

동해항 방파제를 대상으로 한 신뢰성 설계법의 비교 연구.

2. 케이슨의 활동

Comparative Study of Reliability Design Methods by Application to Donghae Harbor Breakwaters. 2. Sliding of Caissons

김승우* · 서경덕* · 오영민**

Seung-Woo Kim*, Kyung-Duck Suh* and Young Min Oh**

요 지 : 본 논문은 동해항 방파제를 대상으로 신뢰성 설계법을 비교하는 한 쌍의 논문의 두 번째 부분이다. 제 2부인 본 논문에서는 케이슨의 활동을 다룬다. 사석 마운드 위에 케이슨을 거치한 직립방파제의 파괴모드는 케이슨의 활동 및 전도, 그리고 사석 마운드 또는 지반의 파괴 등이 있는데, 그 중 케이슨의 활동에 의한 파괴가 가장 많이 발생한다. 케이슨 활동 파괴에 대한 기존의 결정론적 설계법은 저항이 하중보다 일정 배수(예를 들어 1.2 배) 커야 한다는 안전을 개념으로 접근한다. 그러나 안전율의 개념으로는 구조물의 안정성을 정량적으로 평가할 수 없다. 한편 최근 활발한 연구가 진행되고 있는 신뢰성 설계법은 구조물의 파괴확률을 산정함으로써 안정성에 대한 정량적인 평가를 가능케 한다. 신뢰성 설계법은 사용되는 확률적 개념의 정도에 따라 Level 1, 2 및 3의 세 가지로 분류된다. 본 연구에서는 기존의 결정론적 방법으로 설계, 시공된 후 1987년 피해를 입었던 동해항 방파제의 케이슨 활동에 대하여 피해 전과 보강 후의 단면에 대해서 각각 신뢰성 해석을 수행하였다. 그 결과 피해 전 단면의 파괴확률은 허용파괴확률을 크게 초과하여 케이슨이 과소 설계되었음을 나타내는 반면, 보강 후 단면의 파괴확률은 허용파괴확률과 비슷한 값을 보임으로써 보강 후 안정한 구조물이 되었음을 나타냈다. 한편, 서로 다른 세 가지 신뢰성 설계법의 결과가 대체로 잘 일치하는 것을 보임으로써 각 방법을 이용한 해석 결과 사이에는 큰 차이가 없음을 확인하였다.

핵심용어 : 방파제, 케이슨 활동, 신뢰성 설계법, 파괴확률

Abstract : This is the second of a two-part paper which describes comparison of reliability design methods by application to Donghae Harbor Breakwaters. In this paper, Part 2, we deal with sliding of caissons. The failure modes of a vertical breakwater, which consists of a caisson mounted on a rubble mound, include the sliding and overturning of the caisson and the failure of the rubble mound or subsoil, among which most frequently occurs the sliding of the caisson. The traditional deterministic design method for sliding failure of a caisson uses the concept of a safety factor that the resistance should be greater than the load by a certain factor (e.g. 1.2). However, the safety of a structure cannot be quantitatively evaluated by the concept of a safety factor. On the other hand, the reliability design method, for which active research is being performed recently, enables one to quantitatively evaluate the safety of a structure by calculating the probability of failure of the structure. The reliability design method is classified into three categories depending on the level of probabilistic concepts being employed, i.e., Level 1, 2, and 3. In this study, we apply the reliability design methods to the sliding of the caisson of the breakwaters of Donghae Harbor, which was constructed by traditional deterministic design methods to be damaged in 1987. Analyses are made for the breakwaters before the damage and after reinforcement. The probability of failure before the damage is much higher than the allowable value, indicating that the breakwater was under-designed. The probability of failure after reinforcement, however, is close to the allowable value,

*서울대학교 지구환경시스템공학부 (Corresponding author : Seung-Woo Kim, School of Civil, Urban, and Geosystem Engineering, Seoul National University, Seoul 151-742, Korea. seungwoo@knhwaeng.co.kr)

**한국해양연구원 연안·항만공학연구본부 (Coastal and Harbor Engineering Research Division, Korea Ocean Research & Development Institute)

indicating that the breakwater is no longer in danger. On the other hand, the results of the different reliability design methods are in fairly good agreement, confirming that there is not much difference among different methods.

Keywords : breakwaters, sliding of caisson, reliability design methods, probability of failure

1. 서 론

우리나라의 대형 항만에는 기초 사석 마운드 위에 케이슨을 거치한 직립방파제가 많이 사용되고 있다. 직립방파제의 파괴모드로는 케이슨의 활동 및 전도, 마운드 또는 지반의 파괴에 따른 케이슨의 기울어짐 등이 있다. 그러나 실제적으로 케이슨의 전도나 마운드 또는 지반의 파괴는 드물고, 케이슨의 활동에 의한 파괴가 주로 발생한다. Takahashi et al.(2000)은 일본에 건설된 직립방파제의 파괴 사례를 분석하여 케이슨의 활동이 가장 지배적인 파괴모드라는 것을 발표했고, Nagao et al.(1995)과 Goda and Takagi(2000)도 이와 비슷한 결론을 제시하였다. 기존의 결정론적 설계법에서는 활동에 대한 안정성을 안전율로 고려하였다. 안전율로 구조물의 안정성을 정의할 경우 안정성에 대한 정량적인 평가와 각 파괴모드에 대한 상대적인 평가가 어려우며 과대 및 과소 설계할 가능성을 잠재적으로 내포하고 있어 합리성이 결여되어 있다고 할 수 있다.

이에 따라 좀 더 합리적인 설계를 위해 신뢰성 설계법이 제안되고 있다. 최근 우리나라에서도 일부 항만구조물 설계에 신뢰성 설계에 따른 검토가 도입되고 있지만, 현재 사용되고 있는 신뢰성 설계법들의 근간은 다른 환경에서 다른 연구자들에 의해 개발되었다. 예를 들어 Level 1과 Level 2 방법은 주로 유럽의 연구자들에 의해 개발되었고, Level 3 방법은 주로 일본에서 개발되었다. 따라서 이러한 여러 가지 신뢰성 설계법의 특징, 기존의 결정론적 설계법과의 차이, 그리고 신뢰성 설계법 간의 차이 등에 대한 비교, 검토가 필요할 것이며, 이에 따라 우리나라에 적합한 신뢰성 설계법을 개발해야 할 것이다.

직립방파제의 신뢰성 설계법에 대한 연구는 1990년대 중반부터 시작되었다. Burcharth and Sorensen(2000)은 PIANC(Permanent International Association of Navigation Congresses) working group의 결과를 요약하여 직립방파제에 대한 부분안전계수 시스템을 확립하였다. Shimosako and Takahashi(1998, 2000)는 케이슨의 활동을 어느 정도까지는 허용하는 허용활동량의 개념을 도입하여 신뢰성 해석을 수행하였고, Goda and Takagi(2000)는 여기에 경제

적 최적화 개념을 추가하여 최적 설계파고 및 재현주기를 결정하는 방법을 제시하였다. 우리나라에서는 이철웅(2002)이 신뢰함수를 선형화 한 Level 2 방법으로 케이슨 활동에 대한 신뢰성 해석을 수행하였고, 홍수영 등(2004)은 Shimosako and Takahashi(2000)가 취급한 불확정 요소에 파향의 변동성을 추가하여 신뢰성 해석을 수행하였다.

본 논문에서는 기존의 결정론적 방법으로 설계, 시공된 후 1987년 2월 동절기 이상 파랑으로 인해 큰 피해를 입었던 동해항 방파제의 피해 전 및 복구 후 단면에 대하여 케이슨 활동에 대한 신뢰성 해석을 수행한다. 해석 결과로부터 각 단면의 안정성을 검토하고, 또한 각각의 신뢰성 설계법으로 구한 파괴확률에 대한 케이슨 폭의 값을 상호 비교하여 각 방법들 간의 차이를 검토한다.

2. 동해항 방파제의 개요 및 설계파

동해항 방파제 및 설계파에 대한 자세한 설명과 방파제의 배치 및 단면 형상은 제 1부(김승우 등, 2005)의 제 2절과 Figs. 1부터 3까지에 주어지고 있다. 여기서는 케이슨 활동 해석에 필요한 부분만 간략히 기술한다. 1987년 동절기 이상 파랑으로 방파제가 피해를 입은 후 1991년 재설계를 실시하여 직립방파제 구간인 제 8, 9, 10, 11 구간을 케이슨 전면에 0.015~0.03 m³/EA 사석을 쌓고 그 위에 40 ton 테트라포드를 2층으로 피복하여 보강하였다. 본 연구에서는 수심이 제일 깊은 제 11 구간에 대해서만 신뢰성 해석을 수행한다. 제 11 구간의 피해 전과 보강 후 단면이 각각 Figs. 1 및 2에 주어지고 있다. 재설계 시 제 11 구간의 설계조건은 조위(HWL) 0.392m, 심해파고 8.0m, 주기 14s, 심해파향 ENE, 풍향 SSW, 풍속 23.3 m/s, 조류 0.1~0.2 m/s, 토질조건은 모래이며, 방파제 위치에서의 파랑을 계산하기 위해서 KORDI 88 모델을 사용하였다.

본 연구에서는 신뢰성 해석을 위하여 수산청(1988)의 자료 중 심해 파향 NE의 자료를 사용하며, 재현주기 50년의 심해파고는 8.2m, 주기는 13s이다. 다른 재현주기에 대한 파고와 주기는 제 1부의 Table 1에 수록되어 있다. 이 값들로부터 선형회귀분석을 통하여 구한 심해파고, H_0

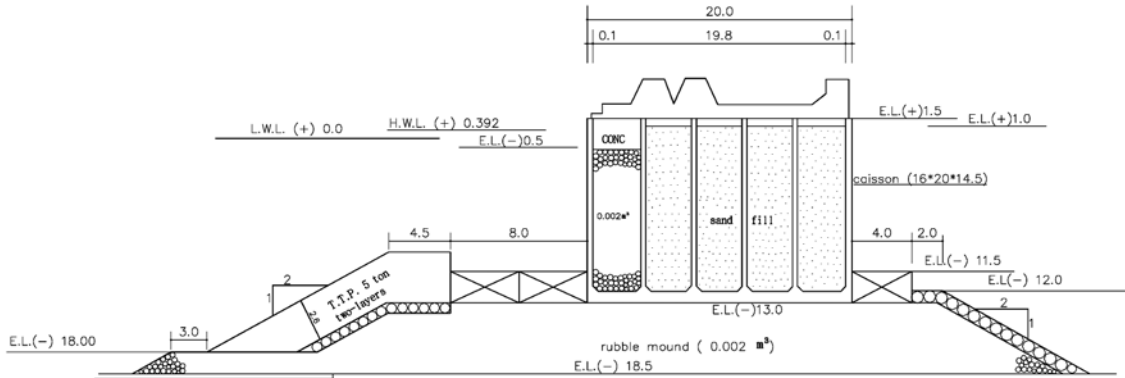


Fig. 1. Cross-section of Section 11 before reinforcement (unit: m).

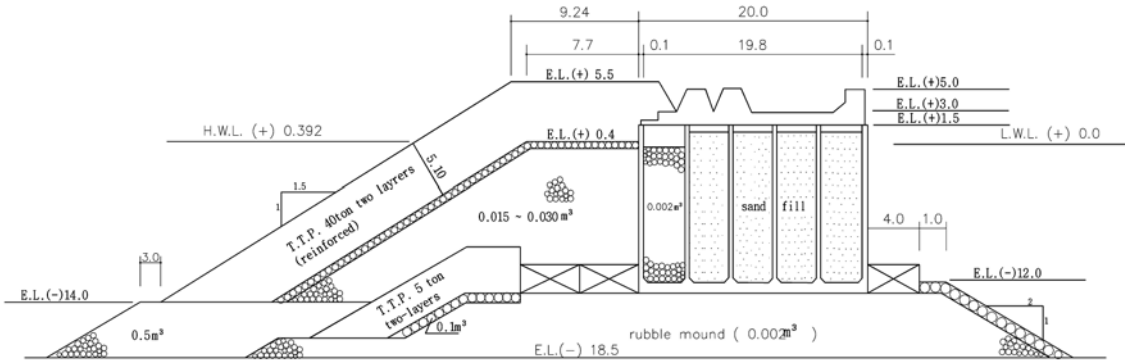


Fig. 2. Cross-section of Section 11 after reinforcement (unit: m).

Table 1. Partail safety factors for sliding of caissons

$P_j(\beta)$	$\sigma_{FH_s}=0.05$		$\sigma_{FH_s}=0.2$	
	γ_{H_s}	γ_Z	γ_{H_s}	γ_Z
0.01(2.33)	1.2	1.6	1.3	1.6
0.05(1.65)	1.1	1.5	1.2	1.5
0.10(1.28)	1.1	1.3	1.2	1.3
0.20(0.84)	1.1	1.2	1.1	1.2
0.4(0.25)	1.0	1.1	1.0	1.1

와 유의주기, T_s 의 관계는

$$T_s = 1.454H_0 + 0.824 \quad (1)$$

로 주어지며, 심해파고의 극치분포함수는 다음과 같은 Weibull 분포로 주어진다. 한국해양연구원(2005)에서도 Weibull 분포를 사용하였다.

$$F(x) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{x-3.037}{1.493}\right)^{1.1}\right\} \quad (2)$$

여기서, x 는 년최대 심해파고를 의미한다.

방파제 위치에서의 설계파를 계산하기 위하여 본 연구에서는 권혁민(1998)의 파랑변형 모델을 사용하였다. 최근 Oh et al.(2006)은 에너지 소산을 포함하는 여러 가지 불규칙파 변형 모델들을 비교하여 해안 지형이 비교적 단순한 경우 권혁민의 모델이 다른 모델들과 비슷한 결과를 주며 계산시간 면에서는 매우 유리함을 보였다. Level 3 방법에서는 수많은 경우에 대해서 파랑 변형을 계산해야 하기 때문에 계산시간이 매우 중요하다. 따라서 본 연구에서는 권혁민의 모델을 사용하였으며, 파랑변형의 불확실성을 나타내는 계수들은 비슷한 유형의 모델들에 대해서 일본의 학자들이 제시한 값들을 사용하였다.

전술한 심해 주파향 NE의 파랑에 대해서 제 11 구간에서 계산된 재현주기 50년 유의파고는 7.64 m, 주기는 13 s이다. 다른 재현주기에 대한 파고와 주기는 제 1부의 Table 2에 제시되어 있다. 이 값들로부터 선형회귀분석을 통하여 구한 재현주기와 유의파고의 관계, 파고와 주기의

Table 2. Statistical characteristics of random variables

Variable	X_D	μ_X / X_D	σ_X / X_D	COV	Distribution
μ	0.6	1.05	0.16	0.15	Normal
W_w	-	1.01	0.16	0.05	Normal
P	-	0.72	0.13	0.18	Normal
U	-	0.72	0.13	0.18	Normal

관계는 각각 다음과 같다.

$$H_s = 1.168 \ln T_R + 3.067, T_s = 1.467 H_s + 1.537 \quad (3)$$

여기서 T_R 은 년으로 표시한 재현주기이고, H_s 는 방파제 위치에서의 유의파고이다.

3. 신뢰성 해석

3.1 Level 1

Level 1 신뢰성 해석을 위해서 Burcharth and Sorensen (2000)이 제안한 부분안전계수를 사용하였다. 직립방파제의 케이슨 활동에 대한 설계방정식은 다음과 같이 주어진다.

$$f = (\hat{F}_G - \hat{U}_{Ver,force} \hat{F}_U(\gamma_{H_s} \hat{H}_s)) \frac{1}{\gamma_Z} \hat{\mu} - \hat{U}_{Hor,force} \hat{F}_H(\gamma_{H_s} \hat{H}_s) \quad (4)$$

여기서, \hat{H}_s 은 H_{max} 값으로서 유의파고 H_s 에 1.8을 곱한 값이며, $\hat{U}_{Ver,force}$ 는 양압력의 모델 불확실성을 고려하기 위한 계수(=0.77), $\hat{U}_{Hor,force}$ 는 수평 파력의 모델 불확실성을 고려하기 위한 계수(=0.9), \hat{F}_G 은 케이슨의 수중 중량, \hat{F}_U 은 양압력, \hat{F}_H 은 수평 파력, $\hat{\mu}$ 은 마찰 계수이다. γ_Z 와 γ_{H_s} 는 각각 저항 및 외력에 대한 부분 안전계수이며, 파괴확률에 따라 달리 주어진다. 수평 파력과 양압력은 Goda(1974) 공식에 Shimosako and Takahashi (1998)의 충격파압계수를 도입하여 계산된다. 소파블록으로 피복된 보강 후 단면의 경우에는 전면 파압의 작용 높이, 파압강도 등에 감쇠율 0.8을 곱하여 계산하였다(한국항만협회, 2000). 위 식에서 케이슨의 수중 중량을 W_w , 양압력을 U , 수평 파력을 P , 마찰계수를 μ 로 간략히 표시하고 모델의 불확실성을 고려하기 위한 계수 값들을 사용하여 정리하면 다음과 같은 설계방정식을 얻는다.

$$f = \frac{\mu(W_w - 0.77U)}{\gamma_Z} - 0.9P \geq 0 \quad (5)$$

여기서, $W_w = W_a - F_B = B(h_c + h)\gamma_s - Bh'\gamma_0$ 로 표현할 수 있으며, W_a 는 케이슨의 공기 중 중량, F_B 는 케이슨의 부력, B 는 케이슨의 폭, h_c 는 마루높이, h' 은 케이슨의 물에 잠긴 부분의 높이, γ_s 는 케이슨의 단위중량, γ_0 는 해수의 단위중량이다.

케이슨의 상치 콘크리트와 속채움을 한 철근 콘크리트 부분의 단위중량이 서로 다르다. 케이슨의 폭을 변화시켜 가면서 안정성을 계산할 때 이러한 단위중량의 차이를 고려하게 되면 계산이 너무 복잡하게 되므로 본 연구에서는 케이슨 전체에 대해서 일정한 단위중량을 사용하였다. 피해 전 단면과 보강 후 단면에 대해서 케이슨 전체 중량을 부피로 나누어 계산한 일정 단위중량은 각각 1955 및 2021 kg/m³이다.

Table 1에 주어진 파괴확률과 그에 따른 부분안전계수에 대하여 식 (5)를 사용하여 케이슨의 폭, B 를 변화시켜 가면서 $f=0$ 이 되는 케이슨 폭을 계산하였다. 심해파는 후측(hindcast)으로 결정되었고 방파제 위치에서의 파랑은 수치모형으로 계산되었으므로 $\sigma_{F_{H_s}}=0.2$ 에 해당하는 부분 안전계수를 사용하였다. Table 1에서 β_T 는 하중과 저항이 모두 정규분포를 따른다는 가정 하에 계산된 신뢰도 지수이다.

Fig. 3은 피해 전과 보강 후의 단면에 대해서 재현주기 50년의 경우 파괴확률과 케이슨 폭의 관계를 보여주고 있다. 피해 전 케이슨 폭 20 m에 대한 파괴확률은 40%를 초과하며, 보강 후의 단면에 대해서는 약 20%의 파괴확률을 보인다.

3.2 Level 2

Level 2 신뢰성 설계법은 각 확률변수의 평균과 분산 그리고 분포형태만을 이용하여 파괴확률의 간접적인 지표인 신뢰도 지수를 근사적으로 산정하는 방법이다. 그러므로 각각의 설계확률변수들의 통계적인 특성을 결정하는 것이 중요하다. 제 1부에서 설명한 여러 가지 Level 2 방법 중에서 신뢰도 지수의 불변성을 만족하고 모든 설계 변수를 정규분포로 가정하는 FDA(First-order Design Approach)

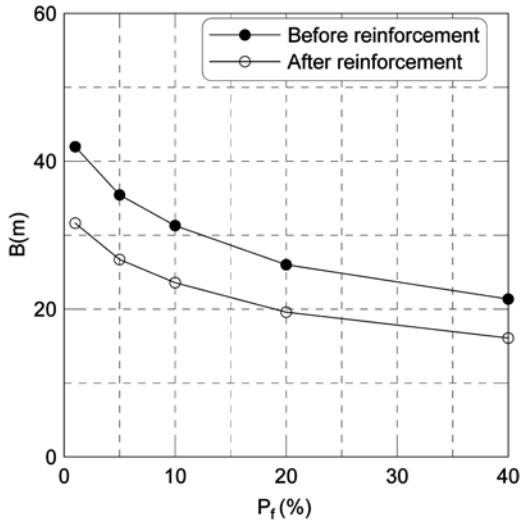


Fig. 3. Width of caisson versus probability of failure calculated by Level 1 method.

방법을 사용하였다. 이 방법에 대한 자세한 내용은 김승우 (2005)의 논문에 수록되어 있다. 계산에 사용된 평균과 표준편차를 Table 2에 제시하였는데, 이는 Bruining(1994), van der Meer et al.(1994), Takayama and Ikeda(1992), Kawai et al.(1997), Nagao et al.(1995, 1997, 1998), 그리고 Shimosako and Takahashi(1998, 2000) 등을 참조하여 통계적 특성을 산정한 이철웅(2002)의 논문을 참고하여 결정되었다.

직립방파제 케이슨의 활동을 위한 신뢰함수는 다음 식과 같이 구성할 수 있다.

$$f = \mu(W_w - U) - P \quad (6)$$

이 식은 결정론적 설계법에서 안전율이 1.0일 때의 식이다. 여기서 $f > 0$ 일 때를 안정, $f < 0$ 일 때를 파괴라고 정의한다. 또한 $f = 0$ 일 때를 한계상태라고 하며 이를 만족시키는 면을 파괴면(failure surface)이라고 한다.

Table 3는 제 11 구간 피해 전 단면의 신뢰도 지수에 대한 반복계산 결과이다. 이 표에서 X_i^* 은 확률변수 X_i 의 정규화 된 변수이며 β 는 신뢰도 지수이다. 그리고 $\alpha_{X_i}^*$ 는 각 확률변수의 민감도 계수로서 이들 각각의 계수의 합은 항상 1.0이 된다. 반복계산 시 신뢰도 지수 차이의 허용 한도를 0.001 이하로 하였을 때 전체 반복횟수는 3회이다. 각 변수의 민감도 계수는 그 변수의 불확실성이 전체 설계에 미치는 영향을 나타내는 값인데, 표에서 보면 마찰계수의 민감도가 50% 이상으로 가장 크고 그 다음이 수평파력 그리고 케이슨의 중량, 양압력 순이다. 케이슨이 정지해 있을 때는 정지마찰계수를 사용하고 케이슨이 움직이기 시작한 이후에는 운동마찰계수를 사용해야 하지만, 운동마찰계수에 대한 자료 부족으로 정지마찰계수를 사용하고 있는 실정이다. 마찰계수의 민감도가 가장 큰 것을 생각할 때 향후 운동마찰계수에 대한 연구가 필요할 것이다.

Fig. 4는 제 11 구간의 피해 전과 보강 후 단면에 대한 Level 2 해석의 결과이다. 피해 전 케이슨 폭 20 m에 대한 파괴확률은 약 95%이며, 보강 후 단면에 대해서는 Level 1과 비슷한 약 20% 정도이다.

Table 3. Iterative calculation of reliability index (Section 11 before reinforcement)

Iteration No.	Variables	Assumed failure point	$(\partial f / \partial X_i)^*$	$\alpha_{X_i}^*$	$(\alpha_{X_i}^*)^2$
1	W'	431.26	13.58	0.29	0.084
	U	70.55	-8.00	-0.17	0.028
	P	154.63	-27.83	-0.60	0.360
	μ	0.63	34.09	0.73	0.533
$\beta = 1.58$					
2	W'	421.33	11.23	0.25	0.063
	U	74.00	-6.61	-0.15	0.023
	P	180.89	-27.83	-0.62	0.384
	μ	0.52	32.82	0.73	0.533
$\beta = 1.58$					
3	W'	422.73	11.23	0.25	0.063
	U	73.51	-6.61	-0.15	0.023
	P	181.89	-27.83	-0.62	0.384
	μ	0.52	33.00	0.73	0.533
$\beta = 1.58$					

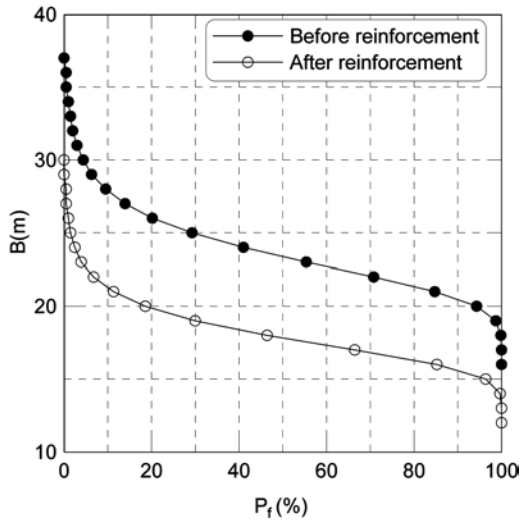


Fig. 4. Width of caisson versus probability of failure calculated by Level 2 method.

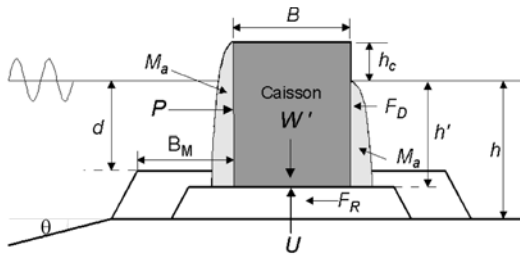


Fig. 5. Typical cross-section of vertical breakwater and forces acting on caisson during sliding.

3.3 Level 3

전통적인 설계법은 케이슨의 활동이 조금이라도 일어나면 케이슨이 파괴되었다고 간주한다. 한편, Level 3 신뢰성 해석 기법을 이용하여 일본에서 주로 개발된 성능 설계법(performance design method)은 케이슨의 활동이 발생하더라도 그 양이 작다면 케이슨의 기능을 발휘할 수 있다고 생각하여 어느 정도까지는 활동을 허용하는 설계 방법이다. 일정한 허용활동량을 정의하고 활동량이 이를 초과했을 때를 파괴라고 간주하여 파괴확률을 계산한다.

Fig. 5는 전형적인 직립방파제의 단면과 활동이 발생할 때의 상황을 도식적으로 보여주는 것이며, Table 4는 계산에 사용된 입사파 조건과 방파제의 설계변수들이다. 이 그림과 표에서 h 는 방파제 위치에서의 수심, d 는 마운드 상의 수심, B_M 은 마운드의 어깨 폭, θ 는 해저면 경사각, $F_R(=\mu(W_w \cdot U))$ 은 마찰저항력, F_D 는 조파저항력, M_a 는

Table 4. Incident wave condition and geometrical parameters of breakwater

H_s (m)	7.64
T_s (s)	13.0
$(\alpha_p)_{0D}$ (deg)	22.5
B (m)	20.0
h (m)	17.392
d (m)	11.892
$h'(m)$	13.392
h_c (m)	$0.6 H_s$
B_M (m)	8.0
$\tan \theta$	1/64

부가질량($= 1.0855\rho_0 h^2$)이다. 활동 발생 시 케이슨의 운동방정식은 다음 식으로 표시된다.

$$\left(\frac{W_a}{g} + M_a\right) \frac{d^2 x_G}{dt^2} = P - F_R - F_D \tag{7}$$

여기서, g 는 중력가속도, x_G 는 케이슨의 수평변위이다. 일반적으로 케이슨의 활동속도는 아주 작으므로 조파저항력 F_D 는 무시할 수 있다. 위 식을 2회 수치적분하면 케이슨의 수평변위를 계산할 수 있다. 수평 파력과 양압력 계산에는 중복파압과 충격쇄파압을 모두 고려하는 Shimosako and Takahashi(2000)의 방법을 사용하였다.

직립방파제 케이슨 활동의 Level 3 해석은 홍수영 등(2004)의 방법에 따라 수행하였다. 일반적으로 케이슨의 활동 피해는 설계파에 상응할 만한 큰 파랑들에 의해 발생하는 것으로 생각할 수 있다. 따라서 1년에 1회의 빈도로 고파랑이 발생하는 것으로 가정하여 심해에서의 파고, 주기 및 주파향과 조위 등을 결정하고 이로부터 파랑변형 모형을 이용하여 방파제 위치에서의 유의파고 및 주기를 계산한다(제 1부 3.3절 참조). 방파제 위치에서의 유의파고가 구해지면 Rayleigh 분포를 가정하고 1파마다의 파고를 재현한다. 이 때, 쇄파에 의한 파고의 변화도 고려하며 주기는 유의파 주기를 사용한다. 1파마다의 주기도 유의파 주기와 마찬가지로 정규분포의 확률적 변동을 부여하며 평균 μ_T 와 표준편차 σ_T 는 T_s 와 다음과 같은 관계를 갖는 것으로 가정한다.

$$\mu_T = (1 + \alpha_T) T_s, \quad \sigma_T = \gamma_T T_s \tag{8}$$

여기서, α_T 와 γ_T 는 각각 편의와 편차계수를 나타낸다. 계산에 사용될 1파마다의 주기는 식 (8)에 기초한 정규난수에 의해 결정한다. 이와 같이 결정된 1파마다의 파고

및 주기를 이용하여 파랑의 지속시간 동안 발생한 활동량을 식 (7)로부터 계산한다. 이상은 1년에 1회의 빈도로 발생하는 고파랑에 의한 활동량이다.

방파제의 내용기간 중의 총 활동량을 구하기 위해서는 내용기간 중에 발생하는 모든 고파랑에 대하여 활동량을 계산해야만 한다. 따라서 이상의 과정을 방파제의 내용 연수만큼 반복하여 내용기간 중의 총 활동량을 구한다. 기대활동량의 계산에 있어서는, 파랑변형이나 파력 등의 확률분포를 고려하기 위해서 여러 번 반복계산을 수행할 필요가 있다. 그래서 여기까지의 과정을 1회의 시행이라 하고, 난수를 바꿔가면서 여러 번 시행을 반복하여 각 시행에서 구해진 총 활동량의 평균치를 구하여 이것을 기대활동량으로 정의한다. 본 연구에서는 5000회 시행으로부터 구한 기대활동량을 사용하였다. Shimosako and Takahashi (1998)는 재현주기 50년의 허용기대활동량을 0.3 m로 제시하였다. 한편 Goda and Takagi(2000)는 이 값이 너무 크다고 판단하여 허용기대활동량을 0.1 m로 제안하였다. 본 연구에서도 Goda and Takagi가 제안한 허용기대활동량 0.1 m를 사용하였다. 마지막으로 5000번의 시행 중 총 활동량이 허용기대활동량보다 큰 회수를 구하여 5000회에 대한 백분율을 구하면 이것이 파괴확률이 된다.

Fig. 6는 제 11 구간의 피해 전과 보강 후 단면에 대하여 Level 3 방법으로 해석한 결과이다. 피해 전 단면의 케이슨 폭 20 m에 대한 파괴확률은 약 80%이며, 보강 후 단면에서의 파괴확률은 약 16%로서 Level 1 및 2 방법의 결과와 비슷한 값이다. Fig. 7은 제 11 구간의 피해 전과

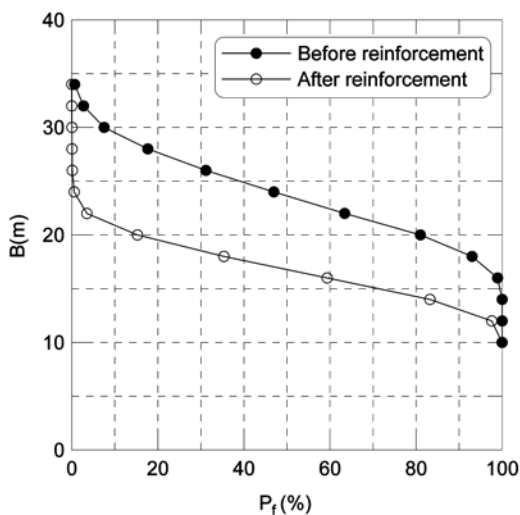


Fig. 6. Width of caisson versus probability of failure calculated by Level 3 method.

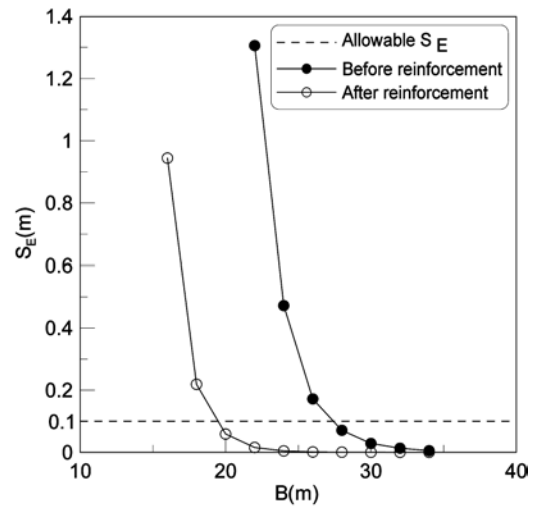


Fig. 7. Expected sliding distance versus width of caisson calculated by Level 3 method.

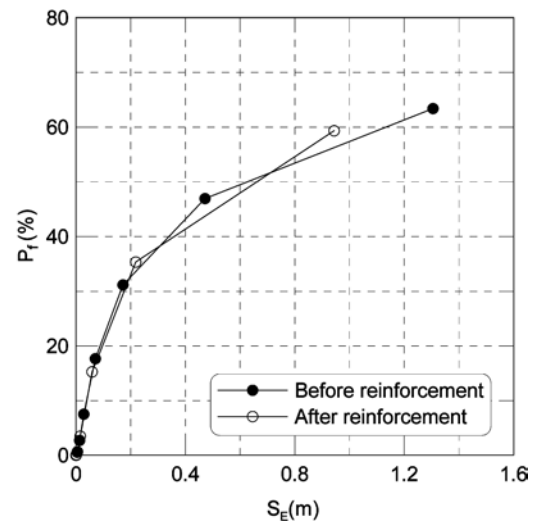


Fig. 8. Probability of failure versus expected sliding distance calculated by Level 3 method.

보강 후 단면에 대한 Level 3 해석 결과를 케이슨 폭과 기대활동량, S_E 의 관계로 나타낸 것이다. Goda and Takagi (2000)가 제시한 바와 같이 허용기대활동량을 0.1 m로 했을 때 피해 전 단면에서는 약 27.5 m의 케이슨 폭이 요구되며, 보강 후 단면에서는 약 19.5 m가 요구된다. Fig. 8은 위의 Level 3 해석 결과를 기대활동량과 파괴확률의 관계로 나타낸 것이다. 허용기대활동량 0.1 m에 대해서 피해 전과 보강 후 단면 모두 약 20%의 파괴확률을 나타내고 있다.

Table 5. Probability of failure calculated by different reliability design methods

	Probability of failure(%)	
	Section 11 (Before reinforcement)	Section 11 (After reinforcement)
Level 1	45	20
Level 2	95	20
Level 3	80	16

3.4 케이슨 활동에 대한 안정성 평가

이상의 신뢰성 해석 결과를 종합하여 동해항 북방파제 제 11 구간의 보강 전·후의 단면에 대하여 케이슨 활동에 대한 안정성을 평가한다. 우선 Level 3 방법의 결과로부터 허용파괴확률을 추정하였다. Fig. 8에 보인 바와 같이 Goda and Takagi(2000)가 제안한 재현주기 50년의 허용기대활동량 0.1 m에 대하여 파괴확률은 약 20% 정도가 된다. 이는 Shimosako and Takahashi(1998)가 제안한 허용파괴확률의 최고치 30%와 최저치 14%의 중간에 해당하는 값이다. 따라서 본 연구에서는 허용파괴확률을 20%로 하여 케이슨 활동에 대한 안정성을 평가한다.

제 11 구간의 보강 전·후 단면의 케이슨 활동에 대하여 여러 가지 신뢰성 설계법으로 계산한 파괴확률을 Table 5에 정리하였다. 피해 전 단면에 대해서는 파괴확률이 모두 목표치인 20%보다 훨씬 크게 계산되어 케이슨이 활동 파괴에 대하여 불안정한 것으로 나타났다. 반면에 보강 후의 단면에 대해서는 세 방법 모두 약 20% 부근의

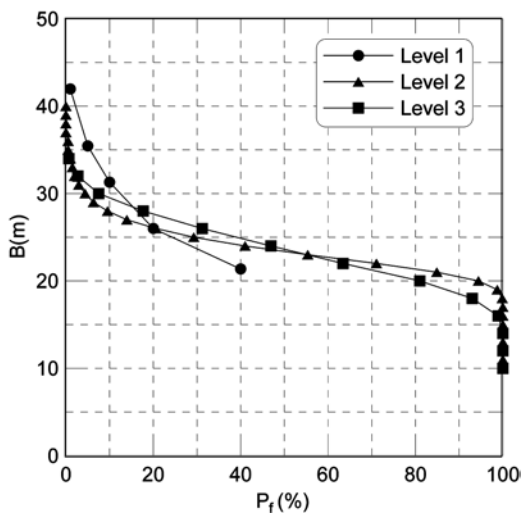


Fig. 9. Comparison of different reliability design methods for Section 11 before reinforcement.

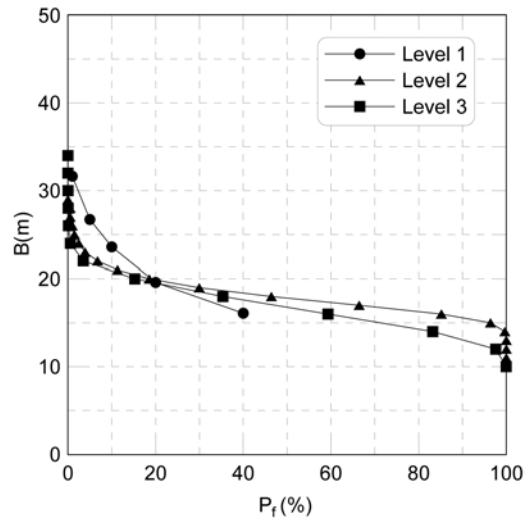


Fig. 10. Comparison of different reliability design methods for Section 11 after reinforcement.

파괴확률을 보임으로써 케이슨이 안정한 것으로 평가된다.

3.5 신뢰성 설계법의 상호 비교

본 절에서는 보강 전·후의 단면에 대하여 적용된 서로 다른 신뢰성 설계법의 결과를 상호 비교하여 각 방법들 간의 차이를 검토한다. Figs. 9 및 10은 각각 피해 전 및 보강 후 단면에 대하여 각 방법으로 계산된 파괴확률과 케이슨 폭의 관계를 보여준다. 전체적으로 Level 2와 Level 3 방법은 비교적 일치하는 결과를 보이지만, Level 1 방법은 파괴확률이 작을 때 다른 방법들보다 케이슨 폭을 다소 크게 계산한다.

4. 결 론

직립방파제 케이슨의 허용기대활동량과 허용파괴확률에 대한 연구가 활발히 진행되고 있다. 본 연구의 결과에 의하면 Goda and Takagi(2000)가 제안한 허용기대활동량 0.1 m에 해당하는 파괴확률은 약 20%이다. 이를 허용파괴확률로 택할 경우, 그 값은 제 1부에서 제안한 피복블록의 허용파괴확률 40%보다 훨씬 적다. 케이슨의 활동 파괴에 비해 피복블록의 파괴는 비교적 점진적으로 발생하며 부분적인 수리가 용이하다는 것을 고려할 때 이러한 값들은 타당한 것으로 생각된다.

앞에서 제시한 허용파괴확률을 사용하여 동해항 방파

제의 케이슨 활동에 대한 안정성을 해석한 결과, Level 1, 2, 3 방법 모두 피해 전 단면에 대한 파괴확률을 허용치 20%보다 훨씬 크게 산정함으로써 방파제가 과소 설계되었음을 나타냈으며, 보강 후 단면에 대해서는 파괴확률이 허용파괴확률과 비슷하게 산정되어 보강 후 안정한 구조물이 되었음을 나타냈다.

한편, 각 방법들의 결과를 모두 파괴확률과 케이슨 폭의 관계로 나타내어 방법들 간의 차이를 비교하였다. 전체적으로 Level 2와 Level 3 방법은 비교적 잘 일치하는 반면, Level 1 방법은 파괴확률이 작을 때 다른 방법들보다 케이슨 폭을 다소 크게 산정하는 것으로 나타났다. 이러한 차이는 Level 1의 부분안전계수, Level 2 및 3의 불확실성을 나타내는 계수들을 산정하기 위해 각각 사용된 과거의 방파제 피해 자료들이 서로 다르기 때문에 발생할 수도 있을 것이다. 앞으로 여러 지역의 방파제에 대하여 비슷한 해석을 수행하여 각 방법 간의 차이를 검토할 필요가 있을 것이다.

본 연구에서는 직립방파제 케이슨의 활동 파괴에 대해서만 해석을 수행하였다. 향후 사석 마운드 및 지반의 지지력, 케이슨의 전도 등을 추가로 고려한 다중파괴모드에 대한 연구가 수행되어야 할 것이다. 또한 방파제의 중요도에 따른 허용파괴확률의 설정에 대한 연구도 필요할 것이다.

감사의 글

이 논문은 해양수산부의 ‘차세대 항만설계기술개발’ 과제, 대우건설주식회사의 ‘방파제의 신뢰성 설계 기술 개발’ 과제, 그리고 두뇌한국21사업의 지원을 받았음.

참고문헌

권혁민 (1998). 방향 스펙트럼 파랑에 대한 3차원 쇄파변형 모델. 대한토목학회논문집, 18(II-6), 591-599.
 김승우 (2005). 동해항 방파제를 대상으로 한 신뢰성 설계법 비교 연구. 석사학위 논문, 서울대학교.
 김승우, 서경덕, 오영민 (2005). 동해항 방파제를 대상으로 한 신뢰성 설계법의 비교 연구. 1. 피복 블록의 안정성. 한국해양·해양공학회지, 17(3), 188-201.
 수산청 (1988). 해역별(동해·남해) 심해파 추정 보고서.
 이철웅 (2002). 혼성제 직립 케이슨의 활동에 대한 파괴확률. 한국해양·해양공학회지, 14(2), 95-107.
 한국항만협회 (2000). 항만 및 어항 설계기준.

한국해양연구원 (2005). 전해역 심해설계과 추정 보고서 II.
 홍수영, 서경덕, 권혁민 (2004). 파랑의 변동성을 고려한 직립방파제 콘크리트 케이슨의 기대활동량 산정. 한국해양·해양공학회지, 16(1), 27-38.
 Bruining, H.F. (1994). Wave forces on vertical breakwaters: Reliability of design formula. Delft Hydraulics Rep. H1903, MAST II.
 Burcharth, H.F. and Sorensen, J.D. (2000). The PIANC safety factor system for breakwaters. Proc. Coastal Structures '99, Spain, 1125-1144.
 Goda, Y. (1974). A new wave pressure formulae for composite breakwater. Proc. 14th Int. Conf. Coastal Engrg., 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.
 Kawai, H., Takayama, T., Suzuki, Y. and Hiraishi, T. (1997). Failure probability of breakwater caisson for tidal level variation. Rep. of the Port and Hab. Res. Inst., 36(4), 4-41 (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).
 Nagao, T., Kadowaki, Y., Tsuchida, T. and Terauchi, K. (1997). Evaluation of safety of breakwaters by the reliability based design method(2nd report: Study on the safety against foundation failure). Rep. of the Port and Hab. Res. Inst., 36(5), 26-56 (in Japanese).
 Nagao, T., Okubo, N., Kawasaki, S. and Hayashi, Y. (1998). Evaluation of safety of breakwaters by the reliability based design method(3rd report: Concluding the applicability of reliability based design method). Rep. of the Port and Hab. Res. Inst., 37(2), 132-176 (in Japanese).
 Oh, S.H., Suh, K.-D., Son, S.Y. and Lee, D.Y. (2006). Comparison of spectral wave transformation models including energy dissipation (submitted to Journal of Coastal Research).
 Shimosako, K. and Takahashi, S. (1998). Reliability design method of composite breakwater using expected sliding distance. Rep. of Port and Harbor Res. Inst., 37(3), 3-30 (in Japanese).
 Shimosako, K. and Takahashi, S. (2000). Application of deformation-based reliability design for coastal structures. Proc. Int. Conf. Coastal Struct., A. A. Balkema, Spain, 363-371.
 Takahashi, S., Shimosako, K., Kimura, K. and 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. Rep. of Port and Harbour Res. Inst., 31(5), 3-32.
van der Meer, J., d'Angremond, K. and Juhl. (1994). Proba-

bilistic calculations of wave forces on vertical structures.
Proc. 24th Int. Coast. Engrg. Conf., ASCE, 1899-1910.

Received October 13, 2005

Accepted April 12, 2006