

# 극치파고분포의 형상 모수에 따른 Tetrapod 피복블록의 부분안전계수 산정

## Evaluation of Partial Safety Factors for Tetrapod Armor Blocks Depending on the Shape Parameter of Extreme Wave Height Distributions

김승우\* · 서경덕\*\* · 이동영\*\*\* · 전기천\*\*\*\*

Kim, Seung-Woo · Suh, Kyung-Duck · Lee, Dong-Young · Jun, Ki-Cheon

### Abstract

Probabilistic design is required to effectively consider the coastal environment of great uncertainty. However, designers who are familiar with the deterministic design method prefer a method which is similar to the existing method but is based on the probabilistic concept. Therefore, the partial safety factor method has been adopted as a new design method over the world. In Korea, Tetrapod is widely used for armoring rubble mound breakwaters. Even though the partial safety factor method developed in the United States and Europe covers Tetrapods, the limited wave and structure conditions in its development make the engineers hesitate about its use in practical breakwater design. In this study, partial safety factors for Tetrapod armor blocks have been developed by analyzing 116 breakwater cross-sections and wave conditions in 16 trade harbors and 15 coastal harbors with the FORM and optimal code calibration approach. Especially, partial safety factors have been proposed depending on the shape parameter of the Weibull extreme wave height distribution. For other types of extreme distributions, it is possible to apply the proposed partial safety factors using the relationship between skewness coefficient and shape parameter. Finally, the proposed partial safety factors have been applied to existing structures to show that they better satisfy the target reliability of the structures than previous partial safety factors.

**Keywords** : Probabilistic design, partial safety factor, Tetrapod armor block, Weibull distribution, shape parameter

### 요 지

불확실성이 큰 해안환경을 효과적으로 고려할 수 있는 확률설계의 필요성이 요구되고 있다. 하지만 결정론적 설계법에 익숙한 설계자는 기존 방법과 유사하면서 확률적 개념이 도입된 설계법을 원한다. 따라서 국내외적으로 부분안전계수 설계법이 새로운 설계법으로 채택되고 있다. 국내에서는 경사식 방파제의 피복재로 Tetrapod가 널리 사용된다. 미국과 유럽에서 개발된 부분안전계수 설계법이 Tetrapod를 포함하고는 있지만 제한된 파랑 및 구조물 단면 조건에서 개발되었기 때문에 실제 설계에 사용하기에는 미흡한 부분이 있다. 본 연구에서는 무역항 16곳과 연안항 15곳의 116개 단면 및 파랑조건에서 FORM과 최적화 보정 기법을 사용하여 Tetrapod 피복블록의 부분안전계수를 산정하였다. 특히, Weibull 극치파고 분포의 형상 모수에 따른 부분안전계수를 제안하였다. 그 외 극치분포 형태에 대해서는 왜곡도와 형상 모수의 관계를 통해 본 연구의 부분안전계수를 적용할 수 있다. 마지막으로 제안된 부분안전계수를 기존 구조물에 적용하여 목표수준을 잘 만족하는지 확인하였고 기존에 개발된 부분안전계수보다 적용성과 실효성이 우수함을 보였다.

**핵심용어** : 확률설계, 부분안전계수, Tetrapod 피복블록, Weibull 분포, 형상 모수

### 1. 서 론

항만 구조물의 확률설계는 불확실성이 큰 해안환경에 합리적으로 대응하기 위해 1980년대 후반부터 시작되었다. 확률설계는 일반적으로 신뢰성 설계와 성능설계로 구분할 수 있다. 이 설계법은 기본적으로 구조물의 안정 기준을 초과하는

파괴확률을 계산하지만 결정론적 설계법에 익숙한 설계자는 파괴확률을 계산하기보다 목표파괴확률에 해당하는 부분안전계수를 선호한다. 부분안전계수법은 항만 구조물 이외에도 지반, 도로 등에서 LRFD(Load Resistance Factor Design)라는 이름으로 널리 쓰이고 있다. 항만 구조물에서도 최근 일본이 케이스 방파제의 설계기준으로 부분안전계수법을 도입하였으

\*정희원 · 교신저자 · 서울대학교 건설환경공학부 박사과정 (E-mail : esfkn7@snu.ac.kr)

\*\*정희원 · 서울대학교 건설환경공학부 교수 (E-mail : kdsuh@snu.ac.kr)

\*\*\*한국해양연구원 기후연안재해연구부 연구위원 (E-mail : dylee@kordi.re.kr)

\*\*\*\*한국해양연구원 기후연안재해연구부 책임연구원 (E-mail : kcjun@kordi.re.kr)

며(JPHA, 2007; OCDI, 2009) 유럽과 미국은 일본보다 앞서 경사식 및 케이슨 방파제에 대해 부분안전계수를 제안하였다(PIANC, 1992, U.S. Army, 2006). 한편, 국내에서는 2000년대부터 부분안전계수법을 포함한 신뢰성 설계법과 성능설계에 대한 연구가 활발하게 진행되고 있다(Suh *et al.*, 2002; Hong *et al.*, 2004; 김승우 등, 2005; 이철웅, 2007; 김승우와 서경덕, 2008; 이철웅 등, 2009; 김승우 등, 2009; 김승우와 서경덕, 2009).

하지만 국외에서 연구된 부분안전계수법은 국내 항만 구조물의 설계에 실제적으로 적용되지 못하고 있다. 왜냐하면 유럽과 미국에서 개발된 부분안전계수법은 경사제의 사석 피복제에 대한 연구가 대부분이고 일본은 주로 케이슨 방파제의 활동파괴에 대한 부분안전계수법 연구를 수행했기 때문이다. 하지만 국내의 무역항과 연안항 방파제의 많은 경우는 Tetrapod 피복된 경사식 방파제이다. 유럽과 미국에서 개발된 부분안전계수법은 Tetrapod 피복블록의 부분안전계수를 포함하고 있지만 제한된 파랑 및 구조물의 단면 조건에서 개발되었기 때문에 실제 설계에 적용하기에는 한계가 있다. 따라서 본 연구에서는 국내 경사식 방파제의 대표적 피복재인 Tetrapod 피복블록에 대해 다양한 단면 및 파랑 조건을 사용하여 부분안전계수를 개발하고자 한다.

부분안전계수 개발에 사용한 방법은 Level 2의 FORM(First-Order Reliability Method)을 사용하였다. FORM은 파괴확률과 각 설계변수의 영향계수 및 부분안전계수를 동시에 산정할 수 있는 특징이 있다. 이 방법은 하나의 설계조건에서 임의의 목표파괴확률에 상응하는 부분안전계수를 계산한다. 이와 같이 각 설계조건에서 계산된 부분안전계수를 통계적으로 분석하고 최적화 기법으로 보정하여 최종 부분안전계수를 산정한다.

## 2. 설계방정식 및 목표파괴확률 산정

Table 1은 본 연구에서 사용된 경사제 피복제의 부분안전계수 산정 과정이다. 1-3단계는 일반적인 신뢰성 설계 및 해석에 사용되는 과정들이다. 4단계에서는 기존 구조물의 신뢰성 해석과 비용 최적설계를 사용하여 목표파괴확률을 결정한다.

Table 1. Evaluation procedure of partial safety factors

Step	Procedure
1	Selection of limit state equation
2	Determination of design equation
3	Evaluation of statistical characteristics of design variables
4	Determination of target probability of failure
5	Sectioning of shape parameter of Weibull extreme wave height distribution
6	Relationship among skewness, shape parameter and load safety factor
7	Calculation of partial safety factors for each breakwater and determination of resistance safety factor
8	Code calibration of overall safety factors
9	Evaluation of load safety factors
10	Verification of partial safety factors

5-7단계에서는 극치파고 분포인 Weibull 분포의 형상 모수의 범위에 따라 부분안전계수를 산정하고 형상 모수가 없는 극치분포는 어떻게 고려할 것인가를 검토한다. 8-10단계에서는 보정(code calibration) 기법을 사용하여 앞에서 산정한 부분안전계수를 보정한다. 그리고 최종적으로 산정된 부분안전계수를 대상 구조물에 적용하여 구조물이 해당 목표파괴확률을 만족하는지를 검증한다. 본 연구에서 사용한 Weibull 분포와 Gumbel 분포의 누적분포함수는 각각 다음과 같다.

$$F(x) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{x-B}{A}\right)^k\right]; k > 0, B \leq x < \infty \quad (1)$$

$$F(x) = \exp\left[-\exp\left(-\frac{x-B}{A}\right)\right]; -\infty < x < \infty \quad (2)$$

여기서  $x$ 는 극치파고,  $A$ ,  $B$  그리고  $k$ 는 각각 극치분포함수의 척도, 위치, 그리고 형상 모수이다. 식 (1)에서 위치모수  $B$ 가 0일 때 2-모수 Weibull 분포가 된다.

### 2.1 설계방정식 (Steps 1-3)

국내 무역항과 연안항의 경사제는 대부분 Tetrapod로 피복되어 있으며 일부 규모가 작은 항만에서만 부분적으로 사석을 사용한다(해양수산부, 2001; 국토해양부, 2009; 2010). 다음은 Hudson(1959) 공식과 Van der Meer(1988) 공식을 각각 사용하여 유도한 한계상태함수이다.

$$g = \Delta D_n (K_D \cot \alpha)^{1/3} - F_{H_s} H_s \quad (3)$$

$$g = Z \left(\frac{\cot \alpha}{1.5}\right)^{1/3} \left(3.75 \frac{N_{od}^{0.5}}{N_w^{0.25}} + 0.85\right) s_{om}^{-0.2} \Delta D_n - F_{H_s} H_s \quad (4)$$

여기서,  $D_n$ 은 피복제의 공칭크기(피복제를 정육면체로 가정했을 경우 한 변의 길이),  $H_s$ 는 방파제 위치에서의 설계 유의 파고,  $K_D$ 는 피복제의 종류, 쇄파 조건, 피복층 두께, 거치 방법 등에 의해 결정되는 안정계수(stability coefficient),  $\alpha$ 는 제체의 경사각,  $\Delta = \gamma_s / \gamma_w - 1$ 이며,  $\gamma_s$ 는 피복제의 단위중량,  $\gamma_w$ 는 해수의 단위중량이다.  $N_w$ 는 폭풍 시 파의 개수이며  $N_{od}$ 는 방파제에 나란한 방향으로 1 공칭크기의 폭에서 이탈되는 블록의 개수로 정의되는 상대피해,  $s_{om} (= H_s / L_{om})$ 은 파형경사,  $L_{om} (= g T_z^2 / 2\pi)$ 은 평균주기  $T_z (= T_s / 1.15)$ 로 계산한 심해파장을 의미한다.  $F_{H_s}$ 는 파고 자료의 질적 정도를 나타내는 변수이고 식 (4)의  $Z$ 는 안정식 자체가 가지는 불확실성을 나타내는 경험계수이다. 식 (3)에서는 이런 경험계수의 불확실성을 안정수  $K_D$ 에 포함시켰다 (Carver, 1983). 식 (4)는 Van der Meer(1988)가 제안한 안정식에 구조물의 전면 경사를 고려할 수 있도록 보정한 식이다(Burcharth and Sorensen, 2004).

부분안전계수가 고려된 Hudson(1959)과 Van der Meer(1988)의 설계 방정식은 앞에서 유도한 한계상태함수를 이용하여 다음과 같이 각각 표현한다.

$$G = \frac{1}{\gamma_R} \hat{\Delta} \hat{D}_n (\hat{K}_D \hat{\cot} \alpha)^{1/3} - \gamma_S \hat{H}_s \hat{T}_R \geq 0 \quad (5)$$

$$G = \frac{1}{\gamma_R} \left(\frac{\hat{\cot} \alpha}{1.5}\right)^{1/3} \left(3.75 \frac{\hat{N}_{od}^{0.5}}{\hat{N}_{od}^{0.25}} + 0.85\right) s_{om}^{-0.2} \hat{\Delta} \hat{D}_n - \gamma_S \hat{H}_s \hat{T}_R \geq 0 \quad (6)$$

여기서  $\hat{}$  (hat)은 각 설계변수의 특성치를 의미하며 저항의

Table 2. Statistical characteristics of Hudson's(1959) formula

Variable	Mean	CV	Distribution	Remarks
$\Delta$	1.233	0.021	Normal	PIANC(1992), MOMAF(2005)
$D_n$	Various	0.01	Normal	PIANC(1992)
$\cot \alpha$	1.5	0.067	Normal	PIANC(1992)
	2.0	0.05	Normal	
	3.0	0.033	Normal	
$K_D$	7.0, 8.0	0.26	Normal	Carver(1983)
$F_{H_s}$	1.0	0.05	Normal	PIANC(1992)
$H_s$	Various $A, B, k, \lambda$		Weibull	MOMAF (2009, 2010), Kim <i>et al.</i> (2009), KORDI (2005)

Table 3. Statistical characteristics of Van der Meer's(1988) formula

Variable	Mean	CV	Distribution	Remarks
$\Delta$	1.233	0.021	Normal	PIANC(1992), MOMAF(2005)
$D_n$	Various	0.01	Normal	PIANC(1992)
$N_{od}$	0.1	-	Constant	$K_D=7.0, s_{om}=0.025$
	0.2	-	Constant	$K_D=8.0, s_{om}=0.025$
$s_{om}$	Various	0.2	Normal	MOMAF(2009, 2010), KORDI(2005), PIANC(1992)
$N_w$	1000	0.5	Normal	MOMAF(2005), PIANC(1992)
$F_{H_s}$	1.0	0.05	Normal	PIANC(1992)
$Z$	1.0	0.1	Normal	PIANC(1992)
$H_s$	Various $A, B, k, \lambda$		Weibull	MOMAF (2009, 2010), Kim <i>et al.</i> (2009), KORDI (2005)

설계변수에서는 대부분 평균값을 사용한다. 하중의 설계변수인 파고는 재현기간  $T_R(=50\text{년})$ 에 상응하는 유의파고를 사용한다. 그리고 식 (6)에서 보정을 위해 도입한 구조물 전면경사는 상수로 사용한다. 또한  $\gamma_R$ 과  $\gamma_S$ 는 임의의 목표파괴확률을 만족하는 저항과 하중을 대표하는 안전계수이다.

Table 2와 3은 앞에서 유도한 Hudson(1959)과 Van der Meer(1988)의 한계상태함수에서 고려된 설계변수의 통계적 특성치이다. 파고를 제외한 모든 설계변수는 정규분포이며 파고 분포는 한국해양연구원(2005)에서 제공하는 Weibull 분포를 사용하였다. 각 설계변수에서 평균은 해양수산부(2005)와 한국해양연구원(2005)의 자료를 사용하였는데, 이 값은 결정론적 설계법의 대푯값이기도 하다. 안전계수  $K_D$ 는 쇄파대에서 7.0과 비쇄파대에서 8.0을 사용하며 전체 185개 단면 조건에서 쇄파대인 경우는 31개이고 비쇄파대인 경우는 154개이다. 특히, 식 (4)의 피해도  $N_{od}$ 의 평균은 김승우 등(2009)과 Hanzawa *et al.*(1996)의 방법을 사용하여 계산한 것이며 평균 파형경사 0.025에서  $K_D$ 가 7.0과 8.0 일 때 피해도는 각각 0.1과 0.2이다. 여기서 평균 파형경사는 한국해양연구원(2005)의 심해파랑 조건과 국토해양부(2009; 2010)의 재현기간 50년의 파고와 주기를 사용하여 산정된 평균 0.026과 PIANC(1992)의 0.025를 참고하여 결정하였다. 평균 파형경사는 피해도의 계산에서만 사용되었고 목표파괴확률 및 부분안전계수 산정에서는 각 파랑조건에 대한 파형경사를 사용하였다. 또한 구조물의 위치에서 Weibull 분포의 모수 추정은 김승우 등(2009)의 방법을 사용하였다.

한편, 설계변수의 변동계수는 PIANC(1992)와 Carver(1983)의 자료를 사용하였다. 지금까지 많은 연구자들은 인공물체인 Tetrapod의 신뢰성 해석에서 사석의 통계적 특성치를 사용하

였지만(Burcharth, 1991; 이철웅, 2008; 김승우 등, 2009) 본 연구에서는 Carver의 Dolosse에 대한 수리실험에서 산정된  $K_D$ 의 통계적 특성치를 사용한다. Carver의 실험은 Tetrapod에 대한 수리실험이 아니기 때문에 어느 정도 다른  $K_D$ 의 통계적 특성치를 보이지만 Dolosse의 실험결과를 사용하는 것이 사석의 실험결과를 사용하는 것보다 합리적이다(Carver, 1983).

## 2.2 목표파괴확률의 결정 (Step 4)

부분안전계수를 계산하기 위해서는 우선 구조물의 목표파괴확률을 결정해야 한다. 경사제의 피복재는 여러 가지 한계상태(초기한계상태, 수리가능한계상태, 극한한계상태)에서 설계할 수 있지만 국내에서는 피해율이 5% 이하인 초기한계상태(Initial limit state)의 조건에서 설계하기 때문에 이에 상응하는 목표파괴확률을 산정한다.

### 2.2.1 기존 구조물의 신뢰성 해석

목표파괴확률을 산정하는 방법 중에서 가장 일반적이고 손쉬운 방법은 현행 설계기준에 상응하는 파괴확률을 사용하는 것이다. 현행 설계법(해양수산부, 2005)에서 Tetrapod 피복블록의 중량은 다음과 같이 저항이 하중보다 큰 조건으로 산정한다(Hudson, 1959).

$$S.F. = \frac{D_n \Delta (K_D \cot \alpha)^{1/3}}{H_s^{T_R}} \geq 1.0 \quad (7)$$

여기서  $S.F.$ 는 직립제의 안전율과 동일한 개념이다. Van der Meer(1988)가 제안한 식은 구조물의 전면경사 1:1.5에 국한되기 때문에 다양한 경사에 적용할 수 없어 제외하였다. 물

Table 4. Analyzed harbors and breakwater cross-sections

Harbor type	Coast	No. of harbors	Harbor name
Trade harbor (104)	East	7	Sokcho(3), Okgye(10), Mukho(11), Donghae(4), Samcheck(10), Pohang(9), Ulsan(2)
	West	1	Gunsan(1)
	South	8	Yeosu(5), Samchunpo(8), Tongyoung(3), Jangseungpo(2), Okpo(2), Busan(1), Jeju(25), Seogwipo(8)
Coastal harbor (81)	East	3	Jumumjin(7), Hupo(13), Guryungpo(5)
	West	4	Yunggwipo(4), Daechun(5), Bein(2), Yeonpyungdo(5)
	South	8	Hwaehungpo(1), Galdu(2), Narodo(3), Geomundo(4), South Busan(4), Hanlim(7), Seongsanpo(15), Hwasun(4)

Note: The number in parentheses indicates the number of analyzed breakwater cross-sections in each harbor.

론 식 (4)와 같이 보정하여 사용할 수 있지만 보정에 따른 오차가 발생하기 때문에 목표파괴확률의 산정에서는 Hudson (1959) 공식만 채택하였다.

위 방법에서 가장 중요한 것은 다양한 단면 및 파랑 조건을 포함시키는 것이다. 국내 무역항과 연안항 중에서 Tetrapod 피복블록을 주로 사용하는 방파제를 대상 구조물로 채택하였다. 무역항 28 곳과 연안항 24 곳 중에서 일반적으로 크기가 작은 섬 지역인 연안항의 4개 항만(대흑산도, 홍도항, 추지도항, 울릉도항)을 제외한 48개 항만이 1차적으로 선택되었다. 이 중에서 경사식 방파제가 없는 무역항 12곳(인천항, 평택항, 보령항, 대신항, 태안항, 장항항, 목포항, 완도항, 광양항, 마산항, 고현항, 진해항)과 연안항 5 곳(팽목항, 신마항, 송공항, 녹동신항, 애월항)을 제외하면 최종적인 대상 항만은 무역항 16 곳과 연안항 15 곳이다. 단, 경사식 호안은 본 연구 대상에 포함하지 않았다. Table 4는 각 해역별 대상 항만을 보여주고 있으며 각 항만에서 하중과 저항의 설계조건이 서로 다른 185개 단면을 채택하였다. 각 단면의 세부 사항과 재현기간 50년의 설계파랑은 국토해양부(2009; 2010)의 자료를 사용하였다. 특히, 피복재 중량 산정식은 제간부에만 적용할 수 있기 때문에 제두부 단면은 본 연구에서 제외하였다.

신뢰성 해석 방법으로 Level 2의 FORM(First-Order Reliability Method)을 사용하여 사용년수 50년의 신뢰도지수를 직접 계산하였다. 파괴확률  $P_f$ 는 FORM에서 계산된 신뢰도지수  $\beta$ 와 다음과 같은 관계를 가진다.

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \quad (8)$$

여기서  $\Phi$ 는 표준정규분포의 누적분포함수이다. FORM은 반복계산을 통해 신뢰도지수를 산정하는 기법이며 전 단계와 현 단계의 신뢰도지수의 오차가 0.005 이하일 때 최종 신뢰도지수를 결정하도록 하였다. 특히, 신뢰도지수가 3.7 이상일 때는 Breitung(1984)이 제안한 다음 식을 사용하여 파괴확률을 계산하였다.

$$P_f \approx (2\pi)^{-1/2} \exp(-\beta^2/2) \beta^{-1} \quad (9)$$

Figs. 1과 2는 무역항과 연안항에서 각각 산정한 안전율과 파괴확률의 관계를 보여준다. 파괴확률이 아주 작은 1% 이하를 제외하면 무역항과 연안항에서 안전율과 파괴확률의 상관계수는 각각 -0.96과 -0.90으로 계산되어 안전율과 파괴확률

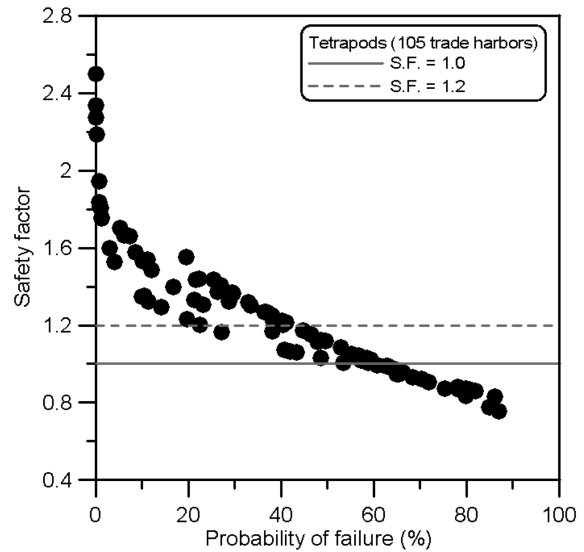


Fig. 1 Safety factor versus probability of failure of 105 breakwater cross-sections in trade harbors

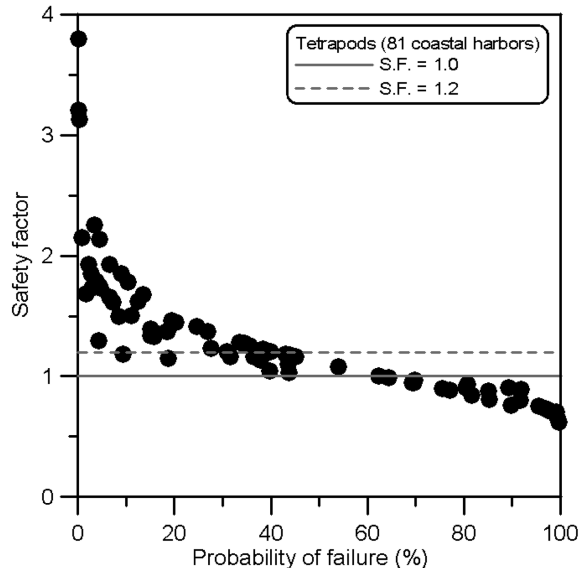


Fig. 2 Safety factor versus probability of failure of 81 breakwater cross-sections in coastal harbors

사이에 뚜렷한 선형관계가 증명되었다. 특히, 현행 설계 기준이 되는 안전율 1.0에 상응하는 파괴확률은 60%이며 그 때의 변동성은 무역항과 연안항에 관계없이 1% 미만으로 아주 작다. 이와 유사한 결과는 PIANC(1992)와 Kim and Suh

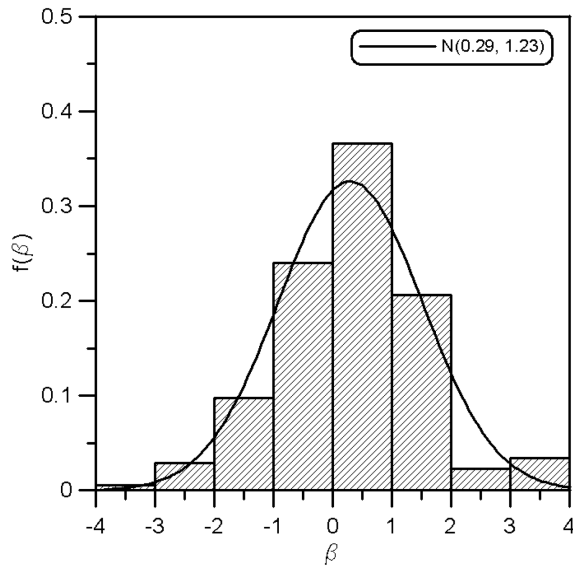


Fig. 3 Probability density of reliability indices of 175 breakwater cross-sections

(2010)에서도 찾아볼 수 있으며, 수학적으로도 사용년수와 재현기간이 모두 50년일 때 설계파고를 초과하는 파랑이 사용년수 동안에 발생할 조우확률이 약 63%임이 알려져 있다.

한편, 동일한 대상 항만에서 신뢰도지수의 통계적 분석을 통해 목표파괴확률을 제안할 수 있다. 31개 항만의 185 단면 중 안전율이 2.0을 초과하는 비정상적으로 과대 설계된 단면을 제외하고 175 단면을 사용하여 신뢰도지수(혹은 파괴확률)를 산정하였다. Fig. 3은 175 단면 및 파랑 조건에서 산정된 신뢰도지수의 확률밀도이다. Fig. 3에서 계산된 신뢰도지수의 분포함수는 정규분포를 따르는 것으로 확인되었으며 3 가지 적합도 검증 ( $\chi^2$  검증, Anderson-Darling 검증, K-S 검증)에서 유의수준(Level of significance)  $\alpha=0.2$ 을 모두 통과하였다. 신뢰도지수의 평균과 표준편차는 각각 0.29와 1.23이며 신뢰도지수 0.29에 상응하는 파괴확률은 39%(약 40%)이다. 동일한 대상 구조물에서 안전율 또한 정규분포를 따르며 평균과 표준편차는 각각 1.2와 0.31로 계산되었다. 안전율 1.2에 상응하는 파괴확률은 앞에서 계산한 Figs. 1과 2에서 파괴확률 약 40%에 해당하는 것을 쉽게 확인할 수 있다.

### 2.2.2 비용 최적설계

김승우 등(2010)은 몇몇 전형적인 경사식 방파제에 대해 비용 최적 설계를 수행하여 여러 가지 실질이자율에 따른 최적 재현기간을 산정하였다. 비용 최적 설계에서는 미래에 발생하는 복구비용을 현재 가치로 환산하기 위해 실질이자율을 도입한다. 하지만 미래의 실질이자율을 정확하게 예측하기는 어렵기 때문에 2%, 5% 그리고 8%가 사용되었다. 실질이자율에 관계없이 대부분의 조건에서 구조물의 최적 재현기간이 50년으로 분석되었다. 그리고 일반적인 경사식 방파제는 사용년수 50년으로 설계된다. 따라서 최적 재현기간 50년에 상응하는 파괴확률을 사용년수 50년의 목표파괴확률로 제안할 수 있다. 다음 식은 위와 같은 방법으로 분석한 피해율 5%를 초과하는 파괴확률이다.

$$P_f = Prob(D \geq 5\%) \approx 50\% \quad (10)$$

Table 5. Target probability of failure of initial limit state for 50-year lifetime

Safety level	Importance of structure	$P_{fT}$	Remark
1	High	40%	Averaged reliability index of existing structures
2	Ordinary	50%	Cost optimization
3	Low	60%	S.F. = 1.0

Table 5는 최종적으로 산정된 구조물의 중요도에 따른 경사식 방파제의 목표파괴확률이다. 현행 설계법인 안전율 1.0에 상응하는 목표파괴확률 60%는 구조물의 중요도가 낮은 구조물에 적용할 수 있고 비용최적설계를 통해 산정된 목표파괴확률 50%는 보통의 중요도를 가지는 구조물의 기준으로 제안할 수 있다. 끝으로 기존 구조물의 신뢰성 해석에서 얻어진 목표파괴확률 40%는 중요도가 높은 구조물에 적용한다.

## 3. 부분안전계수 산정

### 3.1 Weibull 분포의 형상 모수의 범위 구분 (Step 5)

2절에서 31개 항만의 185개 방파제 단면에 대한 신뢰성 해석을 수행하였다. 이 중 파괴확률이 60% 이하인 116개 단면을 부분안전계수 산정에 사용한다. Fig. 4는 김승우 등(2009)과 U.S. Army(2006)에서 각각 제안한 목표파괴확률 40%에 상응하는 전체안전계수 1.08과 1.09를 사용하여 재설계된 116개 단면의 파괴확률이다. 김승우 등과 U.S. Army의 결과는 비슷하지만 두 경우 모두 목표파괴확률을 잘 만족하지 못한다. 김승우 등은 20곳의 파랑조건에서 Gumbel 분포만 고려하여 부분안전계수를 산정하였고 U.S. Army는 4곳의 파랑조건에서 Gumbel과 Weibull 분포 그리고 지수 분포를 사용하였다. 이 때 사용된 Weibull 분포의 형상 모수는 1.14에서 1.83으로서 상당히 제한된 경우의 형상 모수이다. 반면, 국내 심해설계과의 기준이 되는 한국해양연구원(2005)의 Weibull 분포의 형상모수는 대부분 0.75부터 3.0까지 넓게 분포한다. 따라서 Weibull 분포의 형상 모수가 부분안전계수에 미치는

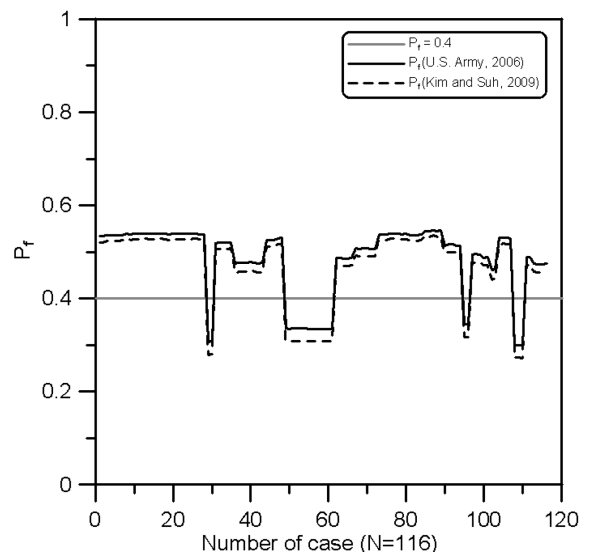


Fig. 4 Probability of failure calculated by Kim and Suh's (2009) and U.S. Army's (2006) partial safety factors

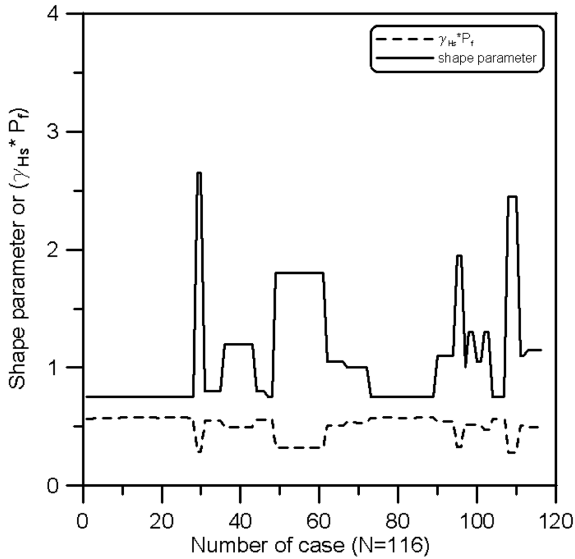


Fig. 5 Relationship between shape parameter and  $\gamma_{H_s} P_f$

영향을 우선적으로 분석해야 한다.

Fig. 5는 116개 단면과 파랑조건에서 파고의 부분안전계수에 파괴확률을 곱한 값  $\gamma_{H_s} P_f$ 와 형상 모수  $k$ 의 관계를 보여준다. 형상 모수가 증가하면  $\gamma_{H_s} P_f$ 는 감소하고 형상 모수가 감소하면  $\gamma_{H_s} P_f$ 는 증가하는 것을 볼 수 있다. 이와 같이 파고분포의 형상 모수에 따라 부분안전계수와 파괴확률이 바뀌는 것을 볼 수 있다. 이는 형상 모수에 따라 Weibull 분포의 확률밀도함수의 형태가 급격하게 변하기 때문이다. 확률밀도함수의 형태가 바뀌면 동일한 특성치(예, 재현기간 50년의 유의파고)에서 등가정규분포로 변환 시 등가 평균과 표준편차의 값이 다르게 산정된다. 이는 영향계수에도 영향을 미치게 되고 결국 부분안전계수의 변동성이 커지게 된다.

이를 극복하기 위해 형상 모수의 범위에 따른 부분안전계수를 제안하고자 한다. 우선,  $k < 1.0$  경우에는 파고가 0으로 접근할수록 확률밀도함수는 무한대로 발산하여 최빈값(mode)을 산정할 수 없게 되고,  $k = 1.0$  경우에는 파고가 0에 접근할수록 확률밀도함수는 1.0의 값을 가지며 분포함수는 지수분포의 형태를 가진다.  $1.0 < k < 2.0$  경우에는 파고가 0에 접근할수록 확률밀도함수도 0에 접근한다. 특히,  $k > 1.0$  경우에는 Pearson type 3 분포의 확률밀도함수와 유사한 형태를 가진다. 그리고  $k = 2.0$  일 때는 Lognormal 분포와 비슷한 형태가 된다. 또한  $2.6 < k < 3.7$  일 경우에는 왜곡도가 거의 없어 정규분포의 확률밀도함수와 비슷한 형상을 가진다(Maidment, 1992; Goda, 2010). 또한 Goda(1988)는 Weibull 분포함수를 대표적으로 표현하는  $k$  값을 4개로 ( $k = 0.75, 1.0, 1.4, 2.0$ ) 구분하여 사용하였다. 위의 자료를 종합적으로 분석하여 형상 모수의 범위를 다음과 같이 구분하였다.

$$k < 1.0 \quad (11a)$$

$$1.0 \leq k \leq 1.5 \quad (11b)$$

$$1.5 < k \leq 3.0 \quad (11c)$$

실제 형상 모수는 0.75에서 6까지 넓게 분포하지만 3을 초과하는 경우는 전체의 5% 이하이고 현재 국내 무역항 및 연안항의 Tetrapod로 피복된 경사제에서는 3을 초과하지 않는다

(한국해양연구원, 2005). 116개 파랑 조건에서 식 (11a), (11b), (11c)를 만족하는 조건은 각각 59개, 37개, 20개로 구분된다.

### 3.2 왜곡도(skewness), 형상 모수 및 하중안전계수의 관계 (Step 6)

형상 모수에 따른 부분안전계수는 파고 분포가 Weibull 분포일 때는 적용할 수 있지만 형상 모수가 없는 Gumbel 분포 등에는 적용할 수 없다. 따라서 일반적인 극치 분포함수에서 적용할 수 있는 부분안전계수의 산정이 필요하다. 본 연구에서는 분포의 형상을 결정하는 중요한 통계적 특성치인 왜곡도를 사용하여 형상 모수 및 하중안전계수와의 관계를 파악한다. Fig. 6은 Weibull 분포와 Gumbel 분포의 왜곡도를 보여주고 있다. Gumbel 분포의 왜곡도는 이미 1.1396(Maidment, 1992)으로 알려져 있으며 2-모수 Weibull 분포의 왜곡도는 다음 식을 사용하여 계산한다.

$$\gamma = \frac{\Gamma\left(1+\frac{3}{k}\right)A^3 - 3\mu\sigma^2 - \mu^3}{\sigma^3} = \frac{\Gamma\left(1+\frac{3}{k}\right) \left\{ \Gamma\left(1+\frac{1}{k}\right) \right\}^3 - 3C_v^2 - 1}{C_v^3} \quad (12)$$

여기서  $A$ ,  $\mu$ ,  $\sigma$  그리고  $C_v$ 는 Weibull 분포의 척도모수, 평균, 표준편차 그리고 변동계수이며, 변동계수는 다음과 같이 표현한다.

$$C_v = \frac{\left[ \Gamma\left(1+\frac{2}{k}\right) - \Gamma^2\left(1+\frac{1}{k}\right) \right]^{1/2}}{\Gamma\left(1+\frac{1}{k}\right)} \quad (13)$$

위 식에서 왜곡도는 형상 모수의 함수로 표현된다. 따라서 다른 극치분포의 왜곡도를 알면 그에 상응하는 Weibull 분포의 형상 모수를 식 (12)로 계산할 수 있어 형상 모수의 구분에 따른 부분안전계수를 적용할 수 있다. Gumbel 분포의 왜곡도 1.1396에 상응하는 Weibull 분포의 형상 모수는 1.45이며 식 (11b)의 범위에 포함된다(Fig. 6).

한편, 형상 모수에 따른 부분안전계수의 변동성을 검토하기 위해 목표파파괴확률이 50%일 때(목표신뢰도지수=0) 하중안전

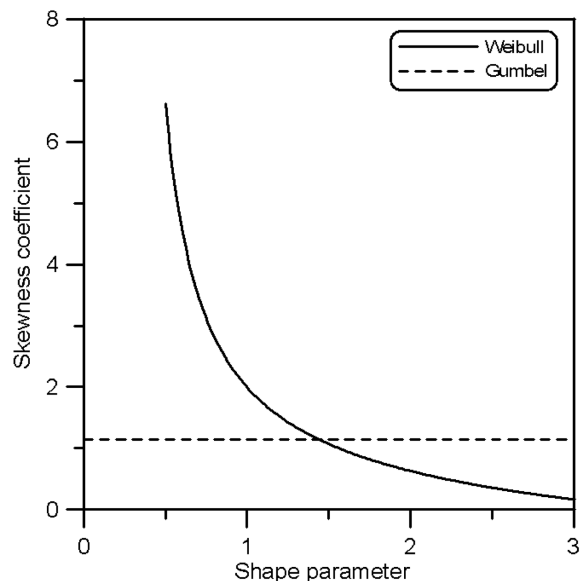


Fig. 6 Relationship between skewness coefficient and shape parameter of Weibull distribution

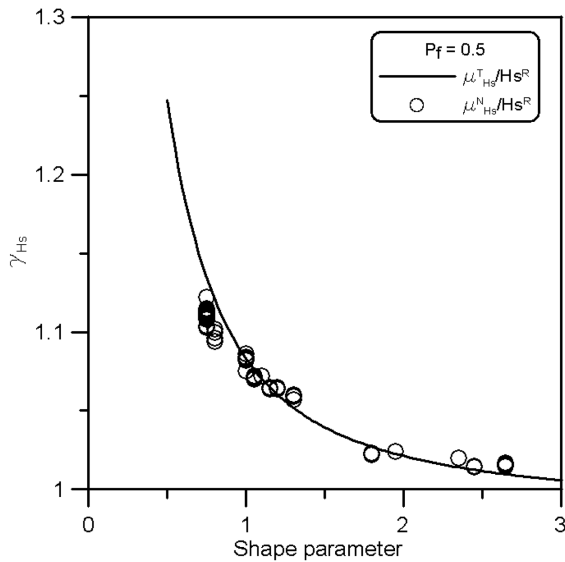


Fig. 7 Relationship between load safety factor and shape parameter of Weibull distribution

계수를 산정하여 비교하였다.

$$\gamma_{H_s} = \mu_{H_s}^N / H_s^R \quad (14)$$

여기서  $\mu_{H_s}^N$  는 유의파고의 MPFP에서 등가정규분포의 평균이다. MPFP는 FORM의 반복계산에서 매년 갱신되므로 등가정규분포의 평균을 수학적으로 유도하는 것은 어렵다. 따라서 식 (14)에서 등가정규분포의 평균 대신에 Weibull 분포의  $T$ 년 최대 유의파고의 평균을 다음과 같이 수학적으로 산정하여(Izumiya, 1999) 형상 모수에 따른 부분안전계수의 변동성을 간접적으로 검토한다.

$$\mu_{H_s}^T \approx B + A \left[ \ln(\lambda T)^{1/k} + \frac{0.5772}{k \ln(\lambda T)^{1-1/k}} \right] \quad (15)$$

여기서  $A=0.99$ ,  $B=1.96$ ,  $\lambda=1.0$ ,  $T_R=T=50$ 년을 사용하였다.

Fig. 7은 식 (14)와 (15)를 사용하여 계산된 형상모수에 따른 하중안전계수이다. 형상 모수 1 미만일 때 하중안전계수가 급격하게 변하며 1.5 이상일 때는 하중안전계수의 변화 폭이 상당히 줄어든다. 여기서  $\mu_{H_s}^N$  은 116개의 단면 및 파랑 조건을 사용하여 산정한 최종 MPFP에서의 값이다.  $\mu_{H_s}^N$  을  $\mu_{H_s}^T$  와 비교할 때 모든 설계조건에서 극치분포의 모수가 다르기 때문에 정확하게 비교하는 것은 어렵지만 전체적으로 유사한 경향을 보이므로 형상 모수에 따른 하중안전계수의 변화를 관찰하기에 식 (15)가 적합하다고 할 수 있다. Fig. 7에서 특히 흥미로운 것은 Gumbel 분포의 왜곡도 1.1396에 상응하는 형상 모수 1.45에서의 하중안전계수가 1.05인 것이다. 이는 김승우 등(2009)이 20개의 단면과 Gumbel 분포의 파랑 조건을 사용하여 산정한 하중안전계수와 거의 일치하는 값이다. 이는 본 연구방법으로 계산된 부분안전계수가 다른 극치분포에도 적용될 수 있음을 보여준다.

### 3.3 Weibull 분포의 형상 모수에 따른 부분안전계수 산정 (Step 7)

전체 116개 단면 및 파랑조건을 사용하여 Table 5의 목표 파괴확률을 만족하는 하중과 저항의 부분안전계수를 산정하

Table 6. Load and resistance safety factors for Hudson's (1959) formula

$(P_f)_T$	Shape parameter	$\bar{\gamma}_R$	$\bar{\gamma}_S$	$\bar{\gamma}_R \bar{\gamma}_S$	No. of cases
40%	$k < 1.0$	1.006	1.199	1.206	59
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.009	1.127	1.137	37
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.018	1.034	1.053	20
50%	$k < 1.0$	1.000	1.113	1.113	59
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.000	1.078	1.078	37
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.000	1.020	1.020	20
60%	$k < 1.0$	0.993	1.030	1.023	59
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	0.991	1.022	1.013	37
	$1.5 < k \leq 3.0$	0.983	1.007	0.990	20

Table 7. Load and resistance safety factors for Van der Meer's (1988) formula

$(P_f)_T$	Shape parameter	$\bar{\gamma}_R$	$\bar{\gamma}_S$	$\bar{\gamma}_R \bar{\gamma}_S$	No. of cases
40%	$k < 1.0$	1.006	1.195	1.202	59
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.008	1.129	1.138	37
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.015	1.033	1.048	20
50%	$k < 1.0$	1.000	1.109	1.109	59
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.000	1.074	1.074	37
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.000	1.020	1.020	20
60%	$k < 1.0$	0.994	1.033	1.027	59
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	0.992	1.025	1.017	37
	$1.5 < k \leq 3.0$	0.986	1.009	0.995	20

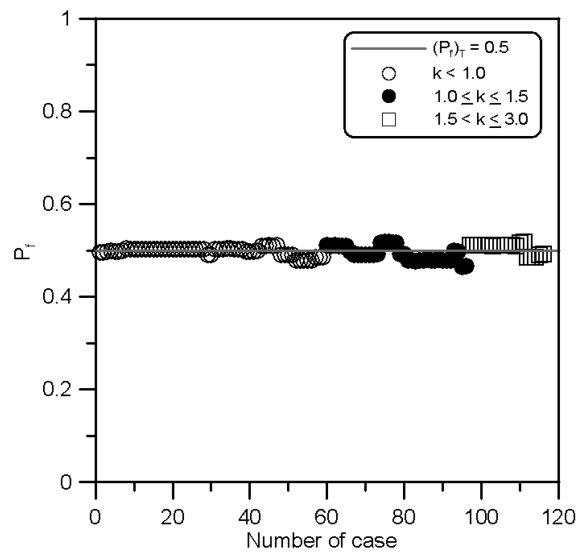


Fig. 8 Probability of failure of the structures re-designed by using the partial safety factors for  $(P_f)_T = 50\%$  in Table 6

여 평균하였다(Tables 6 and 7). 부분안전계수의 산정 방법은 이미 널리 알려진 Level 2의 FORM을 사용하였다(김서, 2008; 김서, 2009). Fig. 8은 Table 6의 목표파괴확률 50%의 부분안전계수를 사용하여 재설계된 구조물의 파괴확률이다. 116개의 재설계된 단면이 목표수준을 대체적으로 잘 만족하는 것을 볼 수 있다. 반면 Fig. 9는 형상 모수를 구분하지 않고 산정한 부분안전계수를 사용하여 재설계된 구조물의 파괴확률이다. 재설계된 구조물 중 많은 경우는 목표파괴확률을

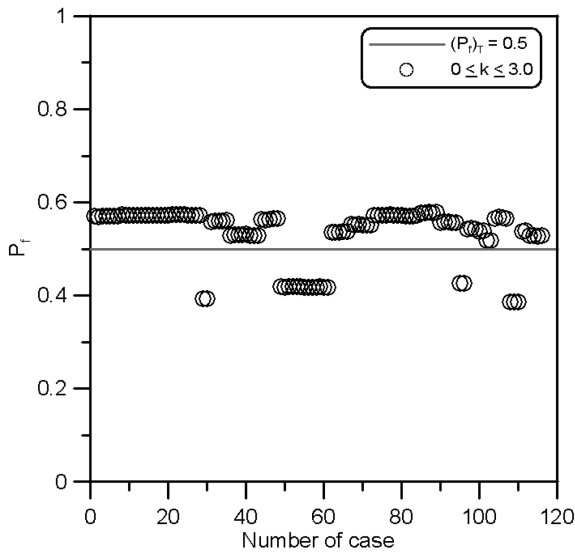


Fig. 9 Probability of failure of the structures re-designed by using the partial safety factors ( $\gamma_R \gamma_S = 1.07$ ) without considering shape parameter of Weibull distribution

초과하며 일부는 너무 작은 파괴확률이 산정되었다. 따라서 형상 모수의 구분에 따른 부분안전계수는 그렇지 않은 경우보다 목표파괴확률을 잘 만족한다.

하지만 Fig. 8에서 구조물의 파괴확률이 목표파괴확률에 근접하지만 목표수준보다 조금 큰 파괴확률이 발생하는 것을 볼 수 있다. 이를 보정하기 위해 최적화 기법을 사용하였으며 제약조건은 모든 경우에서 목표파괴확률을 만족하는 것이다. 한편, 저항안전계수는 형상 매개변수 및 목표파괴확률에 관계없이 변동계수가 0.0005 미만이기 때문에 보정 없이 평균값을 사용하였다. 보정은 하중과 저항의 곱의 형태인 전체안전계수를 사용하여 수행되었으며 이를 저항안전계수로 나누어 최종 하중안전계수를 산정하였다.

#### 4. 부분안전계수의 보정 및 검증

##### 4.1 부분안전계수의 보정 (Steps 8, 9)

앞 절에서 산정한 하중과 저항안전계수  $\gamma (= \gamma_S, \gamma_R)$ 는 다음 식을 사용하여 보정(code calibration)한다(PIANC, 1992).

$$\lim_{\gamma_i} W(\gamma_i) = \sum_{j=1}^N \left[ w_j \{ \beta_j(\gamma_i) - \beta_T \}^2 + \delta_j \sum_{i=1}^M (\gamma_i - \gamma_{ji}^*)^2 \right] \quad (16a)$$

$$\text{subject to } \beta_j(\gamma_i) \geq \beta_T^{\min}, j = 1, 2, \dots, L \quad (16b)$$

여기서  $w_j, \delta_j$ 는 합이 1.0인 가중치,  $\beta_j(\gamma)$ 는 부분안전계수  $\gamma$ 을 고려한  $j$ 설계조건에 대한 신뢰도지수,  $\gamma_{ji}^*$ 는  $j$ 설계조건에서 산정한 부분안전계수이다. 개별적 설계조건을 고려할 때  $\gamma_{ji}^* = x_{ji}^c / x_{ji}$ 이다. 여기서  $x_{ji}^*$ 는  $j$ 설계조건에서 설계변수  $x_i$ 의 설계점 즉 MPFP이고  $x_{ji}^c$ 는  $j$ 설계조건에서 설계변수  $x_i$ 의 특성치이다. 식 (16a)의 목적함수  $W(\gamma)$ 는 반드시 식 (16b)를 만족하면서 최소값이 되어야 한다. 여기서  $\beta_T^{\min}$ 은 목표신뢰도지수를 의미한다.

본 연구에서는 하중과 저항이 곱해진 전체안전계수  $\gamma_Z$ 을 사용한다. 따라서  $M=1$ 이고 모든 설계조건에서 동일한 가중치를 적용하면( $w_j = \delta_j = 1/N$ ) 식 (16a)는 다음과 같이 표현된다.

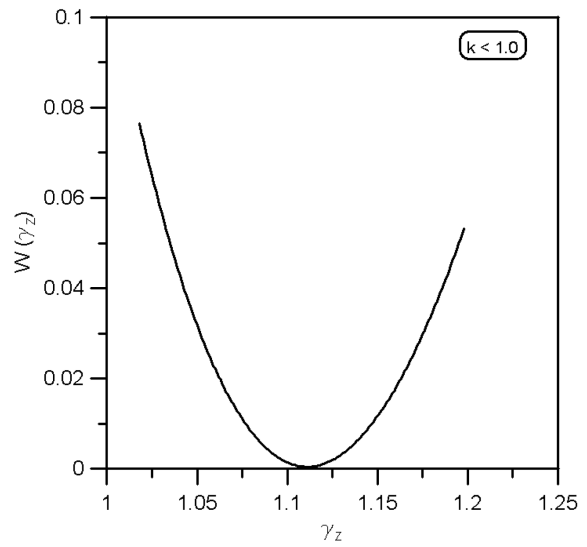


Fig. 10 Objective function  $W(\gamma_Z)$  without a constraint for Hudson's (1959) formula

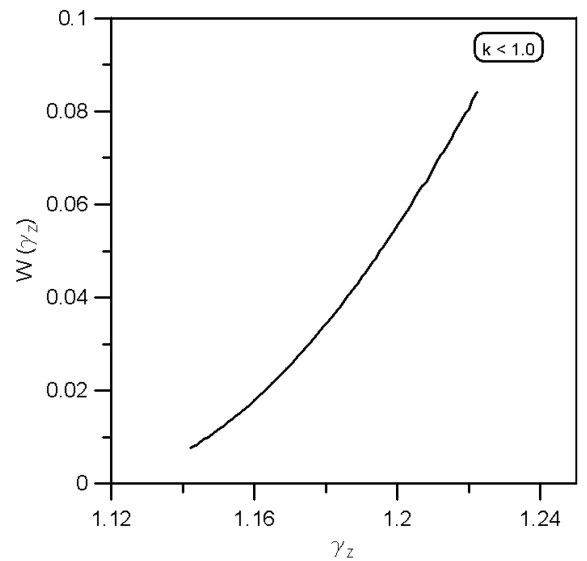


Fig. 11 Objective function  $W(\gamma_Z)$  with a constraint for Hudson's (1959) formula

$$\lim_{\gamma_Z} W(\gamma_Z) = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \left[ \{ \beta_j(\gamma_Z) - \beta_T \}^2 + (\gamma_Z - \gamma_{jZ}^*)^2 \right] \quad (17)$$

각 형상 모수의 범위에 따라  $N$ 은 달라진다. Table 6과 7에서 보듯이  $k < 1.0$ 에서  $N=59$ 이며,  $1.0 \leq k \leq 1.5$ 에서  $N=37$ , 그리고  $1.5 < k \leq 3.0$ 에서  $N=20$ 이다.

Fig. 10은 목표파괴확률 50%와 파괴분포의 형상 모수가 1.0보다 작은 조건에서 산정된 전체안전계수  $\gamma_Z$ 에 따른 목적함수  $W(\gamma_Z)$ 이다. 목적함수가 최소가 되는 전체안전계수는 1.111로 Table 6에서 계산한 전체안전계수의 평균값과 유사하다. 하지만 Fig. 11과 같이 식 (16b)의 제약조건을 만족하는 목적함수의 최소값은 전체안전계수가 평균값보다 약간 큰 1.124로 결정된다. 이와 같은 방법으로 전체안전계수를 산정한 후 앞에서 계산된 저항안전계수로 나누어 하중안전계수를 다음과 같이 보정한다.

$$\gamma_S = \frac{\gamma_Z^{opt}}{\gamma_R} \quad (18)$$

여기서  $\gamma_Z^{opt}$ 는 최적화 기법으로 구해진 전체안전계수이다.



Table 8. Load and resistance safety factors for Hudson's (1959) formula after code calibration

$(P_f)_T$	Shape parameter	$\gamma_R$	$\gamma_S$	$\gamma_Z = \gamma_R \gamma_S$	Remarks
40%	$k < 1.0$	1.006	1.221	1.228	
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.009	1.156	1.166	OK for Gumbel
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.018	1.041	1.060	
50%	$k < 1.0$	1.000	1.124	1.124	
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.000	1.091	1.091	OK for Gumbel
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.000	1.026	1.026	
60%	$k < 1.0$	0.993	1.039	1.032	
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	0.991	1.031	1.022	OK for Gumbel
	$1.5 < k \leq 3.0$	0.983	1.011	0.994	

Table 9. Load and resistance safety factors for Van der Meer's (1988) formula after code calibration

$(P_f)_T$	Shape parameter	$\gamma_R$	$\gamma_S$	$\gamma_Z = \gamma_R \gamma_S$	Remarks
40%	$k < 1.0$	1.006	1.222	1.229	
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.008	1.159	1.168	OK for Gumbel
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.015	1.048	1.064	
50%	$k < 1.0$	1.000	1.124	1.124	
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	1.000	1.090	1.090	OK for Gumbel
	$1.5 < k \leq 3.0$	1.000	1.026	1.026	
60%	$k < 1.0$	0.994	1.035	1.029	
	$1.0 \leq k \leq 1.5$	0.992	1.026	1.018	OK for Gumbel
	$1.5 < k \leq 3.0$	0.986	1.003	0.989	

Table 8과 9는 Hudson(1959)과 Van der Meer(1988) 공식의 최종적인 하중과 저항의 부분안전계수이다. 제안된 부분안전계수는 Weibull 과고 분포를 사용하여 계산하였으나 다른 극치분포에도 적용할 수 있음을 3.2절에서 보였다. 극치과고 분포로 많이 사용되는 Gumbel 분포는 왜곡도가 1.1396으로 고정되어 형상 모수를 1.45로 쉽게 계산할 수 있다. 따라서 본 연구에서 산정한  $1.0 \leq k \leq 1.5$  의 조건의 부분안전계수를 사용할 수 있다. 목표과고확률 40%에서 전체안전계수는 1.17로서 U.S. Army(2006)와 김승우 등(2009)이 각각 산정한 전체안전계수 1.08과 1.09보다 약 0.08에서 0.09 정도 큰 것을 확인할 수 있다.

#### 4.2 부분안전계수의 검증 (Step 10)

Hudson(1959) 공식과 Van der Meer(1988) 공식의 부분안전계수를 검증하기 위해 대상 구조물을 재설계한다. 대상 구조물로 부분안전계수 산정에 사용된 116개 단면과 그렇지 않은 69개 단면 모두를 선택하였다. 피복재의 대표입경은 다음 두 공식을 사용하여 계산한다.

$$D_n = \frac{\gamma_S \gamma_R H_s^{T_R}}{\Delta(K_D \cot \alpha)^{1/3}} \quad (19)$$

$$D_n = \frac{\gamma_S \gamma_R H_s^{T_R}}{\Delta \left( \frac{\cot \alpha}{1.5} \right)^{1/3} \left( 3.75 \frac{N_{od}^{0.5}}{N_w^{0.25}} + 0.85 \right) s_{om}^{-0.2}} \quad (20)$$

Hudson(1959) 공식과 Van der Meer(1988) 공식의 부분안

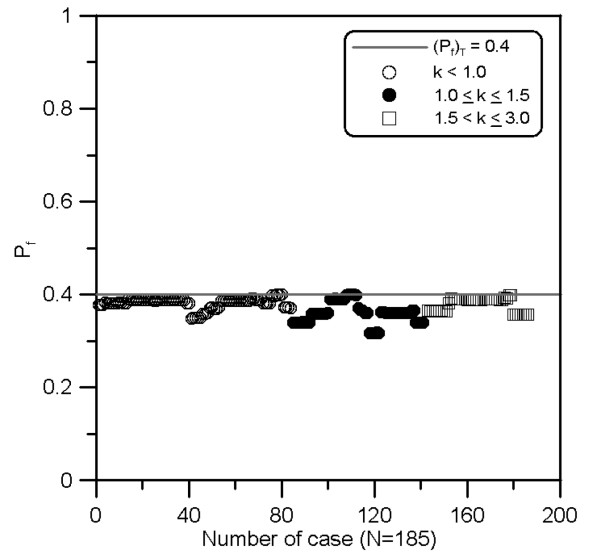


Fig. 12 Probability of failure of structures redesigned by the present partial safety factors for  $(P_f)_T = 0.4$  Hudson's(1959) formula

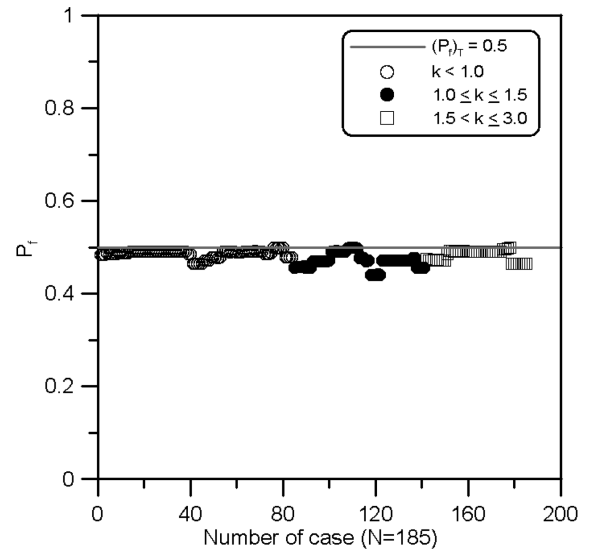


Fig. 13 Probability of failure of structures redesigned by the present partial safety factors for  $(P_f)_T = 0.5$  Hudson's(1959) formula

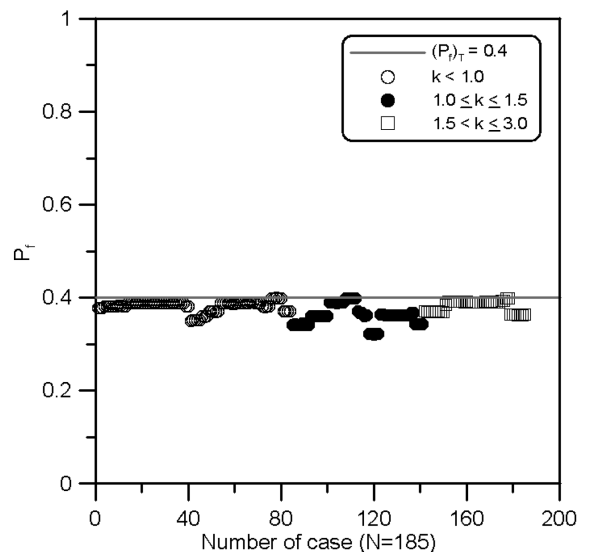


Fig. 14 Probability of failure of structures redesigned by the present partial safety factors for  $(P_f)_T = 0.4$  for Van der Meer's(1988) formula

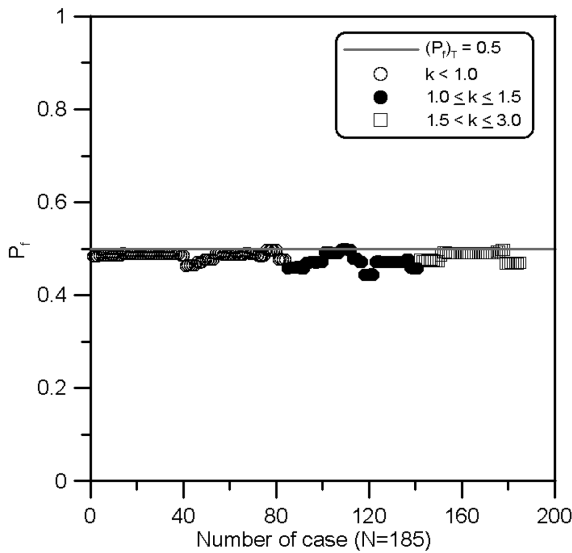


Fig. 15 Probability of failure of structures redesigned by the present partial safety factors for  $(P_f)_T = 0.5$  for Van der Meer(1988) formula

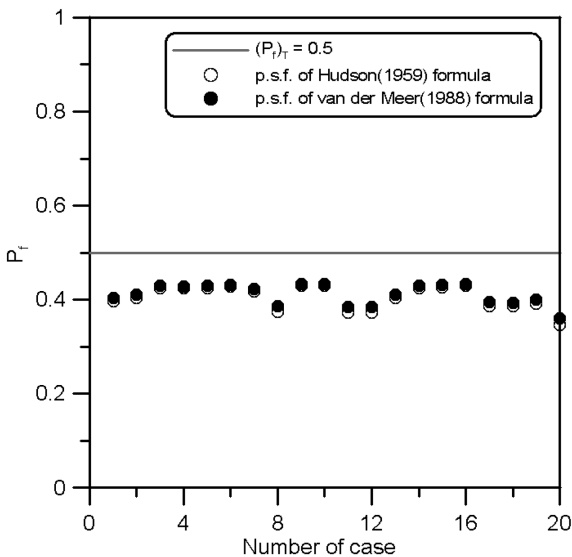


Fig. 16 Probability of failure calculated by the present partial safety factors for  $(P_f)_T = 0.5$  the structures used in Kim et al. (2009)

전계수를 사용하여 재설계한 단면의 파괴확률은 Figs. 12에서 15이다. 목표파괴확률 40% 일 때 재설계한 구조물의 일부는 약간 과대 설계하는 경향을 보이지만 전체적으로 목표수준을 잘 만족하는 것을 볼 수 있다(Figs. 12, 14). 하지만 목표파괴확률이 높을수록 구조물은 목표수준에 가깝게 설계되는 것을 Fig. 13과 15에서 확인할 수 있다. 전체적으로 부분안전계수는 목표수준을 초과하지 않도록 보정되었기 때문에 보정 전에 비해 약간 보수적으로 산정되었다(Fig. 8, Fig. 13).

한편, Fig. 16은 김승우 등(2009)의 20곳의 단면 및 파랑 조건(Gumbel 분포)에 대하여 본 연구에서 산정한 부분안전계수를 사용하여 구조물을 재설계하고 파괴확률을 계산한 것이다. 목표파괴확률 50% 일 때 Hudson(1959) 공식과 Van der Meer(1988) 공식의 부분안전계수를 각각 적용하였고 두 공식의 부분안전계수 모두 비슷한 파괴확률을 보였다. 또한 계산된 파괴확률은 목표파괴확률보다 약간 작아 보수적으로 목표수준을 만족하고 있다. 이는 Gumbel 분포에 상응하는

Weibull 분포의 형상 모수는 1.45인데, 이는 식 (11b)로 주어지는 구간의 상한치에 가까우며, 이에 상응하는 하중안전계수는 이 구간의 평균값보다 작기 때문이다(Fig. 7 참조). 다시 말해 Table 8 및 9에 주어진 하중안전계수는 이 구간의 평균값으로 볼 수 있으며 실제로 Gumbel 분포인 경우는 평균값보다 작은 안전계수로 설계해야 한다. 하지만 평균값으로 설계했기 때문에 약간 과대 설계되어 파괴확률이 작아진 것이다.

## 5. 결 론

Level 2의 FORM과 최적화 보정 기법을 사용하여 경사제의 Tetrapod 피복블록에 대한 부분안전계수를 Weibull 극치 파괴 분포의 형상 모수의 범위에 따라 산정하였다. 기존의 부분안전계수는 제한된 파랑조건에서 산정되었기 때문에 다양한 파랑조건에서 목표수준을 잘 만족하지 못했지만 형상 모수를 도입한 본 연구의 부분안전계수는 Weibull 분포를 포함한 다양한 극치분포의 형태에 적용될 수 있다. 형상 모수가 없는 다른 극치분포의 경우에도 왜곡도와 형상 모수의 관계에서 형상 모수를 계산하여 본 연구의 결과를 적용할 수 있다. Gumbel 분포의 파랑조건에서도 본 연구에서 제안된 부분안전계수로 설계한 방파제가 목표수준을 대체적으로 잘 만족하였다. 또한 최적화 기법을 사용하여 목표수준을 초과하지 않도록 하중안전계수를 보정하였다. 이를 검증하기 위해 185개 단면과 파랑조건에서 방파제를 재설계하였고 신뢰성 해석으로 산정된 파괴확률이 목표파괴확률을 잘 만족하는 것을 확인할 수 있었다.

## 참고문헌

- 국토해양부(2009) 항만시설물 안정성 평가 및 보수보강 방안 수립 3차년도 보고서. 세광종합기술단 및 해인 ENC.
- 국토해양부(2010) 항만시설물 안정성 평가 및 보수보강 방안 수립 최종 보고서. 세광종합기술단 및 해인 ENC.
- 김승우, 서경덕, 오영민(2005) 동해항 방파제를 대상으로 한 신뢰성 설계법의 비교 연구. 1. 피복 블록의 안정성. 한국해양·해양공학회지, 한국해양·해양공학회, 제17권 제3호, pp. 188-201.
- 김승우, 서경덕(2008) 파고와 파형경사의 상관성을 고려한 신뢰성 해석 및 부분안전계수 산정. 한국해양·해양공학회논문집, 한국해양·해양공학회, 제20권 제3호, pp. 300-309.
- 김승우, 서경덕(2009) 국내에서 시공된 Tetrapod 피복재에 대한 Hudson 공식의 부분안전계수 산정. 한국해양·해양공학회논문집, 한국해양·해양공학회, 제21권 제5호, pp. 345-356.
- 김승우, 서경덕, 이철웅, 박동현(2009) 국내 항만의 방파제 피복블록의 신뢰성 해석. 한국해양·해양공학회논문집, 한국해양·해양공학회, 제21권 제1호, pp. 15-29.
- 김승우, 서경덕, Burcharth (2010) 경사식 방파제의 비용 최적화에 기초한 부분안전계수 및 목표파괴확률 산정. 한국해양·해양공학회논문집, 한국해양·해양공학회, 제22권 제3호, pp. 191-201.
- 이철웅(2007) 피복재의 부분안전계수 산정. 한국해양·해양공학회논문집, 한국해양·해양공학회, 제19권 제4호, pp. 336-344.
- 이철웅(2008) 피복재의 신뢰성 해석 및 부분안전계수 산정. 제2회 항만구조물 신뢰성 설계법 기술교육 워크샵, 항만구조물 신뢰성 설계 연구단, 도서출판 씨아이알, pp. 145-183.
- 이철웅, 박동현, 권혁재, 이선용(2009) 혼성제 직립 케이슨의 활

- 동에 대한 부분안전계수 산정. 한국해안·해양공학회논문집, 한국해안·해양공학회, 제21권 제4호, pp. 267-277.
- 해양수산부(2005) 항만 및 여항 설계 기준.
- 해양수산부(2001) 경사식 방파제의 최적설계 기술개발 II, 한국해양연구원.
- 한국해양연구원(2005) 전해역 심해설계파 추정 보고서 II.
- Burcharth, H.F. (1991) Introduction of partial coefficient in the design of rubble mound breakwaters. *Proc. Coastal Structures Breakwaters*, Institution of Civil Engineers, London, pp. 543-565.
- Burcharth, H.F. and Sorensen, J.D. (2004) *Parametric study of optimum safety levels*. Report of PIANC MarCom WG 47 Task 13.
- Carver (1983) *Stability of stone- and dolos-armed rubble mound breakwater trunks subjected to breaking waves with no overtopping*. Technical report CERC-83-5, U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station, Vicksburg, MS.
- Goda, Y. (1988) On the methodology of selecting design wave height. *Proc. 21st Int. Conf. Coastal Eng.*, ASCE, Malaga, pp. 899-913.
- Hong, S.Y., Suh, K.-D., and Kweon, H.-M. (2004) Calculation of expected sliding distance of breakwater caisson considering variability in wave direction. *Coastal Eng. J.*, Vol. 46, No. 1, pp. 119-140.
- Hudson, R.Y. (1959) Laboratory investigation of rubble mound breakwaters. *J. Waterway and Harbors Division*, ASCE, Vol. 85, No. WW3, pp. 93-121.
- Izumiyama, T. (1999) Formulation of the N-year maximum value with the Weibull distribution and its applicability. *Proc. Coastal Eng.*, JSCE, Vol. 46, pp. 236-240 (in Japanese).
- JPHA (2007) *Technical Standards and Commentaries of Port and Harbor Facilities in Japan*. Japan Port and Harbor Association (in Japanese).
- Kim, S.-W. and Suh, K.-D. (2010) Reliability analysis of breakwaters armor blocks: case study in Korea. *Coastal Eng. J.*, Vol. 52, No. 4, pp. 1-20.
- Maidment, D.R. (1992) *Handbook of hydrology*, McGraw-Hill, Chapter 18.
- OCDI (2009) *Technical standards and commentaries for port and harbor facilities in Japan*. Overseas Coastal area Development Institute of Japan
- PIANC (1992) *Analysis of rubble mound breakwaters*. Report of Working Group No. 1 of PTC II, Belgium.
- Suh, K.-D., Kweon, H.-M., and Yoon, H.D. (2002) Reliability design of breakwater armor blocks considering wave direction in computation of wave transformation. *Coastal Eng. J.*, Vol. 44, No. 4, pp. 321-341.
- U.S. 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. (1988) Stability of Cubes, Tetrapods and Accropods. *Proc. of the Breakwaters '88 Conference: Design of Breakwaters*, Institution of Civil Engineers, Thomas Telford, London, UK, pp. 71-80.

(접수일: 2011.9.19/심사일: 2011.12.13/심사완료일: 2011.12.13)