

유공케이슨 방파제 활동 및 전도 한계상태설계를 위한 하중저항계수 보정 Load & Resistance Factors Calibration for Sliding and Overturning Limit State Design of Perforated Caisson Breakwater

김동현*
Dong Hyawn Kim*

요지 : 유공케이슨 방파제의 한계상태설계법 개발을 위해 하중저항계수 보정을 수행하였다. 전국 항만의 12개 유공케이슨식 방파제에 대하여 설계변수의 불확실성을 고려한 신뢰성해석을 수행하였다. 목표신뢰성지수에 따른 부분안전계수와 하중, 저항계수를 차례로 산정하였다. 최적화기법을 통해 한계상태설계법 개발을 위한 하중계수와 저항계수를 도출하였다. 최종 하중저항계수를 이용하여 방파제를 재설계하였으며 목표수준의 신뢰성지수를 상회하는지 검증하였다. 목표신뢰성지수를 변화시켜 해당 수준에 맞는 하중저항계수를 최종 제시하였다.

핵심용어 : 한계상태설계, 유공케이슨, 방파제, 하중저항계수, 부분안전계수, 목표신뢰도지수, 코드보정

Abstract : Calibration of load-resistance factors for the limit state design of perforated caisson breakwaters are presented. Reliability analysis of 12 breakwaters in nationwide ports was conducted. Then, partial safety factors and load-resistance factors were sequentially calculated according to target reliability index. Load resistance factors were optimized to give one set of factor for limit state design of breakwater. The breakwaters were redesigned by using the optimal load resistance factor and verified whether reliability indices larger than the target value. Finally, some load-resistance factors were proposed by changing target reliability index.

Keywords : limit state design, perforated caisson, breakwater, load resistance factor, partial safety factor, target reliability index, code calibration.

1. 서 론

세계적으로 항만구조물 설계방법은 결정론적 설계법에서 한계상태설계법으로 전환되고 있다. 유럽, 미국, 중국 및 일본 등은 이미 항만구조물의 설계를 위해 부분안전계수나 하중저항계수를 설계기준에 제시하고 있으며 적용가능한 구조형식을 확장해 가고 있다. 특히, 일본의 경우 2007년 발표된 설계기준에서 파랑작용에 대한 설계에서 부분안전계수를 제시한 것을 시작으로 2018년 개정판에서는 하중, 저항계수를 이용하는 설계방법까지 확장한 바 있다. 물론 많은 선진국에서 사용하고 있는 한계상태설계법이 모든 형식의 시설물에 대한 설계까지 확장된 것은 아니다. PIANC 기준에는 경사식 방파제에 대하여 일부 설계법을 제시하였고(PIANC, 1992), 미국에서는 경사식, 직립식 방파제 일부 형식에 대한 설계식을 제시하였다(US army, 2006). 안벽에 대한 설계식은 아직 발표된 바가 없다. 일본의 경우는 2007년에 5개 방파제(혼성식, 전면피복식, 직립소파블럭식, 소파형케이슨, 상부사면식) 형식에 대한 부분안전계수를 제시하였으나 2018년 개정판에서는

3개 형식(혼성식, 전면피복식, 상부사면식)에 국한하여 하중저항계수 설계법을 제시하였다(Japanese Harbor Society, 2007, 2018). 일본의 경우 아직까지 파력 작용시에만 한정하고 지진시에는 결정론적 설계를 따르도록 하고 있다. 아직까지 한계상태기준이 모든 형식으로 보편화된 것은 아니다.

한계상태설계기준 도입을 위한 세계적인 추세에 대응하고자 우리나라에서도 항만구조물 한계상태설계법에 대한 연구가 시작되었으며 일부 형식에 대한 부분안전계수를 제시한 바 있다(MLTM, 2011). 국내 하중저항계수 설계법에 대한 연구는 무공케이슨식 방파제에 대하여 보고된 바가 있다(Kim, 2019). 본 연구는 이러한 연구결과를 확장하여 유공케이슨식 방파제의 한계상태설계를 위한 하중저항계수를 제안하고자 한다.

전국 주요 항만에서 유공케이슨식 방파제 설계자료를 분석하여 신뢰성해석을 수행하였다. 신뢰성지수와 안전율의 분포를 비교하여 특별히 과다설계된 사례가 있는지 확인하였다. 과다설계된 사례가 포함되면 최종 하중저항계수가 보수적으로 산정되므로 사례에서 배제시키고자 하였다. 신뢰성해석에

*군산대학교 건축해양건설융합공학부 교수(Corresponding author: Professor, School of Architecture and Coastal Construction Engineering, Kunsan National University, 558 Daehak-ro, Gunsan-si, Jeollabuk-do 54150, Korea, Tel: +82-63-469-1862, eastlite@kunsan.ac.kr)

서 얻은 민감도를 이용하고 목표신뢰성지수를 설정하면 부분 안전계수와 하중저항계수를 순차적으로 얻는다. 하중저항계수는 설계사레 개수만큼 존재하게 된다. 그러나, 설계법으로 정립하기 위해서는 최적화를 통해 하나의 하중저항계수 조합을 만들어야 한다. 따라서, 최적화과정을 통해 최종 하중저항계수를 산정한다. 검증을 위해 하중 저항계수를 적용하여 방파제가 최소한의 안전을 확보하도록 재설계한다. 재설계한 방파제에 대하여 신뢰성해석을 수행하면 신뢰성지수가 목표값보다 커야 검증을 마치게 된다. 본 연구의 목적은 목표신뢰성지수를 변화시켜 그에 맞는 하중저항계수를 제시하는 것이다. 따라서, 일정한 범위내의 목표신뢰성지수에 대한 하중저항계수를 제시하였다.

2. 하중저항계수 보정절차

유공케이슨방파제 한계상태설계법 개발을 위해 하중저항계수를 Fig. 1의 절차에 따라 보정하였다. 우선, 전국 주요 항만의 유공식 케이슨방파제 설계자료를 선정하였다. 기존 방파제의 신뢰성해석을 수행하여 민감도계수를 얻었으며 목표신뢰성지수를 적용하여 부분안전계수를 산정하였다. 부분안전계수를 적용한 하중과 저항값이 하중저항계수를 적용한 값과 일치하도록 하중저항계수로 환산하였다. 하중저항계수는 개별 방파제마다 서로 다르게 나타나므로 최적화를 통해 단일 하중계수와 단일 저항계수를 얻을 수 있다. 이렇게 구한 하중저항계수를 적용하여 설계한 방파제가 목표신뢰성지수를 확보하는지 검증하므로써 계수보정을 완료한다.

이 절차는 방파제 형식에 영향을 받지 않는 것으로 어떤 형식의 항만구조물이라도 적용하는 일반적인 것이다. 다만, 방파제 설계사레(sample)를 선정하는데 있어 기준안전율 1.2보다 지나치게 큰 안전율로 설계된 것들은 제외하는 것이 최종

하중저항계수를 지나치게 보수적으로 산정하게 되는 현상을 방지할 수 있다. 또한, 최종적으로 얻게 되는 하중저항계수는 목표신뢰성지수(β_i)에 영향을 받는다. 따라서, 다양한 β_i 에 대하여 그에 합당한 하중저항계수를 얻을 수 있다.

3. 유공케이슨 방파제 하중저항계수 보정

3.1 파괴모드 및 한계상태함수

본 논문에서는 유공케이슨식 방파제의 다양한 파괴모드 중에서 파력에 대한 활동과 전도 파괴모드에 대해서만 다루었다. 편심경사하중에 의한 지지력 파괴모드나 지진하중에 의한 파괴모드는 대상에서 제외하였다. 방파제 활동 및 전도 파괴를 해석하기 위한 한계상태는 각각 식(1) 및 (2)와 같이 정의하였다.

$$g_s = f_c(\Sigma W_i - B - U) - P \tag{1}$$

$$g_o = (\Sigma W_i x_{w_i} - Bx_B - Ux_U) - Py_P \tag{2}$$

여기서 f_c , W_i , B , U 및 P 는 각각 체체와 마운드의 마찰계수, 체체 중량, 부력, 양력 및 파력이며 x_i 와 y_i 는 전도시 방파제의 회전 중심에서 하중까지의 수평 및 연직거리이다. 체체중량은 다시 무근콘크리트(W_c), 철근콘크리트(W_{rc}), 채움재(W_f) 등으로 나눌 수 있다. 파력과 양력은 설계시 동시에 최대값을 가지도록 하기 위해서 독립 매개변수 G 를 도입하고 파력과 양력을 이 변수에 종속적인 변수로 다음과 같이 정의하였다.

$$P = P_0 G \tag{3}$$

$$U = U_0 G \tag{4}$$

여기서, P_0 와 U_0 는 파력 및 양력의 설계 값이고 G 는 고다파압식이 가지는 불확실성을 나타내기 위한 변수이다. 식(1) 및 (2)에서 체체에 작용하는 부력은 Fig. 2의 유공케이슨 형상에 의하여 다음과 같이 정의한다.

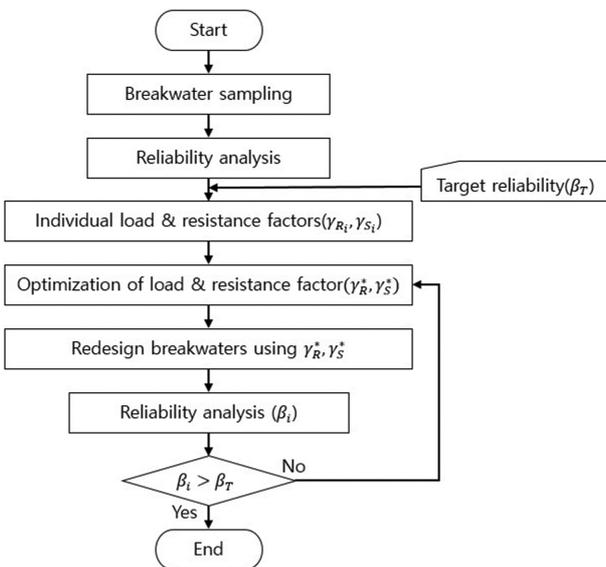


Fig. 1. Flowchart for code calibration of breakwater (Kim, 2019).

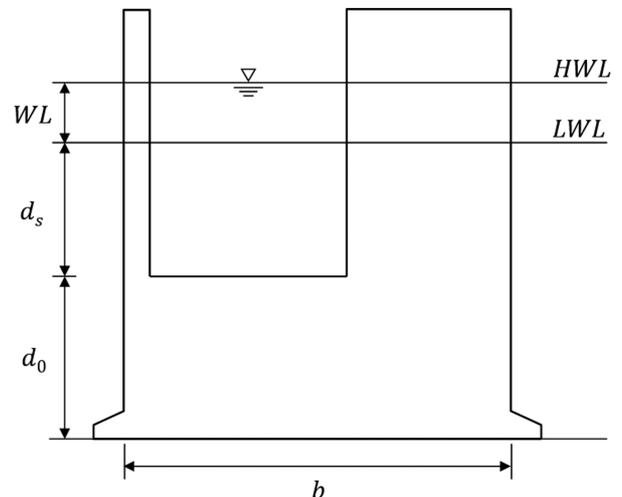


Fig. 2. Geometry of perforated wall caisson.

$$B = B_0 + r_w(d_s + WL)b_e \quad (5)$$

위 식에서 B_0 는 무공부의 부력이며 r_w , d_s , WL , b_e 는 각각 해수 단위중량, 유수실 수심, 설계조위, 유공부 유효폭이다. Fig. 2에서 HWL과 LWL은 설계고조위와 설계저조위를 의미한다. 식(5)에서 무공부 부력은 다음과 같이 계산하였다.

$$B_0 = r_w[d_0b + v_f] \quad (6)$$

여기서, d_0 , b , v_f 는 각각 무공부 높이, 케이슨 횡폭, 앞뒷굽 부피이다. 유공부 유효폭은 식(5)와 (6)으로부터 구할 수 있다.

3.2 신뢰성해석

방파제 신뢰성해석은 Level II 방법인 FORM(First Order Reliability Method)을 적용하였다. 식(1) 및 (2)와 같은 비선형 한계상태함수를 파괴점(X^*)에서 선형화한 근사 한계상태함수(\tilde{g})에 대하여 파괴면($\tilde{g} < 0$)이 평균으로부터 떨어진 거리(β)를 구한다. β 는 감소 변수(reduced variable) 평면상에서 파괴점과 원점사이의 거리로서 한계상태함수의 민감도를 이용하여 다음과 같이 표현할 수 있다(Hasofer and Lind, 1974).

$$\beta = \frac{\mu_{\tilde{g}}}{\sigma_{\tilde{g}}} = \frac{(\partial g / \partial X_i)^* (\mu_{X_i} - X_i^*)}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (\partial g / \partial X_i)^*{}^2 \sigma_{X_i}^2}} \quad (7)$$

3.3 부분안전계수

신뢰성해석 결과로 알게 된 민감도계수는 한계상태함수가 각 확률변수에 의해 영향을 받는 정도를 정량적으로 알 수 있게 해주는 중요한 정보이다. 따라서 이것을 이용하면 부분안전계수를 정할 수 있다. 부분안전계수는 목표신뢰성지수(β_T), 민감도계수(α_X), 평균(μ_X), 변동계수(V_X) 및 설계특성값(X_k)을 이용하여 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$\gamma_X = (1 - \alpha_X \beta_T V_X) \frac{\mu_X}{X_k} \quad (8)$$

식에서 시사하는 바는 부분안전계수가 평균 및 표준편차와 같이 특정 확률변수의 통계적 특성값에 영향을 받기도 하지만 설계 특성값의 함수이기도 하다는 점이다. 따라서, 어떤 하나의 방파제에 대한 부분안전계수는 다른 방파제의 부분안전계수와 같을 수 없다. 따라서 설계사례의 수만큼 부분안전계수가 존재하게 되는 것이다.

3.4 하중저항계수

부분안전계수가 아닌 하중계수와 저항계수로만 방파제 설계를 하기 위해서는 부분안전계수를 하중저항계수로 전환하여야 한다. 식(9)와 (10)은 부분안전계수법에 의한 저항력 및 외력의 설계값과 하중저항계수법의 저항력 및 외력의 설계값을 일치하도록 만드는 저항계수(γ_R)와 하중계수(γ_S)를 구하는 식이다(Kim, 2019). 부분안전계수가 설계사례 개수만큼 존재하듯이 저항계수와 하중계수 조합 또한 설계사례 개수만큼 존

재한다.

$$\gamma_R = \frac{\gamma_f f_{ck} [\sum \gamma_{W_i} W_{ik} - r_w \{(\gamma_{WL} WL_k + h)b + v_f\} - \gamma_G G_k U_0]}{f_{ck} [\sum W_{ik} - r_w \{(WL_k + h)b + v_f\} - G_k U_0]} \quad (9)$$

$$\gamma_S = \frac{\gamma_G G_k P_0}{G_k P_0} = \gamma_G \quad (10)$$

3.5 하중저항계수 최적화

설계사례 개수만큼 존재하는 하중계수와 저항계수를 설계에 사용할 수 있도록 단일 값으로 제시하기 위해서는 서로 다른 계수를 대표하는 최적화된 값이 필요하다. 이를 위해 식(11)의 최적화를 수행한다(MLTM, 2011).

$$\min_{\gamma_R, \gamma_S} J = \sum_{i=1}^N [W_{\beta_i} \{ \beta_T - \beta_i(\gamma_R, \gamma_S) \}^2] \quad (11a)$$

$$+ W_{\gamma_i} \{ (\gamma_R - \gamma_{Ri})^2 + (\gamma_S - \gamma_{Si})^2 \}$$

$$\text{subject to } \beta_i(\gamma_R, \gamma_S) > \beta_T \quad (i = 1, 2, \dots, N) \quad (11b)$$

여기서, 첫 번째 중괄호의 제곱항은 하중저항계수를 적용하여 재설계한 방파제의 신뢰성지수, $\beta_i(\gamma_R, \gamma_S)$ 와 목표신뢰성지수(β_T)의 거리를 가급적 줄이기 위한 항이며 두 번째 중괄호의 제곱항은 개별 방파제의 하중저항계수, γ_{Ri} 와 γ_{Si} 가 최종 하중저항계수 γ_R 와 γ_S 의 거리를 가깝게 만들기 위한 것이다. W_{β} 와 W_{γ} 는 각 제곱항의 가중치 값이다. 제약식(11b)는 하중저항계수를 적용하여 설계한 방파제가 목표신뢰성지수보다 크도록 하기 위한 것이다.

3.6 재설계 및 검증

최적화를 통해 구한 하중저항계수를 이용하여 설계한다면 그 방파제는 목표신뢰성지수보다 커야한다. 그래야만 설계법을 적용한 방파제가 최소한 목표신뢰성지수를 보장하여 안정성을 확보한다고 할 수 있다. 본 논문에서 제안한 하중저항계수를 검증하기 위해서 최종 도출된 하중계수와 저항계수를 이용하여 방파제를 설계한 후 이에 대하여 신뢰성해석을 수행한다. 그 결과 신뢰성지수가 목표신뢰성지수보다 큰 지를 확인한다. 식(12)는 하중저항계수를 이용하여 방파제를 설계했을 때 활동파괴모드에 대한 평형식이다. 좌측은 마찰저항력이며 우측은 파력이다. 일반적으로 파력보다 저항력을 조금이라도 크게 설계하기 때문에 안전여유(ε)를 두었다.

$$\gamma_R f_{ck} (W_{ck} + W_{rc} + W_{jk}^j - B_k - U_k^j) = \gamma_S P_k^j + \varepsilon, \quad (j = 1, 2, \dots, m) \quad (12)$$

식에서 j 는 파력작용 단계를 나타내는 것으로 유공케이슨의 경우 파공시 3개, 파공시 3개를 합쳐 최대 6개의 작용단계가 있다. 따라서, m 은 최대 6이 될 수 있다. 최적화에 사용한 방파제 설계사례를 검증에 이용하려면 기존 안전율 1.2 이상으로 설계된 것을 식(12)를 이용하여 재설계해야 한다. 케이슨의 각 중량 요소중에서 기존의 설계를 적게 수정하면서

Table 1. Design values for 16 breakwaters (dim: kN, m)

No.	Name	W_c	W_r	W_f	b	WL	v_f	d_s	d_0
1	Donghae 3-1(N)	1266.92	3341.42	7243.20	24.0	0.45	2.70	6.50	15.50
2	Donghae 3-2(N)	1266.92	3341.42	7243.20	24.0	0.45	3.40	6.50	15.50
3	Pohang 2-1	1294.28	3231.62	6064.56	31.0	0.40	2.70	7.50	13.50
4	Pohang 1-1(S)	18390.52	72039.84	104379.10	22.2	0.40	1.20	6.50	10.50
5	Pohang	42390.83	79370.46	174782.87	18.5	0.25	2.53	6.20	8.30
6	Ulsan 3(N)	54848.01	104062.76	219321.30	23.1	0.66	2.80	8.50	9.90
7	Ulsan 2-1(S)	1713.06	3954.86	8778.31	30.91	0.66	5.01	9.70	11.30
8	Ulsan 2-2(S)	86081.57	143724.34	300569.87	32.5	1.42	1.70	9.50	12.50
9	Ulrung 2(E)	128134.98	139886.88	329582.60	31.5	0.44	6.91	9.00	9.00
10	Gamcheon(S)	2092.19	2579.63	7142.58	26.8	1.44	3.00	5.50	10.50
11	Hongdo(E)	72457.26	103243.60	179141.30	31.98	3.46	0.00	7.00	5.00
12	Ulsan 2(N)	6825.89	10377.28	23552.31	27.25	0.66	1.18	8.30	7.70

재설계를 가장 용이하게 하기 위해서 채움재 중량을 변화시킬 수 있다. 그래서 식(13)과 같이 채움중량 재산정 식을 유도할 수 있다.

$$W_{fk}^j = \frac{\gamma_S P_k^j + \varepsilon}{\gamma_R f_{ck}} + B_k + U_k^j - W_{ck} - W_{rck}, \quad (j = 1, 2, \dots, m) \quad (13)$$

식(13)에 의하면 채움재의 중량은 파괴작용 단계의 개수만큼 존재한다. 그러나, 채움재는 여러 값을 쓸 수 없고 단일 값을 정해서 설계해야 한다. 따라서, 모든 파괴작용단계에서 안전성을 확보하기 위하여 식(14)와 같이 각 단계에서 구한 채움재 중량의 최대값을 적용한다.

$$W_{fk} = \max_j W_{fk}^j \quad (14)$$

4. 사례분석을 통한 하중저항계수 보정

4.1 유공케이슨식 방파제

수치해석을 위해 Table 1에 표시한 12개의 유공케이슨식 방파제를 이용하였다. 각 방파제의 중량(W_j), 폭(b), 조위(WL), 앞뒷굽 부피(v_f), 유수실수심(d_s) 및 무공부 높이(d_0) 등이 있다. 그 밖에 해수단위중량은 10.3 kN, 마찰계수는 0.6을 사용하였다.

Table 2는 결정론적 방법으로 활동파괴모드의 안전율을 구한 것이다. 유공케이슨의 파괴모드는 3개의 압파(I, II, II_a, II_b)와 3개의 인파(I, II, III)가 존재한다(Takahashi et al., 1991). 본 논문에서는 편의상 압파를 P1~P3, 인파를 N1~N3으로 표시하였다. 인파보다는 압파에서 안전율이 작기 때문에 설계를 지배하는 것은 압파인 것을 알 수 있다. 따라서, 코드보정을 위해서는 압파의 3개 파괴작용 모드만을 이용하였다. 11번 방

Table 2. Safety factors in sliding failure mode

Case	P1	P2	P3	N1	N2	N3
1	1.73	1.48	1.58	5.51	3.39	110.72
2	2.08	2.10	1.87	5.51	3.39	110.72
3	1.44	1.38	1.29	5.87	3.61	87.08
4	2.64	2.24	2.34	7.89	5.24	75.53
5	1.55	1.29	1.38	7.68	4.24	62.62
6	1.35	1.43	1.20	6.59	3.62	64.94
7	1.66	1.35	1.39	7.77	4.40	69.24
8	1.50	1.36	1.29	5.96	3.78	54.50
9	1.57	1.33	1.36	8.54	5.17	79.04
10	1.25	1.24	1.30	3.28	2.49	4.99
11	13.14	10.01	9.09	25.50	15.85	123.38
12	1.58	1.32	1.29	5.58	4.53	150.76

파제인 홍도항 동방파제는 다른 방파제와 달리 안전율이 매우 높게 설계된 것을 알 수 있다.

4.2 신뢰성해석

신뢰성해석을 위해 Table 3의 확률변수 변동특성을 이용하였다(Japanese Harbor Society, 2007; US Army, 2006; Kim, 2019). COV는 변동계수(Coefficient of Variation)를 나타낸다. First Order Reliability Method(FORM)를 이용한 신뢰성해석 결과 신뢰성지수는 Fig. 3과 같다. P1~P3의 압파 작용시보다 N1~N3의 인파 작용시 신뢰성지수가 매우 높게 나온 것을 알 수 있다. 또한, 홍도항(11번)의 경우는 P1~P3에서도 다른 방파제 보다 신뢰성지수가 높게 산정되었다.

P1 파괴 모드에 대한 확률변수의 민감도계수는 Fig. 4와 같다. 민감도계수는 그 절대값이 클수록 한계상태함수에 대한 영향력이 크기 때문에 파괴를 지배하는 변수로 볼 수 있다. 대부분의 방파제는 마찰계수와 파력의 민감도가 지배적으로 나타났으나 홍도항(11번)의 경우만 파력의 민감도가 작게 나왔다. 홍도항의 중량이 과다 설계되어 파력보다 중량에 의한

Table 3. Distribution characteristics of design parameters

Symbol	Bias factor	COV	Symbol	Bias factor	COV
f_c	1.06	0.15	W_f	1.02	0.04
W_c	1.02	0.02	WL	1.00	0.05/0.12/0.20
W_r	0.98	0.02	G	0.799	0.223

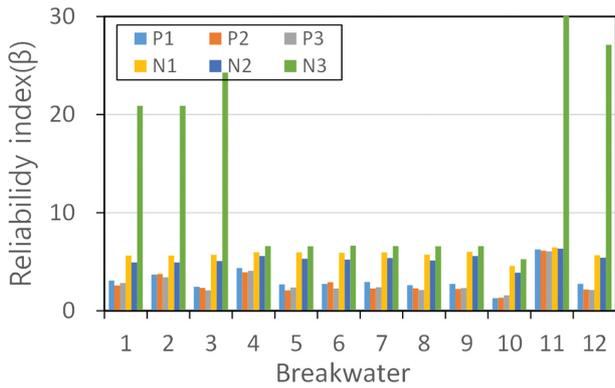


Fig. 3. Reliability index by FORM.

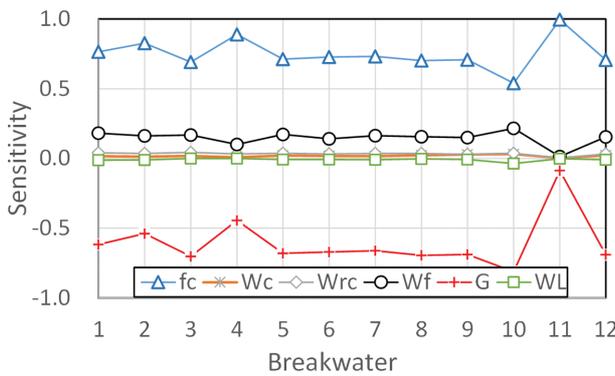


Fig. 4. Sensitivities of design parameters.

마찰력이 설계를 지배한다고 볼 수 있다. 무근, 철근, 채움재 등의 중량 요소 중에서는 채움석이 상대적으로 높은 민감도를 보였다. 그 이유는 Table 1에서 보듯이 채움재 중량이 다른 요소보다 월등히 무겁기 때문이다.

4.3 부분안전계수

12개 방파제 신뢰성해석 결과로 얻은 민감도계수를 이용하고 목표신뢰성지수를 2.1로 적용했을 때 P1 파력작용단계의 6개 설계변수에 대한 부분안전계수는 Fig. 5와 같다. 방파제마다 설계조건이 다르기 때문에 식(8)로 구한 부분안전계수는 서로 다르게 나타난다. 11번 방파제를 제외하고는 변동폭은 다소 있지만 부분안전계수가 비교적 일정범위 안에 존재

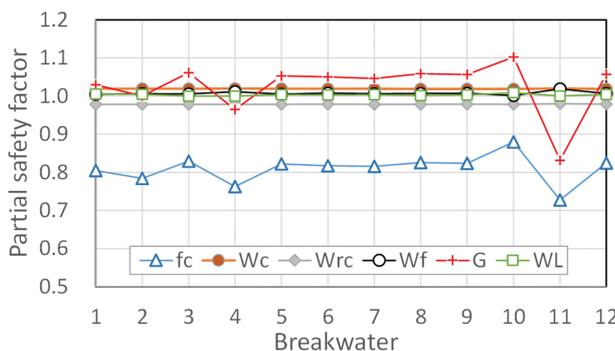


Fig. 5. Partial safety factors.

하였다. 다른 방파제와 상이한 결과를 보인 것은 11번 방파제와 4번 방파제로 이들은 Table 2에서 알 수 있듯이 결정론적 설계의 안전율이 다른 것과 달리 매우 크게 설계된 것들이다.

Fig. 5에서 γ_G 와 γ_R 가 1.0으로부터 가장 편차가 큰 부분안전계수들이다. 이들 설계변수는 Fig. 4의 민감도계수에서도 큰 값을 가지는 것들로 설계를 지배하는 변수들이다. 이들을 제외한 나머지 부분안전계수들은 1.0과 매우 가깝게 관찰되었으며 설계의 안정성에 대한 영향이 상대적으로 적다고 볼 수 있다.

4.4 하중저항계수

식(8)에 민감도계수와 목표신뢰성지수 β_T 를 적용하면 부분안전계수를 구할 수 있다. 부분안전계수는 12개 방파제, 6개 파력 작용모드에 따라 각각 서로 다른 값을 가지게 된다. 이 값들을 식(9)~(10)에 적용하면 저항계수와 하중계수를 12개 방파제, 6개 파력 작용모드별로 각각 구할 수 있어 총 72개의 쌍을 얻을 수 있다. Fig. 6은 이렇게 구한 저항계수와 하중계수를 활동파괴모드에 대하여 그림으로 나타낸 것이다. 저항계수는 0.72~0.99, 하중계수 0.80~1.10 범위에서 불규칙한 분포를 보였다.

4.5 하중저항계수 최적화

보편적 설계에 적용하기 위한 하중, 저항계수는 매번 다른 값을 적용할 수 없으므로 최적화된 하나의 값을 도출해야 한다. 이를 위해 우선 저항계수를 앞에서 구한 값들의 평균으로 사용한다. 압파가 작용하는 P1~P3의 해석으로 구한 저항계수를 평균한 결과 0.80으로 확인되었다. 식(11)을 이용하여 최적화를 수행하면 최적의 가격함수에 해당하는 하중계수를 얻을 수 있다.

최적화는 저항계수 γ_R 이 0.80으로 고정되었기 때문에 하중계수 γ_S 를 변화시키면서 $\beta(\gamma_R, \gamma_S)$ 를 구하여 가격함수가 최저점이 되도록 한다. 그런데 $\beta(\gamma_R, \gamma_S)$ 라는 것은 γ_R 과 γ_S 를 적용하여 방파제 i 를 재설계한 후 해당 방파제를 신뢰성해석하여 얻을 수 있는 신뢰성지수이다. 재설계를 위해 식(13)의 채움

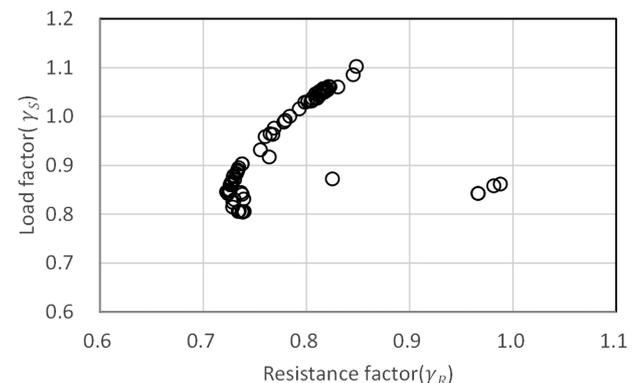


Fig. 6. Load & resistance factors.

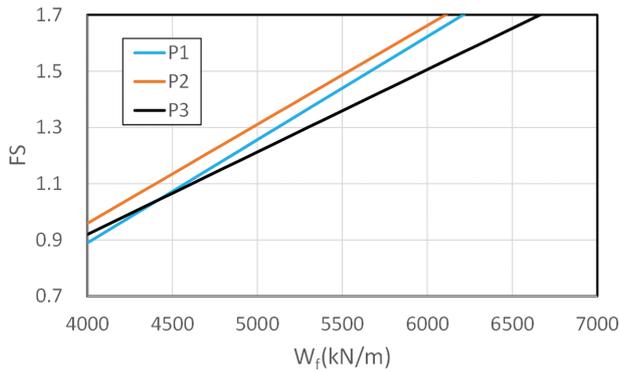


Fig. 7. Safety factors of wave attack mode during weight change.

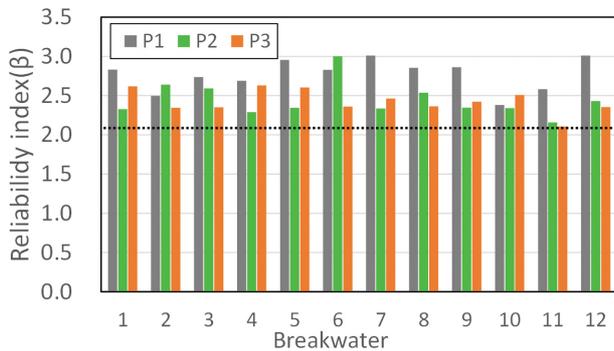


Fig. 8. Reliability index using the optimized load and resistance factor.

재 중량 산정식에 $\varepsilon = 0$ 을 적용하면 P1~P3까지 총 3개의 채움재 중량을 구할 수 있다. Fig. 7은 2번 방파제의 채움재 중량 재설계에 따른 파력 작용모드 P1~P3의 안전율(FS)을 보여주는 그림이다. 채움재 중량을 줄일수록 처음에는 P3가 가장 작은 안전율을 보이지만 4500 kN/m 이하에서는 P1의 안전율이 가장 작게 된다. Fig. 7에서 안전율이 1.0인 지점에서 수평선을 그으면 채움재 중량은 P2, P3, P1의 순서대로 커진다. 모든 파력작용에 대하여 안전성을 확보해야 하므로 세 경우 중 가장 큰 값인 P1에서 구한 중량으로 재설계 해야 한다.

Fig. 1의 최적화 과정을 통해 목표신뢰성지수 $\beta_T = 2.1$ 에 대하여 저항계수 $\gamma_R = 0.80$, 하중계수 $\gamma_S = 1.10$ 을 구할 수 있었다. 이를 이용하여 12개 방파제에 대한 재설계를 한 후 신뢰성해석한 결과 Fig. 8과 같은 신뢰성지수 분포를 구하였다. 눈금선은 2.1을 나타내며 모든 방파제의 신뢰성지수가 2.1을 초과한다.

하중저항계수를 기존 방파제들의 설계값을 분석하여 구할 수 있지만 과도하게 보수적으로 설계된 사례가 포함된다면 산정한 하중저항계수에도 매우 보수적인 결과를 초래하게 될 것이다. Table 2에서 11번 방파제인 흉도항 동방파제가 다른 방파제보다 월등히 보수적인 설계임을 알 수 있다. 따라서, 이것이 하중저항계수에 어떤 영향을 주는지를 살펴보는 것이 필요할 것으로 판단되었다. Table 4는 11번 방파제를 포함시켰

Table 4. Load & resistance factors with and without case 11

Case 11	Sliding			Overturning		
	γ_R	γ_S	γ_S/γ_R	γ_R	γ_S	γ_S/γ_R
Included	0.80	1.10	1.38	0.94	2.02	2.15
Excluded	0.81	1.06	1.31	0.94	1.30	1.38

Table 5. Load & resistance factors according to target reliability index

β_T	$P_{f,T}$	Sliding			Overturning		
		γ_R	γ_S	γ_S/γ_R	γ_R	γ_S	γ_S/γ_R
2.5	0.62	0.75	1.10	1.47	0.92	1.38	1.50
2.4	0.82	0.77	1.10	1.43	0.92	1.35	1.47
2.3	1.07	0.78	1.08	1.38	0.93	1.34	1.44
2.2	1.39	0.80	1.08	1.35	0.94	1.33	1.41
2.1	1.79	0.81	1.06	1.31	0.94	1.30	1.38
2.0	2.28	0.82	1.05	1.28	0.95	1.28	1.35
1.9	2.87	0.84	1.05	1.25	0.95	1.25	1.32
1.8	3.59	0.85	1.03	1.21	0.96	1.24	1.29
1.7	4.46	0.87	1.03	1.18	0.96	1.19	1.24

을 때와 제외시켰을 때의 최종 하중저항계수를 활동, 전도 파괴모드에 대해서 보여주고 있다. 하중계수를 저항계수로 나누는 값을 걸보기 안전율이라 할 수 있으므로 이를 비교하면 활동 파괴모드의 경우 1.31에서 1.38로 5.3%, 전도 파괴모드에서는 1.38에서 2.15로 무려 55.8%를 상승시키고 있다. 따라서, 11번 방파제를 최종 하중저항계수 보정에서 제외시키는 것이 합리적일 것으로 본다. Table 5는 사례에서 11번을 제외한 나머지 11개 방파제 설계값을 이용하여 목표신뢰성지수 1.7~2.5 범위에서 목표파괴확률($P_{f,T}$)에 따른 하중저항계수 산정결과이다.

5. 결 론

유공케이스 방파제 한계상태설계법 개발을 위한 하중, 저항계수 산정 방법과 결과를 제시하였다. 검토 대상 12개 방파제 설계값 중 과다설계사례를 제외한 11개를 이용하여 목표신뢰성지수를 만족시키는 부분안전계수를 우선 결정하였고 이를 다시 개별 방파제에 대한 하중저항계수로 전환하였다. 개별 하중저항계수를 대표할 수 있는 단일 하중저항계수를 결정하기 위하여 최적화기법을 적용하였다. 그 과정에서 방파제 채움재 중량을 재설계하여 하중저항계수를 보정하였다. 산정된 하중저항계수를 이용하여 기존 유공케이스 방파제를 검증한 결과 목표신뢰성지수보다 큰 것을 확인하였다. 제안한 보정절차를 이용하여 다양한 목표신뢰성지수에 따른 하중저항계수를 제시하여 향후 활용할 수 있도록 하였다. 다만, 본 연구에서 코드보정에 사용한 설계사례는 충분하다고 볼 수 없다. 제시한 계수의 객관성 확보를 위해서는 더 많은 설계사례를 통해 코드보정을 수행하는 것이 바람직하다.

감사의 글

이 논문 2020년도 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(재해안전항만 구축기술 개발, 20180323).

References

- Kim, D.H. (2019). Load & Resistance factors calibration for limit state design of non-perforated caisson breakwater. *Journal of Korean Society of Coastal & Ocean Engineers*, 31(6), 351-355. (in Korean).
- Hasofer, A.M. and Lind, N.C. (1974). Exact and invariant second moment code format. *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE*, 100(1), 111-121.
- Japanese Harbor Society. (2007). Harbor Facilities Design Code and Commentaries (in Japanese).
- Japanese Harbor Society. (2018). Harbor Facilities Design Code and Commentaries (in Japanese).
- Ministry of Land, Transport and Maritime Affairs (MLTM). (2011). Standards for Reliability Based Design of Harbor Structures.
- PIANC. (1992). Analysis of rubble mound breakwaters.
- Takahashi, S., Shimosako, K. and Sasaki, H. (1991). Experimental study on wave forces acting an perforated wall caisson breakwaters. *Rep. of Port and Harbor Res. Inst.*, 30(4), 3-34 (in Japanese).
- US Army Corp. Engineers (2006). Coastal Engineering Manual (CEM), Chapter 6: Reliability based design of coastal structures.

Received 23 November, 2020

1st Revised 3 December, 2020

2nd Revised 8 December, 2020

Accepted 9 December, 2020