6       | 5.5   | 12    | 12      | 0.009        | 1.6  | 0.6  | 13.1  | 10.5 | 12    | 5     | 18    | 2.100      | 1.0         |
| 16  | 13        | 8.4   | 12.5  | 0       | 0.01         | 1.3  | 0.75 | 18.5  | 13   | 15.8  | 6     | 19.3  | 2.100      | 1.0         |
| 17  | 8.64      | 4.8   | 10.8  | 30      | 0.01         | 1.67 | 0.6  | 12    | 9    | 7.5   | 4.5   | 15.9  | 2.100      | 1.0         |
| 18  | 4.95      | 2.8   | 5.9   | 30      | 0.005        | 2.2  | 0.6  | 17.2  | 10   | 6.5   | 4.8   | 5.5   | 2.100      | 1.0         |
| 19  | 4.1       | 2.3   | 7.5   | 43      | 0.004        | 2.1  | 0.6  | 12.6  | 9    | 11.1  | 3.5   | 5.4   | 2.100      | 1.0         |
| 20  | 4.5       | 2.5   | 7.6   | 42      | 0.004        | 2.1  | 0.6  | 12.2  | 9    | 7     | 3.5   | 6     | 2.100      | 1.0         |
| 21  | 6.6       | 3.7   | 14.8  | 0       | 0.01         | 3.1  | 0.6  | 13    | 9    | 8     | 5.5   | 13.45 | 2.100      | 1.0         |
| 22  | 7.5       | 5.1   | 11.1  | 38      | 0.01         | 1.3  | 0.6  | 8.6   | 6.5  | 5     | 9.2   | 12.25 | 2.100      | 1.0         |
| 23  | 12.7      | 7.7   | 13    | 0       | 0.003        | 1.5  | 0.6  | 17    | 14   | 9.5   | 6.5   | 23.7  | 2.100      | 1.0         |
| 24  | 10.5      | 5.8   | 11    | 15      | 0.01         | 0.4  | 0.6  | 18.7  | 13.5 | 13.65 | 4     | 18.95 | 2.100      | 1.0         |
| 25  | 10.8      | 6     | 8.7   | 25      | 0.0091       | 0.9  | 0.6  | 18.4  | 13   | 10.1  | 4.5   | 15.05 | 2.100      | 1.0         |
| 26  | 12        | 6     | 11.3  | 7       | 0.0167       | 0.9  | 0.75 | 18.5  | 12   | 9.6   | 4.5   | 19.3  | 2.100      | 1.0         |
| 27  | 5.4       | 3     | 7.3   | 0       | 0.01         | 0.8  | 0.6  | 19    | 11   | 6     | 2.6   | 7.5   | 2.100      | 1.0         |
| 28  | 10.08     | 5.78  | 13    | 40      | 0.0346       | 1.42 | 0.75 | 12.1  | 9    | 10    | 4.9   | 14.2  | 2.100      | 1.0         |
| 29  | 8.02      | 4.71  | 13    | 59      | 0.0033       | 1.33 | 0.6  | 10    | 7.5  | 8     | 4.2   | 9.8   | 2.100      | 1.0         |
| 30  | 8.02      | 4.71  | 13    | 59      | 0.0033       | 1.33 | 0.6  | 10    | 7.5  | 8     | 4.2   | 9.8   | 2.100      | 1.0         |
| 31  | 4.21      | 2.34  | 4.7   | 14      | 0.01         | 4.05 | 0.6  | 15    | 7    | 7     | 5.6   | 5     | 2.100      | 1.0         |



**Fig. 1.** Typical cross-section of composite breakwater.

$$p_1 = \frac{1}{2}(1 + \cos\beta)(\lambda_1 \alpha_1 + \lambda_2 \alpha^* \cos^2\beta)\rho g H_{max} \quad (1)$$

일반 직립제일 경우에  $\lambda_1 = \lambda_2 = 1.0$ 이며, 케이슨 전면이 소파블록으로 피복된 경우는  $\lambda_2 = 0$ 이고  $\lambda_1$ 은 파고와 수심의

비에 따라 다음과 같이 감쇠율이 달라진다(해양수산부, 2005).

$$\lambda_1 = 1.0 \quad (H_{max}/h_s \leq 0.3) \quad (2a)$$

$$\lambda_1 = 1.2 - \frac{2}{3} \left( \frac{H_{max}}{h_s} \right) \quad (0.3 < H_{max}/h_s \leq 0.6) \quad (2b)$$

$$\lambda_1 = 0.8 \quad (H_{max}/h_s > 0.6) \quad (2c)$$

### 3. 설계변수의 통계적 특성치

#### 3.1 파압과 양력

van der Meer et al.(1994)은 Goda(1974) 공식의 불확실성을 산정하기 위해 최대 개별파  $H_{1/250}$ 에 대한 파력을 분석하여 불확실성 정도를 계산하였다. 한편 Oumeraci et al.

**Table 3.** Comparison between measured and calculated forces for Goda wave force model (Oumeraci et al., 2001)

| Forces                 | Ratio measured/calculated | Average | Standard deviation |
|------------------------|---------------------------|---------|--------------------|
| horizontal force $F_p$ | $r_{F_p}$                 | 0.90    | 0.20               |
| vertical force $F_U$   | $r_{F_U}$                 | 0.77    | 0.20               |

**Table 4.** Statistical characteristics of wave force and uplift force (JPHA, 2007)

| Forces     | Bottom slope | Ratio measured/calculated | Average | Standard deviation |
|------------|--------------|---------------------------|---------|--------------------|
| $F_p, F_U$ | mild         | $r_{F_p}, r_{F_U}$        | 0.740   | 0.177              |
|            | steep        | $r_{F_p}, r_{F_U}$        | 0.825   | 0.207              |

(2001)은 관측된 파력과 Goda 공식으로 계산된 파력의 비에 대한 평균과 표준편차를 Table 3과 같이 제시하였다. Goda 공식으로 산정한 수평 파력과 양력은 실험값의 평균보다 각각 11%, 30% 정도 과대 산정된 것을 확인할 수 있다. 파력 산정 시 대부분의 경우 실험값을 사용하기 보다는 Goda 공식을 주로 사용하기 때문에 Goda 공식으로 산정된 파력에 일정한 편의(bias)를 고려하여 설계값으로 사용해야 한다. 또한 실험값은 Goda 공식으로 산정한 파력과 다르게 일정한 표준편차를 가지고 있다. 따라서 본 연구에서는 Goda 공식으로 산정된 파력에 편의와 표준편차를 고려하여 신뢰성 설계를 수행하였다.

본 연구의 신뢰성 설계에서 사용하는 파력  $F_D$ 는 Goda 공식으로 산정한 파력  $F_G$ 에 계수  $r_{X_i}$ 를 고려하여 다음과 같이 표현한다.

$$F_D = r_{X_i} \cdot F_G \quad (3)$$

여기서  $r_{X_i}$ 는 실험값을 Goda 공식으로 나눈 것을 의미하며 확률분포형은 정규분포를 따른다고 가정한다. Takayama and Ikeda(1992)는 van der Meer et al.(1994)과 유사하게 전형적인 혼성제 76개 단면에 대해 분석하여  $r_{F_p}$ 의 평균과 표준편차로 각각 0.91과 0.19를 산정하였다. 이는 Oumeraci et al.이 Table 3에서 제안한 파력의 통계적 특성과 거의

일치한다.

한편, 본 연구의 결과와 비교하기 위해서 JPHA(2007)의 자료를 사용하였다. Table 4는 JPHA에서 제안하는 케이슨 방파제의 여러 형식 중 혼성제 및 직립제에 대한 Goda 공식의 불확실성의 통계적 특성치이다.

### 3.2 마찰계수 및 케이슨 중량

콘크리트 케이슨과 사석 마운드 사이의 마찰계수는 정규 분포를 따르며 평균은 해양수산부(2005)에서 제안하는 0.6을 사용하고 표준편차는 Takayama and Ikeda(1992)가 제안한 0.16을 사용하였다. 또한 콘크리트와 콘크리트 사이의 마찰계수의 평균은 0.75를 사용하고 표준편차는 앞에서 제안한 값과 동일하다. JPHA(2007)는 케이슨 중량을 계산하기 위해 철근콘크리트, 무근 콘크리트, 속채움 모래 등 여러 가지 확률변수를 사용하고 있다. 그러나 케이슨 중량과 관련된 각 확률변수의 편의는 거의 없고 변동계수 또한 0.04 이하로 매우 작다. 따라서 본 연구에서는 JPHA에서 제안한 케이슨 중량과 관련된 여러 변수를 통합하여 하나의 방파제 중량의 확률변수로 표현하였다. 본 연구에서 사용한 케이슨 중량의 편의와 변동계수는 1% 및 0.02이다.

### 3.3 조위

JPHA(2007)에서 제안한 조위의 통계적 특성치는 고극조위(H.H.W.L)를 삭망평균만조위(H.W.L.)로 나눈  $r_{WL}$ 에 따라 각기 다른 값을 사용하고 있다. 고극조위가 삭망평균만조위와 비슷한 지역( $r_{WL}=1.0$ )에서는 변동계수로 0.2를 사용하였고 고극조위가 삭망평균만조위보다 2배 이상 큰 지역( $r_{WL}=2.0-2.5$ )에서는 변동계수로 0.4를 사용하였다. 국내에서  $r_{WL}$ 의 변화를 살펴보면 동해안은 2.0에서 2.5 사이에 존재하며 남해안과 서해안은 1.0에서 1.5 사이에 분포한다. 본 연구 대상이 되는 화순항의  $r_{WL}$ 는 1.5이며 나머지 항만들은 2.0에서 2.5 사이에 존재한다. 조위의 변동계수는 JPHA와 동일한 통계적 특성치를 사용하였다.

이상에 설명한 내용을 토대로 본 연구에서 사용한 각 확

**Table 5.** Statistical characteristics of design variables

| Variable   | $X_D$            | $\mu_X/X_D$ | $\sigma_X/X_D$ | $\delta_X(=\sigma_X/\mu_X)$ | Distribution |
|------------|------------------|-------------|----------------|-----------------------------|--------------|
| $f$        | -                | 1.06        | 0.16           | 0.15                        | Normal       |
| $W_a(t_f)$ | -                | 1.01        | 0.02           | 0.02                        | Normal       |
| $WL$       | $r_{WL}=1.5$     | 1.00        | 0.20           | 0.20                        | Normal       |
|            | $r_{WL}=2.0-2.5$ |             | 0.40           | 0.40                        |              |
| $F_p(t_f)$ | -                | 0.90        | 0.20           | 0.222                       | Normal       |
| $F_U(t_f)$ | -                | 0.77        | 0.20           | 0.260                       | Normal       |

률변수의 통계적 특성을 Table 5에 제시하였다. 한 가지 부연 설명할 것은 수평파력과 양력을 계산할 때는 고정된 설계조위를 사용하였고, 케이슨의 부력을 계산할 때는 조위의 변동성을 고려하였다는 것이다. 그러나 Oumeraci et al. (2001)이 제시한 수평파력과 양력에 대한 통계적 특성은 조위의 변동성이 이미 고려된 값들이다. 왜냐하면 이 값들을 산정하기 위해 사용된 자료는 유럽 여러 지역의 방파제에 작용하는 파력을 현장에서 측정한 것이기 때문이다. 따라서 본 연구의 결과는 부력뿐만 아니라 파력에도 조위의 변동성이 고려된 것이라 할 수 있다.

#### 4. 기존 구조물의 신뢰성 해석

기존 구조물의 활동에 대한 파괴확률을 Level 2의 AFDA 방법으로 산정하였다. AFDA 방법을 적용하기 위한 신뢰함수는 다음과 같이 표현된다.

$$G = [W_a - F_B(WL) - F_U]f - F_p \geq 0 \tag{4}$$

여기서  $W_a$ 는 케이슨의 공기 중 중량,  $F_B$ 는  $\rho_0 g(WL+h)B$ 로 표현되는 부력으로  $WL$ 은 조위,  $\rho_0$ 는 해수의 밀도,  $h$ 은 물 속에 잠긴 케이슨의 높이,  $B$ 는 케이슨 단면 폭이다.  $F_U$ 는 양력,  $f$ 는 마찰계수, 그리고  $F_p$ 는 수평 파력이다. 재현기간  $T$ 년의 설계파고에 대한 수평 파력과 양력의 특성치는 Goda(1974) 공식을 사용하여 결정론적 설계법과 동일하게 산정한다. 식 (4)에서 산정되는 신뢰도지수는 사용년수  $T$ 년에 대한 신뢰도지수이며 본 연구에서 설계파고의 재현기간과 구조물의 사용년수는 공히 50년으로 하였다. 각 확률변수에 대한 특성치가 결정되면 Table 5의 값들을 이용하여 평균과 표준편차를 산정한다.

각 확률변수의 영향계수는 Rackwitz(1976) 알고리즘을 사용하여 다음과 같이 산정한다.

$$\alpha_{X_i} = \frac{(\partial G / \partial Z_i)^*}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (\partial G / \partial Z_i)^2}} \tag{5}$$

여기서  $X_i$ 는 각 설계변수를 의미하고  $Z_i$ 는  $X_i$ 에 대응되는 표준화된 변수이다. 그리고 뿔첨차 \*는 MPFP(Most Probable Failure Point)에서의 값을 의미한다. 이때 산정된 영향계수는 민감도계수라고도 하며 각 확률변수가 전체 신뢰함수에 미치는 상대적인 영향을 나타낸다. 즉, 영향계수의 절대값이 크면 클수록 해당 확률변수가 설계에 중요한 영향을 끼친다는 것을 의미한다. 산정된 영향계수가 음수이

면 하중의 확률변수를 의미하고 양수이면 저항의 확률변수를 의미한다. 식 (4)의 신뢰함수는 표준화된 확률변수에 의해 각각 편미분되는데 하중의 확률변수는 음의 부호를 포함하게 되어 음수의 영향계수가 되며 저항의 확률변수는 그 반대가 된다. MPFP에서의 표준화된 설계변수  $z_i^*$ 는 신뢰도지수  $\beta$ 와 영향계수  $\alpha_{X_i}$ 의 곱으로 표현된다.

$$z_i^* = -\beta \alpha_{X_i} \tag{6}$$

각 확률변수의 MPFP에서의 값은 다음 식으로 표현된다.

$$x_i^* = \sigma_{X_i} z_i^* + \mu_{X_i} = \mu_{X_i} - \alpha_{X_i} \sigma_{X_i} \beta \tag{7}$$

여기서 MPFP는 신뢰함수  $G$ 가 0이 되는 파괴표면(failure surface) 상에서 원점까지의 거리가 가장 가까운 좌표점이다. 즉, 해당 신뢰도지수를 만족하면서 파괴가 가장 빈번히 일어날 가능성을 가지고 있는 좌표점이다. 식 (7)을 식 (4)에 대입하여 신뢰함수  $G=0$ 이 될 때의 신뢰도지수를 산정한다. 각 확률변수에 대한 MPFP의 초기값은 정확하게 알 수 없기 때문에 대부분의 경우 평균을 사용하고 반복 계산을 통해 신뢰도지수의 오차가 다음 식 (8)을 만족할 때 최종 신뢰도지수와 MPFP를 결정한다. 최종 신뢰도지수는 2~3회 정도의 반복 계산에서 수렴된다.

$$|\beta_{n+1} - \beta_n| \leq 0.005 \tag{8}$$

신뢰도지수  $\beta$ 가 0보다 클 때, 식 (7)에서 보듯이, 하중의 MPFP에서의 값은 음수의 영향계수 때문에 평균값보다 반드시 크게 계산되고, 저항의 경우는 그 반대가 된다. 최종 신뢰도지수  $\beta_{n+1}$ 을 식 (9)에 대입하면 파괴확률  $P_f$ 는 다음

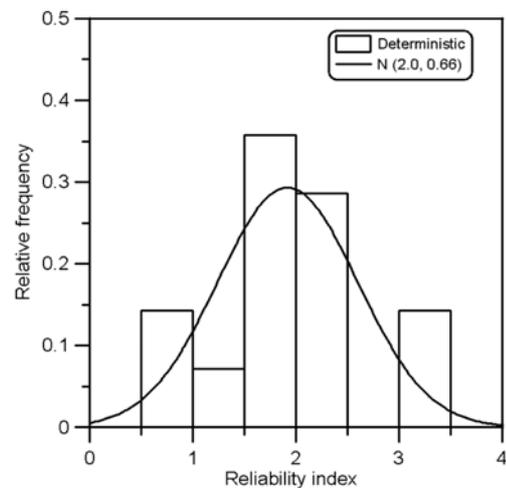


Fig. 2. Relative frequency of reliability index of existing caisson breakwaters in Korea.

과 같이 계산된다.

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \tag{9}$$

여기서  $\Phi$ 는 표준정규분포의 누적분포함수이다.

Fig. 2는 결정론적 설계법으로 설계된 국내 케이슨 방파제 12개 단면에 대해 산정한 신뢰도지수의 빈도 분석 결과이다. 신뢰도지수의 평균은 2.0이며 표준편차는 0.66이다. Fig. 2에서 두 가지 의미를 찾을 수 있다. 우선, 신뢰도지수의 변동 폭이 상당히 넓은 것을 확인할 수 있는데 이는 결정론적 설계법이 가지는 대표적 단점을 나타내고 있다. 즉, 같은 설계기준을 사용하였지만 설계자에 따라 서로 다른 설계 단면이 산정된 것이다. 따라서 과소 혹은 과대 설계의 가능성이 내포되어 있어서 경제적이고 합리적인 설계를 할 수 없다는 것을 의미한다. 또한 신뢰성 설계법을 적용할 때 반드시 필요한 것은 적합한 설계 수준인 목표신뢰도지수이다. 본 연구에서는 기존 구조물의 신뢰도지수의 평균이 목표신뢰도지수에 상응한다고 판단하였다. 이와 같이 기존 구조물의 신뢰도지수를 산정함으로써 결정론적 설계법의 단점을 발견하고 신뢰성 설계의 중요한 자료인 목표신뢰도지수를 동시에 얻을 수 있었다.

Fig. 3은 결정론적 설계법의 설계기준인 안전율과 신뢰성 설계법의 설계기준인 신뢰도지수의 관계를 나타낸 것이다. 김 등(2009)의 경사제와 비슷하게 안전율과 신뢰도지수 사이에는 선형의 관계가 있음을 확인할 수 있다. 두 설계 기준 사이에 선형 관계가 관찰된다는 것은 임의의 안전율이 어느 정도의 신뢰도지수를 의미하는지 파악할 수 있다는 것

이다. 결정론적 설계법의 안전율은 단지 계산된 하중보다 더 큰 하중이 발생하거나 저항이 예상한 목표보다 적은 강도를 가질 수 있기 때문에 설계자의 경험적 판단에 의해 제한된 값이며, 지금까지 해당 안전율이 어느 정도의 신뢰도지수를 만족하는 지 알 수 없었다. 그러나 본 연구를 통해 임의의 안전율에 해당하는 신뢰도지수를 산정할 수 있게 되었다. 또한 안전율과 신뢰도지수 사이의 선형관계는 각 확률변수의 평균값의 영향이 다른 확률적 특성(예를 들어, 표준편차나 변동계수 혹은 비정규분포의 매개변수)의 영향보다 지배적이라는 것을 의미한다. 다시 말하면 평균값의 변화가 전체 시스템의 안전에 지배적인 영향을 미치기 때문에 부분안전계수법의 도입이 가능해 진 것이라고도 말할 수 있다.

한편, Yoshioka and Nagao(2005)가 사용한 39개의 혼성제 단면 중 케이슨의 공기 중 단위중량을  $2.1 t_f/m^3$ 로 가정하여 안전율이 1.2 이상 되는 31개 단면에 대해 신뢰도지수를 산정하였다. 일본의 케이슨 방파제의 단면을 사용한 것은 제한된 숫자의 국내 케이슨 단면에 대한 평균 신뢰도지수의 적합성을 검증하기 위해서이다. Fig. 4에서 보듯이 계산된 신뢰도지수의 평균과 표준편차는 각각 2.0 및 0.4이며, 국내의 결과와 비슷하게 산정되었다. 따라서 국내의 케이슨 방파제의 신뢰도지수의 평균을 사용할 합리적인 근거를 얻게 되었다. Fig. 5는 Fig. 3과 비슷하게 안전율과 신뢰도지수의 관계를 나타낸 것이다. 국내의 케이슨 단면과 비슷하게 일본의 경우에서도 안전율과 신뢰도지수 사이에 선형의 관계를 보이고 있다.

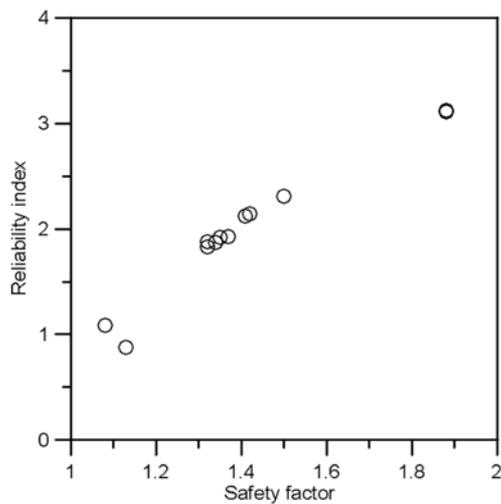


Fig. 3. Reliability index versus safety factor for existing caisson breakwaters in Korea.

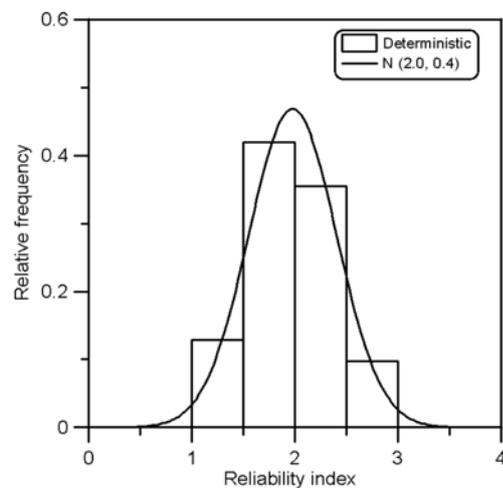


Fig. 4. Relative frequency of reliability index of exiting caisson breakwaters in Japan.

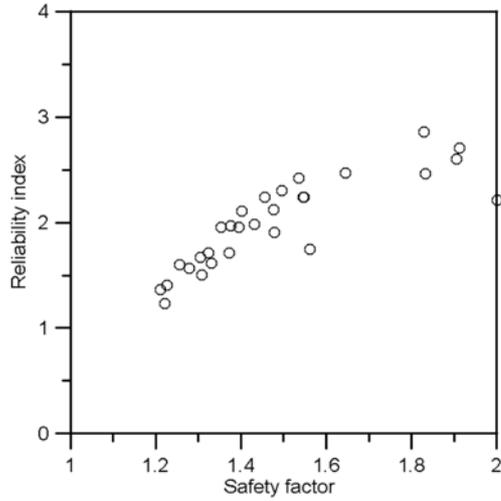


Fig. 5. Reliability index versus safety factor for exiting caisson breakwaters in Japan.

### 5. 부분안전계수

#### 5.1 부분안전계수 선정

해당 목표신뢰도지수에 대한 각 확률변수의 MPFP에서의 값은 변수가 저항변수인지 하중변수인지에 상관없이 다음 식으로 표시된다.

$$X_i^* = \gamma_{X_i} X_i \tag{10}$$

여기서  $\gamma_{X_i}$  와  $X_i$ 는 각 확률변수의 부분안전계수와 특성치(characteristic value)를 의미한다. 본 연구에서 각 확률변수의 특성치는 결정론적 설계법에서 사용하는 설계값으로 가정하였다. 부분안전계수를 고려한 신뢰함수는 다음과 같다.

$$G = [\gamma_{W_a} W_a - F_B(\gamma_{WL} WL) - \gamma_{F_U} F_U] \gamma_f f - \gamma_{F_p} F_p \geq 0 \tag{11}$$

여기서  $W_a$ ,  $WL$ ,  $F_U$ ,  $f$ ,  $F_p$ 는 각각 케이슨의 공기 중 중량, 조위, 양력, 마찰계수, 그리고 수평과력의 특성치이다. 케이슨 방파제의 각 확률변수의 특성치는 평균값으로부터 일정한 편의를 가지기 때문에 부분안전계수 선정 시 유의해야 한다. 각 확률변수의 부분안전계수는 허용신뢰도지수  $\beta_T$ (혹은 목표과파확률  $P_T$ )를 만족하는 MPFP에서의 변수값과 특성치의 관계에서 선정된다. 다음 식은 각 확률변수의 특성치와 부분안전계수를 고려한 신뢰함수는 MPFP에서의 변수값을 고려한 신뢰함수와 같다는 것을 나타낸다.

$$\begin{aligned} G &= [\gamma_{W_a} W_a - F_B(\gamma_{WL} WL) - \gamma_{F_U} F_U] \gamma_f f - \gamma_{F_p} F_p \\ &= [W_a^* - F_B(WL^*) - F_U^*] f^* - F_p^* = 0 \end{aligned} \tag{12}$$

각 확률변수의 특성치에 목표신뢰도지수에 해당하는 부분안전계수를 곱한 값은 과파표면 상의 값이 되며 해당 목표신뢰도지수를 만족하게 된다. 즉, 부분안전계수가 특성치를 과파표면 상의 MPFP로 이동시키는 역할을 하는 것이다.

각 확률변수의 부분안전계수는 다음과 같이 산정된다.

$$\gamma_{W_a} = \frac{W_a^*(\beta_T)}{W_a} = \frac{\mu_{W_a} - \alpha_{W_a} \sigma_{W_a} \beta_T}{W_a} = \frac{\mu_{W_a}}{W_a} (1 - \alpha_{W_a} \delta_{W_a} \beta_T) \tag{13a}$$

$$\gamma_{WL} = \frac{WL^*(\beta_T)}{WL} = \frac{\mu_{WL} - \alpha_{WL} \sigma_{WL} \beta_T}{WL} = \frac{\mu_{WL}}{WL} (1 - \alpha_{WL} \delta_{WL} \beta_T) \tag{13b}$$

$$\gamma_{F_U} = \frac{F_U^*(\beta_T)}{F_U} = \frac{\mu_{F_U} - \alpha_{F_U} \sigma_{F_U} \beta_T}{F_U} = \frac{\mu_{F_U}}{F_U} (1 - \alpha_{F_U} \delta_{F_U} \beta_T) \tag{13c}$$

$$\gamma_f = \frac{f^*(\beta_T)}{f} = \frac{\mu_f - \alpha_f \sigma_f \beta_T}{f} = \frac{\mu_f}{f} (1 - \alpha_f \delta_f \beta_T) \tag{13d}$$

$$\gamma_{F_p} = \frac{F_p^*(\beta_T)}{F_p} = \frac{\mu_{F_p} - \alpha_{F_p} \sigma_{F_p} \beta_T}{F_p} = \frac{\mu_{F_p}}{F_p} (1 - \alpha_{F_p} \delta_{F_p} \beta_T) \tag{13e}$$

여기서  $\delta_{X_i}$ 는 확률변수  $X_i$ 의 변동계수를 의미한다.

Table 6은 구조물의 중요도에 따른 목표신뢰도지수를 제시하고 있다. 기존 국내 무역항 및 연안항의 케이슨 방파제의 평균 신뢰도지수가 2.0이기 때문에 평균 신뢰도지수를 목표신뢰도지수로 결정하는 것은 합리적이다. 이를 기준으로 상한과 하한의 목표신뢰도지수를 결정하였고, 상한의 경우는 일반적인 방파제보다 중요도가 높은 구조물을 대상으로 할 수 있고, 하한은 과파가 발생하더라도 피해가 크지 않은 구조물을 대상으로 할 수 있다. Table 7은 Table 6

Table 6. Target reliability index according to safety level of structures

| Safety Level | $\beta_T$ | Application        |
|--------------|-----------|--------------------|
| High         | 2.33      | Upper bound        |
| Normal       | 2.00      | General structures |
| Low          | 1.65      | Lower bound        |

Table 7. Partial safety factors suggested by the present study

| $\beta_T(P_T)$ | $\gamma_f$ | $\gamma_{F_p}$ | $\gamma_{F_U}$ | $\gamma_{W_a}$ | $\gamma_{WL}$ |
|----------------|------------|----------------|----------------|----------------|---------------|
| 2.33(0.01)     | 0.78       | 1.19           | 0.84           | 1.00           | 1.03          |
| 2.00(0.02)     | 0.83       | 1.16           | 0.83           | 1.00           | 1.03          |
| 1.65(0.05)     | 0.88       | 1.13           | 0.82           | 1.01           | 1.02          |

에 제시한 각 목표신뢰도지수에 대한 부분안전계수이며, Table 1의 국내 12개 단면에 대해 각각 산정한 부분안전계수를 평균한 것이다. 부분안전계수는 지역적인 특성 및 단면의 기하학적 형상에 따라 조금씩 다르게 산정될 수 있기 때문에 평균값을 대푯값으로 선정하였다. 평균값을 사용하였기 때문에 실제 적용 시 목표신뢰도지수보다 약간 작거나 큰 경우가 발생한다. 하지만 결정론적 설계법과 비교해 볼 때 신뢰도지수의 변화는 작으며, 대부분의 경우에 해당 목표신뢰도지수 부근에 위치하는 것을 볼 수 있다. 하중의 확률변수인 수평파력, 양력 및 조위는 목표신뢰도지수가 증가할수록 더 큰 안전계수를 요구하며, 저항의 확률변수인 마찰계수와 케이슨 중량의 부분안전계수는 목표신뢰도지수가 증가할수록 안전계수가 작아진다. 다른 변수들에 비해 케이슨 중량의 부분안전계수는 목표신뢰도지수에 상관없이 거의 1.0에 가깝다. 이와 같이 구조물의 해당 목표 수준을 확보하기 위해 하중의 부분안전계수는 하중증가계수의 역할을 하는 것이고, 저항의 부분안전계수는 저항감소계수의 역할을 하는 것이다.

5.2 부분안전계수의 비교

본 연구에서 산정한 부분안전계수는 두 가지 경우로 나누어 검증되었다. JPHA(2007)는 본 연구와 다소 다른 확률변수의 통계적 특성치를 제안하고 있다. 케이슨 활동의 신뢰함수에는 5개의 확률변수가 고려되는데, 마찰계수와 방파제 중량, 그리고 조위는 본 연구와 JPHA가 동일한 통계적 특성치를 사용한다. 반면에, 수평파력과 양력에 대하여 JPHA는 Table 4와 같이 바다경사가 완만한 경우와 급한 경우에 대해 각각 다른 통계적 특성치를 사용하고, 본 연구는 Table 3과 같이 바다경사를 구분하지 않고 하나의 통계적 특성치를 사용한다. 이와 같이 서로 다른 통계적 특성치에 대해 같은 계산 과정을 사용하여 부분안전계수를 각각 산정한 후 두 결과를 비교하였다. 서로 다른 통계적 특성치가 부분안전계수에 어떤 영향을 주는지 파악하고 본 연구에서 사용한 통계적 특성치와 부분안전계수가 적합한지 검토하였다. 대상 구조물은 Table 1의 동해항 보강 전 NI 단면을 선택하였다.

Fig. 6~10은 각 확률변수의 목표파괴확률에 따른 부분안전계수를 비교한 것이다. Fig. 6-8은 마찰계수, 방파제 중량, 그리고 조위의 부분안전계수에 대해 본 연구 결과와 JPHA(2007)를 비교한 것이다. 산정된 부분안전계수는 본 연구와 JPHA가 모두 거의 동일한 것을 볼 수 있다. 왜냐하면 이들 설계변수에 대해서는 같은 통계적 특성치를 사용

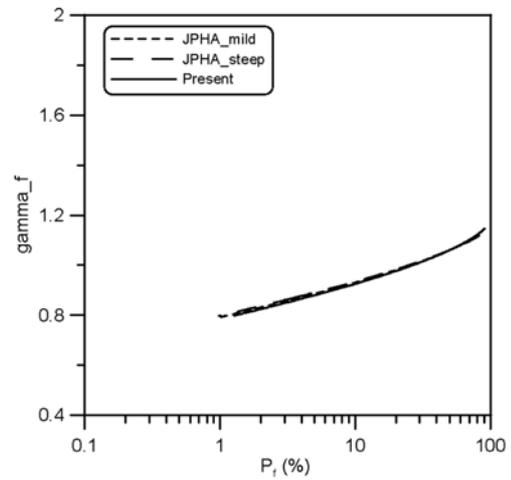


Fig. 6. Comparison of partial safety factors for friction coefficient between JPHA(2007) and present result.

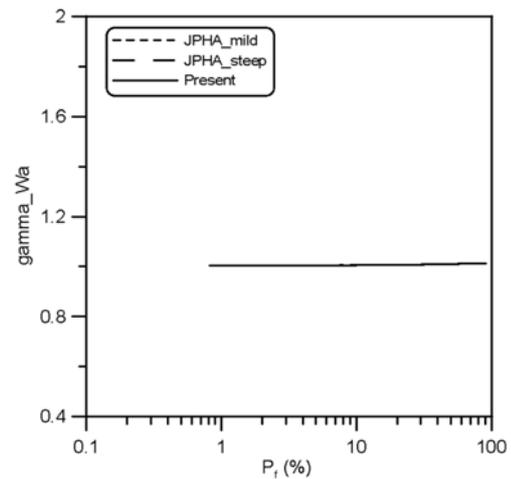


Fig. 7. Comparison of partial safety factors for caisson weight between JPHA(2007) and present result.

했기 때문이다. Fig. 9는 수평파력의 부분안전계수를 비교한 것이다. 본 연구의 결과는 JPHA의 급경사의 조건일 때보다 약간 큰 부분안전계수를 산정하고 있다. Fig. 10은 양력의 부분안전계수를 비교한 것이며, JPHA의 급경사와 완경사 사이에 본 연구 결과가 위치하는 것을 확인할 수 있다.

한편, JPHA(2007)는 Table 8 및 9와 같이 각 확률변수의 영향계수와 부분안전계수를 제시하고 있다. Table 8은 JPHA의 영향계수와 본 연구의 영향계수를 비교한 것이다. 마찰계수, 수평파력, 조위, 케이슨 중량에 대한 영향계수는 JPHA

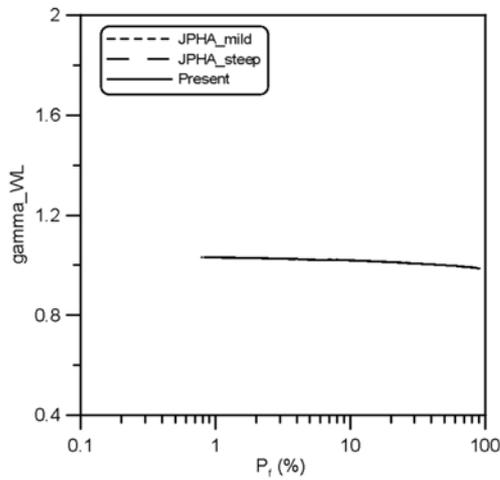


Fig. 8. Comparison of partial safety factor for tidal level between JPHA(2007) and present result.

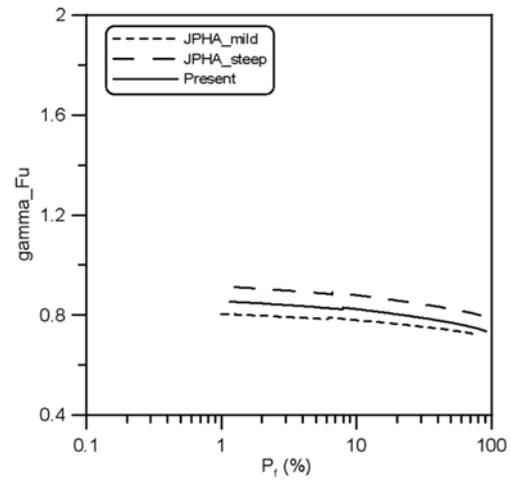


Fig. 10. Comparison of partial safety factor for uplift force between JPHA(2007) and present result.

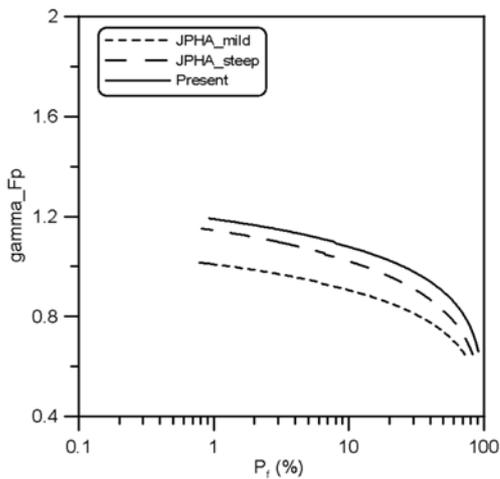


Fig. 9. Comparison of partial safety factor for horizontal wave force between JPHA(2007) and present result.

에서 제안한 값과 본 연구의 결과가 비슷하지만, 양력의 영향계수는 두 경우가 상당히 다르다. 마찰계수, 조위, 케이슨 중량에 대하여 비슷한 영향계수가 산정된 것은 본 연구와 JPHA에서 동일한 통계적 특성치를 사용했기 때문이다. 수평파력과 양력에 대한 영향계수에서 특징적인 것은 JPHA에서 제시한 두 영향계수가 동일하다는 것이다. AFDA 방

법에서 두 확률변수의 영향계수는 같아질 수 없다. 왜냐하면 수평파력과 양력의 편의와 변동계수가 같더라도 특성치가 다르기 때문에 다른 평균과 표준편차가 산정되기 때문이다. 또한 영향계수는 다음 식을 만족할 때 각 설계변수가 전체 신뢰함수에 미치는 영향을 파악할 수 있다.

$$\sum_{i=1}^n \alpha_{X_i}^2 = 1.0 \quad (14)$$

여기서 각 영향계수의 제곱은 설계변수가 전체 신뢰함수에 미치는 영향력을 의미한다. 만약 위 식을 만족하지 않으면 영향계수의 의미는 모호해지며 영향계수 계산이 잘못됐다고 생각할 수 있다. JPHA에 제안된 영향계수는 식 (14)를 만족하지 않는다. 다만 수평파력이나 양력의 영향계수 중 하나만 고려할 때 위 식을 만족한다. 이는 JPHA에서 양력의 영향계수를 인위적으로 증가시켜 수평파력에

Table 9. Comparison of partial safety factors between present result and JPHA(2007)

|                | $\beta_T$ | $\gamma_f$ | $\gamma_{Fp}$ | $\gamma_{Fu}$ | $\gamma_{W_a}$ | $\gamma_{WL}$ |
|----------------|-----------|------------|---------------|---------------|----------------|---------------|
| Present        |           | 0.78       | 1.20          | 0.83          | 1.00           | 1.04          |
| 2.38 JPHA_mild |           | 0.79       | 1.04          | 1.04          | 1.00           | 1.05          |
| JPHA_steep     |           | 0.79       | 1.17          | 1.17          | 1.00           | 1.05          |

Table 8. Comparison of influence factors between present result and JPHA(2007)

| $\beta_T$ | $f$     |       | $F_p$   |        | $F_U$   |        | $WL$    |        | $W_a$   |       |
|-----------|---------|-------|---------|--------|---------|--------|---------|--------|---------|-------|
|           | Present | JPHA  | Present | JPHA   | Present | JPHA   | Present | JPHA   | Present | JPHA  |
| 2.38      | 0.753   | 0.689 | -0.625  | -0.704 | -0.155  | -0.704 | -0.030  | -0.059 | 0.130   | 0.162 |

**Table 10.** Caisson width and reliability index calculated using the partial safety factors in Table 7

| Name            | $\beta_T=1.65$ |         | $\beta_T=2.00$ |         | $\beta_T=2.33$ |         |
|-----------------|----------------|---------|----------------|---------|----------------|---------|
|                 | B (m)          | $\beta$ | B (m)          | $\beta$ | B (m)          | $\beta$ |
| Okgye           | 18.70          | 1.62    | 20.77          | 2.02    | 22.72          | 2.35    |
| Hwasun          | 27.86          | 1.61    | 31.06          | 2.02    | 34.80          | 2.35    |
| Donghae NG(Aft) | 13.31          | 1.62    | 14.76          | 2.02    | 16.14          | 2.35    |
| Donghae NH(Aft) | 13.33          | 1.62    | 14.77          | 2.01    | 16.16          | 2.35    |
| Donghae NI(Aft) | 16.65          | 1.62    | 18.50          | 2.02    | 20.23          | 2.36    |
| Donghae NG(Bef) | 17.53          | 1.62    | 19.46          | 2.02    | 21.29          | 2.35    |
| Dongha NH(Bef)  | 17.46          | 1.62    | 19.38          | 2.02    | 21.20          | 2.36    |
| Donghae NI(Bef) | 22.93          | 1.61    | 25.53          | 2.02    | 27.93          | 2.36    |
| Uleung          | 16.38          | 1.78    | 18.17          | 2.16    | 19.86          | 2.48    |
| Ulsan A         | 18.90          | 1.81    | 21.02          | 2.19    | 22.99          | 2.51    |
| Ulsan B         | 17.72          | 1.81    | 19.71          | 2.20    | 21.55          | 2.51    |
| Ulsan C         | 14.54          | 1.82    | 16.16          | 2.20    | 17.67          | 2.52    |

상응하는 영향계수로 설정했다는 의미이다.

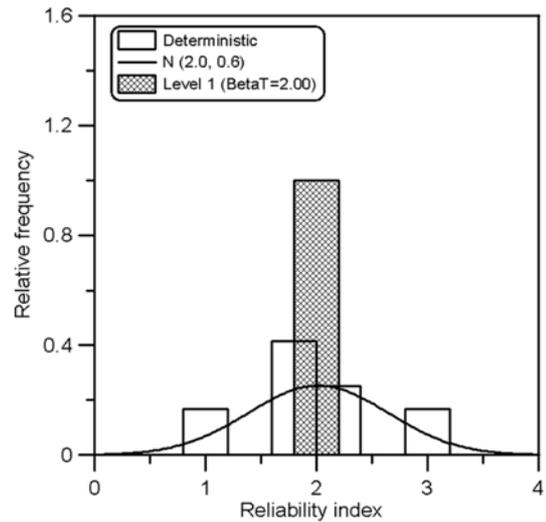
Table 9는 목표신뢰도지수가 2.38일 때 JPHA에서 제안한 부분안전계수와 본 연구에서 산정한 부분안전계수를 비교한 것이다. 앞에서 살펴본 바와 같이 마찰계수, 케이슨 중량, 그리고 조위의 부분안전계수는 두 방법 모두 비슷한 결과를 얻었다. 그러나 수평파력과 양력의 부분안전계수는 본 연구와 다소 차이가 있는 것을 볼 수 있다. JPHA는 환경사와 급경사의 경우에 서로 다른 부분안전계수를 제안한 반면 본 연구에서는 통합된 부분안전계수를 제시하였다. 본 연구의 수평파력의 부분안전계수는 JPHA의 급경사에 대한 값보다 약간 크다. 한편 양력의 경우, 본 연구는 JPHA에서 제안한 환경사의 부분안전계수보다 작다. 이와 같은 차이는 앞에서 설명한 Table 8의 영향계수의 차이가 원인이다. 부분안전계수에 대해서도 JPHA는 수평파력과 양력에 대하여 동일한 값을 제시하고 있다.

**5.3 부분안전계수의 적용**

부분안전계수를 고려한 케이슨 단면 폭은 다음 식과 같이 표현할 수 있다.

$$B = \frac{\gamma_{F_p} F_p}{[(\gamma_{w_a}(h' + H_c)\rho_s g - (\gamma_{w_L} WL + h')\rho_0 g - \gamma_{F_U} F_U/2)]\gamma_f f} \tag{15}$$

Table 10은 Table 1의 각 확률변수의 특성치에 Table 7의 부분안전계수를 고려하여 각 목표신뢰도지수에 대하여 계산한 케이슨의 단면 폭과 그 단면 폭에 대하여 계산된 신뢰도지수를 나타낸다. Fig. 11은 기존 구조물의 신뢰도지수와 목표신뢰도지수 2.0의 부분안전계수를 적용하



**Fig. 11.** Comparison of relative frequency of reliability index between deterministic method and partial safety factor method with  $\beta_T=2.00$ .

여 설계한 단면의 신뢰도지수를 비교한 것이다. 기존 구조물의 신뢰도지수는 변동 폭이 크지만 신뢰성 설계법의 변동 폭은 목표 수준에 집중되어 있어 설계자에 관계없이 일관적인 것을 볼 수 있다. Fig. 12는 목표신뢰도지수 1.65와 2.33일 경우의 부분안전계수를 적용하여 산정한 신뢰도지수를 기존 구조물의 신뢰도지수와 비교한 것이다. Fig. 11과 비슷하게 해당 목표 수준을 만족하는 것을 볼 수 있다.

Table 11은 JPHA(2007)에서 제안한 부분안전계수를 사용하여 산정한 단면 폭과 신뢰도지수이다. 목표신뢰도지수

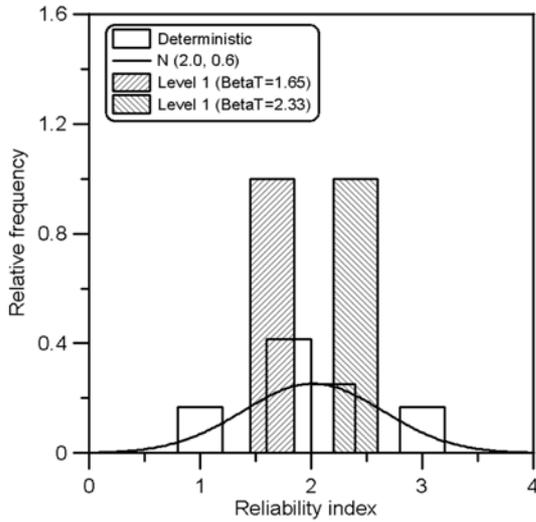


Fig. 12. Comparison of relative frequency of reliability index between deterministic method and partial safety factor method with  $\beta_T=1.65$  and 2.33.

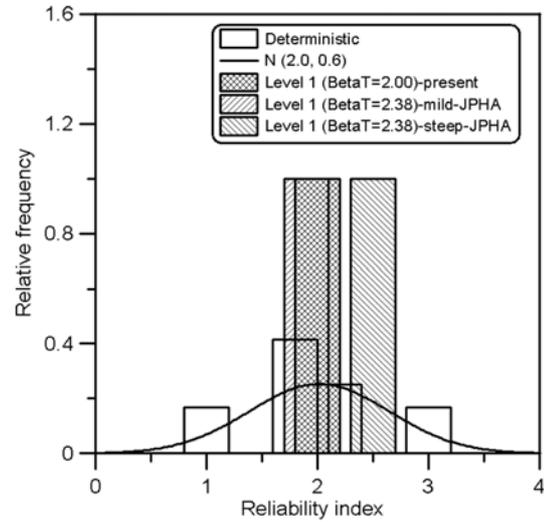


Fig. 13. Comparison of relative frequency of reliability index between present and JPHA(2007) methods.

Table 11. Caisson width and reliability index calculated using the JPHA(2007) partial safety factors in Table 9

| Name            | Bottom slope |         |       |         |
|-----------------|--------------|---------|-------|---------|
|                 | mild         |         | steep |         |
|                 | B (m)        | $\beta$ | B (m) | $\beta$ |
| Okgye           | 20.54        | 1.95    | 23.84 | 2.50    |
| Hwasun          | 31.13        | 1.98    | 36.40 | 2.54    |
| Donghae NG(Aft) | 14.44        | 1.91    | 16.62 | 2.44    |
| Donghae NH(Aft) | 14.41        | 1.90    | 16.57 | 2.42    |
| Donghae NI(Aft) | 18.12        | 1.92    | 20.90 | 2.45    |
| Donghae NG(Bef) | 19.24        | 1.95    | 23.33 | 2.66    |
| Dongha NH(Bef)  | 19.09        | 1.94    | 22.10 | 2.48    |
| Donghae NI(Bef) | 25.38        | 1.98    | 29.55 | 2.54    |
| Uleung          | 17.65        | 2.03    | 20.24 | 2.52    |
| Ulsan A         | 20.60        | 2.10    | 23.76 | 2.60    |
| Ulsan B         | 19.30        | 2.10    | 22.25 | 2.60    |
| Ulsan C         | 15.76        | 2.08    | 18.12 | 2.58    |

$\beta_T=2.38$ 에서 완경사와 급경사의 두 가지 경우에 대해 케이슨의 단면 폭과 신뢰도지수를 각각 산정할 수 있다. Fig. 13은 Table 11에서 산정한 신뢰도지수를 빈도 분석한 결과와 Fig. 11을 비교한 것이다. Fig. 12를 함께 비교해 볼 때 JPHA의 완경사 조건은 본 연구의 목표신뢰도지수 2.0과 비슷하며 급경사 조건은 목표신뢰도지수 2.33의 조건과 유사하다. 본 연구에서 산정한 보통(Normal)의 목표 수준( $\beta_T=2.0$ )은 JPHA의 상한과 하한 사이에 위치하는 것을 확인할 수 있으며, 제안된 목표신뢰도지수와 부분안전계수는 적합하다고 판단된다.

### 6. 결 론

본 연구에서 케이슨 방파제의 파괴모드 중 활동에 대한 부분안전계수를 산정하였다. 기존 케이슨 방파제에 대한 신뢰도지수를 산정하여 결정론적 설계법의 문제점을 파악하고 기존 구조물의 신뢰도지수의 평균을 계산하여 신뢰성 설계법의 목표신뢰도지수로 제시하였다. 또한 제시된 목표 수준을 중심으로 국내외 자료를 참고하여 상한과 하한의 목표신뢰도지수를 결정하고 각 목표신뢰도지수에 해당하는 부분안전계수를 산정하였다. 본 연구에서 산정된 부분안전계수를 JPHA(2007)의 부분안전계수와 비교하였고, 본 연구의 부분안전계수를 이용하여 계산한 신뢰도지수가 JPHA의 급경사 조건과 완경사 조건 사이에 위치하는 것을 확인하였다. 제시된 부분안전계수를 기존의 케이슨 방파제에 적용하여 방파제 단면 폭과 신뢰도지수를 계산하였다. 이 때 계산된 신뢰도지수는 해당 목표수준을 잘 만족하며 변동 폭이 작아 설계자에 관계없이 일관적인 설계가 되었다. 이를 통해 부분안전계수법이 기존의 결정론적 설계법보다 설계적인 측면에서 우수함을 증명하였다.

### 감사의 글

본 논문은 한국해양수산진흥원 지원과제인 ‘항만구조물 신뢰성 설계법 개발’ 연구과제(PM48400)와 서울대학교 BK21 안전하고 지속가능한 사회기반건설 사업단의 지원을

받았습니다. 본 연구는 서울대학교 공학연구소에서 수행되었습니다.

### 참고문헌

- 김승우, 서경덕, 이철웅, 박동현 (2009). 국내 항만의 방파제 피복블록의 신뢰성 해석, 한국해양·해양공학학회논문집, 21(1), 15-29.
- 도화종합기술공사 (1986). 옥계항만 개발 기본설계 보고서.
- 동해지방해양항만청 (1991). 동해항 개발 실시설계 용역 보고서.
- 울산지방해양항만청 (1989). 울산항 방파제 실시설계 용역 보고서.
- 인천지방해양항만청 (1995). 화순항 방파제 및 기타공사 실시설계 용역 보고서.
- 포항지방해양항만청 (2008). 울릉(사동)항 남방파제 보강 실시설계 보고서.
- 해양수산부 (2005). 항만 및 어항 설계기준.
- Goda, Y. (1974). A new method of wave pressure calculation for the design of composite breakwater, Proc. 14th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Copenhagen, 1702-1720.
- Goda, Y. and Takagi, H. (2000). A reliability design method of caisson breakwaters with optimal wave heights, Coastal Eng. J., 42, 357-387.
- JPHA (2007). Japan Port and Harbor Association, Technical Standards and Commentaries of Port and Harbor Facilities in Japan (in Japanese).
- Nagao, T., Kadowaki, Y., and Terauchi, K. (1995). Evaluation of safety of breakwaters by the reliability based design method (1st report: Study on the safety against sliding), Rep. of the Port and Hab. Res. Inst., 34(5), 40-70 (in Japanese).
- Oumeraci H., Kortenhaus A., Allsop W., de Groot M., Crouch R., Vrijling H., Voortman H. (2001). Probabilistic design tools for vertical breakwaters, Sweta & Zeitlinger B.V., Lisse.
- Rackwitz, R. (1976). Practical probabilistic approach to design, Bulletin 112, Comite European du Beton, Paris, France.
- Takahashi, S., Shimosako, K., and Kimura, K., Suzuki, K. (2000). Typical failure of composite breakwaters in Japan, Proc. 27th Int. Coast. Engrg. Conf., ASCE, 1899-1910.
- Takayama, T. and Ikeda, N. (1992). Estimation of sliding failure probability of present breakwaters for probabilistic design, Report of the Port and Harbour Research Institute, vol.31, No.5.
- US Army Corps of Engineers (2006). Coastal Engineering Manual, U.S. Army Corps of Engineers, Washington, D.C. (in 6 volumes).
- van der Meer, J.W., d'Angremond, K. and Juhl, J. (1994). Probabilistic calculations of wave forces on vertical structures. Proceeding 23th International Conference on Coastal Engineering, ASCE, Kobe, Japan.
- Yoshioka, T. and Nagao, T. (2005). Level-1 reliability-based design method for gravity-type special breakwaters, Research report of NILIM.

---

원고접수일: 2009년 5월 20일

수정본채택: 2009년 6월 19일

게재확정일: 2009년 7월 9일