

신뢰성설계법 LRFD의 피복재에 대한 하중저항계수 산정 Evaluation of Load and Resistance Factors of Armor Units on LRFD of Reliability Design Method

이철응* · 박동헌** · 이화수*** · 안익성****

Cheol-Eung Lee*, Dong-Hun Park**, Hwa-Soo Lee*** and Ik-Seong Ahn****

요 지 : 항만 구조물 외곽시설인 경사제와 혼성제의 피복재 중량 산정에 신뢰성설계법 LRFD를 도입하기 위하여 먼저 설계기준식을 수립하고, 그에 맞는 피복재 산정식에 대한 하중저항계수 그리고 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형을 수립하였다. 코드 캘리브레이션 절차에 따라 각각의 파괴모드에 대해 많은 기존 단면에 대한 신뢰성 해석을 수행하였으며, 결과들을 통계적으로 분석하고 설계치법에 적용하여 하중저항계수를 목표 수준에 따라 산정하였다. 또한 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형도 신뢰함수로부터 수립하여 제시하였다. 경사제의 경우 Hudson의 공식과 Van der Meer 공식에 대하여 연구가 수행되었으며, 목표수준별로 제시된 하중저항계수들을 유럽이나 미국의 결과들과 비교하였다. 한편 혼성제, 무공 케이슨제와 유공 케이슨제의 경우, Tanimoto 공식에 대하여 본 연구에서 처음으로 목표수준에 따른 하중저항계수를 산정하고 제시하였다. 또한 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형도 신뢰함수로부터 유도하여 함께 제시하였다. 목표수준에 따른 하중저항계수의 정성적인 거동은 다른 파괴모드에서 나타나는 일반적인 경향과 잘 일치하였다.

핵심용어 : 신뢰성설계법 LRFD, 하중저항계수, 피복재, 경사제, 혼성제 마운드

Abstract : A design equation of LRFD of reliability design method has been formulated properly, and several load and resistance factors with respect to the target probabilities of failure on armor units of rubble-mound breakwaters and mound of composite-breakwaters have been suggested, which have been evaluated by both reliability analysis and application of design value method following strictly the process of code calibration defined in design procedure. Also, the mathematical models have been provided from the reliability functions, so that the characteristic values of the resistance function and load function can be calculated straightforwardly that must be applied to the design equation of LRFD of reliability design method. The existing sections of each type of breakwaters designed by traditional deterministic design method have been included as many as possible in the reliability analysis in order to consider the diverse ocean environmental-conditions according to the failure modes of armor units. Those results of reliability analysis have been necessary inevitably in applying the design value method by which each load and resistance factor according to each failure mode can be evaluated correctly. The load and resistance factors on the Hudson formula and Van der Meer formula for rock and TTP units of rubble-mound breakwater have been compared with the load and resistance factors suggested by PIANC and CEM, in which the present results have been satisfactory in the same conditions of the target probabilities of failure. In addition, Tanimoto formula for armor units on mound of composite-breakwaters has been studied in this paper for the first time. The load and resistance factors of non-perforated and perforated composite-breakwaters have been evaluated and suggested according to the target probabilities of failure. Also, mathematical models of characteristic values of the resistance function and load function have been formulated from the reliability function of Tanimoto formula that must be applied to the design equation of LRFD of reliability design method. It has finally been seen that the qualitative trend of those load and resistance factors with respect to the target probabilities of failure on non-perforated and perforated composite-breakwaters has been in agreement with the behavior of those of other failure modes.

Keywords : LRFD of reliability design method, load and resistance factors, armor units, rubble-mound breakwaters, composite-breakwaters

*강원대학교 토목공학과 교수(Professor, Department of Civil Engineering, Kangwon National University)

**강원대학교 토목공학과 강사(Lecturer, Department of Civil Engineering, Kangwon National University)

*** (주)한국항만기술단 사장(President, Korea Port Engineering Co., Ltd.)

**** (주)항도엔지니어링 사장(Corresponding author: Ik-Seong Ahn, President, Hangdo Engineering Co., Ltd, Rm 401, 55, Digital-ro 34 gil, Guro-gu Seoul 08378, Korea, Tel: +82-2-850-3700, Fax: +82-2-850-3703, isahn@hangdoeng.co.kr)

1. 서 론

WTO TBT(technical barriers to trade) 협약에서 국가표준 제정시 국제표준이 있는 경우는 국제표준을 채택하도록 합의 하였다. 선진국은 2010년, 개발도상국은 2020년까지를 목표로 각국의 국가규격을 제·개정하도록 유도하고 있다. 현재 국제표준은 ISO 2394(1998) “구조물의 신뢰성에 대한 일반원칙”에 따라 신뢰성설계법을 따르는 것을 원칙으로 하고 있다. 이는 기후변화에 따른 해수면 상승 등 해양환경 변화에 의한 설계 변수들의 불확실성을 올바로 고려하면서 구조물의 안전성에 대한 정량적 평가를 기반으로 구조물을 설계하기 위함이다. 항만 구조물의 경우, 유럽(PIANC PTC II, 2001; CIRIA/CUR, 2007), 미국(US Army Corps of Engineers, 2006) 그리고 일본 항만시설의 기술상 기준(MLIT, 2018) 등 해외 선진국에서는 이미 신뢰성설계법을 도입하였다. 따라서 우리나라도 국제표준에 따른 항만 구조물의 신뢰성 기반 설계기준 의무화를 요구받고 있다.

1971년 처음으로 제정된 우리나라의 “항만 및 어항 설계기준·해설”은 모두 5차 개정 과정을 거치면서 2017년에 마지막 개정에서 코드체계(KDS 64 00 00)로 전환되었지만, 설계의 기본개념은 결정론적설계법인 허용응력설계법 체계를 유지하고 있다. 따라서 유럽이나 미국 그리고 일본 등 해외 선진국에서 적용하고 있는 국제적 설계법 추세인 신뢰성설계법을 따라가지 못하는 실정이다. 따라서 국내 설계기술의 발전과 해외시장 개척 및 진출을 위해서는 세계적인 추세에 맞는 한국형 “항만 및 어항설계 기준” 체계를 신뢰성설계법으로 개정하여야 한다. 현재 우리나라 여건과 환경, 시대변화에 부합하는 독자적인 한국형 설계기준 확보를 위해 설계기준 전반에 걸친 개정작업 및 기술자료 개발을 통해 국제기술 경쟁력 확보 및 기술자립을 실현하고자 하는 항만 및 어항 설계기준 차기 개정 연구가 진행 중이다. 이와 같은 개정 작업 중 핵심이 되는 사항은 신뢰성설계법의 설계기준을 올바로 수립하는 것이다. 이를 위해서는 먼저 Level 1, 2, 그리고 3로 구분되는 신뢰성설계법의 수준을 결정하여야 한다(CIRIA/CUR, 2007; Goda, 2010; Lee, 2007a). 현재 유럽, 미국 그리고 일본 등 신뢰성설계법을 도입하는 거의 모든 국가에서는 Level 1의 수준을 적용하고 있으나, 형식적으로는 하중저항계수법(LRFD, Load and Resistance Factors Design)과 부분안전계수법(PSFD, Partial Safety Factors Design)으로 구분된다. 유럽의 유로코드에서 항만 구조물의 경우는 LRFD를, 다른 구조물의 경우는 PSFD를 적용하고 있으나, 미국의 경우는 항만 구조물 뿐만 아니라 다른 구조물의 경우에도 LRFD를 적용하고 있다. 한편 일본의 경우는 2007년에 처음으로 신뢰성설계법을 도입할 당시는 PSFD를 적용하였으나, 2018년 개정작업을 하면서 현재 LRFD를 적용하고 있다. 이와 같은 해외 사례를 분석하여 한국형 항만 및 어항 설계기준 차기 개정 연구에서는 신뢰성설계법 LRFD를 적용하였다.

현행의 허용응력설계법에서는 경험적으로 결정된 하나의 안전율로 항만 구조물의 안전성을 평가하고 있다. 안전율은 일반적으로 저항함수와 하중함수의 비로 정의되는데, 각각의 저항함수와 하중함수는 각기 다른 많은 독립변수들에 의존한다. 이는 많은 변수들의 영향을 하나의 안전율로 고려한다는 개념이다. 그러나 신뢰성설계법 LRFD에서는 안전율 대신 저항함수와 하중함수에 대한 각각의 하중저항계수를 이용하여 구조물의 안전성을 평가한다. 따라서 항만 구조물의 형식별, 파괴모드별로 고려하여 하중저항계수가 제시되어야 한다. 개념적으로는 하나의 안전율을 두 개의 각기 다른 저항계수와 하중계수로 분리한다는 의미이다. 일반적으로 안전율은 1.0보다 크게 제시되는데, 예로 혼성제 케이슨의 활동 파괴모드에 대한 안전율은 1.2이며, 이는 안전율에도 불확실성이 포함되어 있다는 의미이다. 그러나 하나의 안전율로 제시하다 보니 저항함수와 하중함수, 각각의 함수가 내재하는 불확실성이 얼마인지, 주어진 안전율은 어느 정도의 파괴수준을 갖는지에 대한 평가를 정량적으로 확인할 수 없다. 이와 같은 문제를 해결하기 위하여 신뢰성설계법 LRFD가 도입되었다. 따라서 하중저항계수에는 저항함수의 불확실성과 하중함수의 불확실성에 대한 영향이 올바로 각각 고려되어야 하고, 또한 어느 정도의 파괴수준을 반영하는지를 설계자들이 정량적으로 확인할 수 있어야 한다. 한편 결정론적설계법인 허용응력설계법의 설계기준식의 형식은 안전율의 개념을 도입하다 보니 저항함수와 하중함수의 비로 정의되는 반면, 신뢰성설계법 LRFD에서는 저항함수와 하중함수의 차로 다르게 정의된다. 그러나 두 설계법 모두 저항함수와 하중함수를 산정할 때 각각의 함수를 구성하는 확률변수들의 특성값을 사용한다. 이와 같은 각각의 설계법이 갖는 특성을 고려하면 저항함수와 하중함수는 동일하게 특성값을 이용하여 산정하게 된다. 그러나 신뢰성설계법 LRFD에 하중저항계수를 도입하면 결정론적설계법인 허용응력설계법의 문제점, 즉, 저항함수와 하중함수의 불확실성을 분리해서 고려하지 못하는 문제와 안전성의 정량적 평가가 어렵다는 문제점을 해결할 수 있다.

본 연구의 목적은 코드 캘리브레이션(code calibration) 절차에 따라 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식(design equation)을 제시하고, 그에 적합한 하중저항계수를 산정하여 제시하는 것이다. 개념적으로는 현재의 결정론적설계법인 허용응력설계법에서 하중과 저항이 함께 고려되어 경험적으로 정의되는 안전율을 확률론적 해석을 도입하여 하중계수와 저항계수로 분리하는 것이다. 따라서 구조물 형식별, 파괴모드별로 구분하여 하중저항계수를 산정하여야 한다. 이는 구조물의 형식과 파괴모드에 따라 관련된 설계변수가 다르고 안전성에 미치는 각 설계변수의 불확실성의 영향이 다르기 때문이다. 따라서 신뢰성설계법 LRFD를 도입하기 위해서는 기술발전에 따라 장기간에 걸친 지속적인 연구가 필요하다. 유럽이나 미국 그리고 일본에서도 모든 구조물 형식과 모든 파괴모드에 대하여 하중저항계수를 제시하지 못하고 있다. 본 연구에서

는 우리나라 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2017)에 제시된 외곽시설 방파제 형식 중 경사제와 혼성제 마운드 설계에 필요한 피복재 중량 산정식을 대상으로 연구하였다. 피복재의 중량 산정식은 경사제의 경우, Hudson 공식과 Van der Meer 공식이고, 혼성제 마운드에 대하여는 Tanimoto 공식을 대상으로 하였다. 일본의 신뢰성설계법 LRFD에서는 모든 피복재 공식에 대하여 아직 하중저항계수를 제시하지 못하고 있다. 한편 유럽이나 미국의 신뢰성설계법 LRFD에서는 Hudson 공식과 Van der Meer 공식에 대한 하중저항계수(PIANC PTC II, 2001; US Army Corps of Engineers, 2006)는 제시되어 있으나, Tanimoto 공식에 대한 하중저항계수는 아직 제시되지 못하고 있다. 따라서 본 연구에서 산정 제시된 Hudson 공식과 Van der Meer 공식의 하중저항계수는 유럽이나 미국의 하중저항계수(PIANC PTC II, 2001; US Army Corps of Engineers, 2006)와 비교하여 검증하였으며, Tanimoto 공식에 대한 결과는 정성적 경향성이 다른 파괴모드의 결과와 잘 일치하는 것을 확인하였다.

2. LRFD의 설계기준식과 하중저항계수

서론에서 신뢰성 설계법 LRFD를 결정론적설계법인 허용응력설계법과 비교하여 개념적으로 설명하였다. 현재의 결정론적설계법인 허용응력설계법에서는 하중과 저항이 함께 고려되어 경험적으로 정의되는 안전율(Goda, 2010)을 사용하지만, 신뢰성설계법 LRFD에서는 확률론적 해석을 도입하여 하중계수와 저항계수로 분리한다. 아래에 두 설계법의 수학적 형식의 차이를 설명한다. 이미 잘 알려진 바와 같이 수학적으로 결정론적설계법인 허용응력설계법에서는 설계기준식을 다음 식(1)과 같이 저항에 대한 하중의 비(safety factor)로 정의한다.

$$\frac{R(\vec{x})}{S(\vec{y})} \geq S_f \quad (1)$$

여기서 $R(\vec{x})$ 은 저항함수이며, $\vec{x}$ 는 저항함수의 여러 독립 확률변수이다. 또한 $S(\vec{y})$ 는 하중함수이고 $\vec{y}$ 는 하중함수의 여러 독립 확률변수며, S_f 는 최소 안전율이다. 그러나 신뢰성설계법 LRFD에서는 설계기준식을 저항함수와 하중함수의 차(safety margin)로 다음 식(2)와 같이 정의한다.

$$\gamma_R R(\vec{x}) \geq \gamma_S S(\vec{y}) \quad (2a)$$

$$\frac{1}{\gamma_R} R(\vec{x}) \geq \gamma_S S(\vec{y}) \quad (2b)$$

여기서 γ_R , γ_S 를 각각 저항계수와 하중계수라 한다. 식(2a)는 일본 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식 형식이고, 식(2b)는 유럽과 미국의 설계기준식 형식이다. 이는 신뢰성설계법 LRFD에서도 어떤 설계기준식의 형식을 도입하느냐에 따라 하중저항계수가 다르게 산정되어야 한다는 것을 의미한다.

하중저항계수는 다음에 설명할 설계치법(design value method)을 적용하여 산정할 수 있다(Thoft-Christensen and Baker, 1982; Madsen et al., 1986; Goda, 2010; MLIT, 2018). 즉, 하나의 안전율로 나타내는 허용응력설계법을 신뢰성설계법 LRFD로 바꾸기 위해서는 최적화된 두 개의 하중저항계수를 찾아야 한다. 구조물의 설계는 다양한 조건에서 수행되기 때문에 모든 조건에서 균일한 신뢰성을 주는 하중저항계수의 조합을 찾는 것이 어렵기 때문이다. 이와 같은 문제를 해결하면서 최적의 하중저항계수 조합을 찾기 위하여 사용하는 방법이 설계치법이다. 따라서 코드 캘리브레이션을 수행할 때 동일 구조 형식, 동일한 파괴모드에 대하여 다양한 조건에 대한 실제 단면에 대한 신뢰성 해석(reliability analysis)을 실시하여 상대적인 비교를 통하여 유의미한 통계적 특성들을 반영하여야 한다(Lee, 2007b, 2007c).

설계치법의 개념을 설명하기 위해서는 먼저 파괴모드의 파괴면을 나타내는 신뢰함수(reliability function), $Z[R(\vec{x}), S(\vec{y})]$ 를 다음 식(3)과 같이 정의하여야 한다.

$$Z[R(\vec{x}), S(\vec{y})] = R(\vec{x}) - S(\vec{y}) \quad (3)$$

따라서 신뢰함수, $Z[R(\vec{x}), S(\vec{y})] > 0$ 이면 안전영역(safe zone)이고, 파괴영역(failure zone)에서는 신뢰함수, $Z[R(\vec{x}), S(\vec{y})] < 0$ 이 된다. Fig. 1에서 알 수 있듯이 현행의 결정론적설계법인 허용응력설계법으로 안전율이 1.0보다 크게 설계된 구조물이 만약 파괴된다면, 이론적으로 특성값(characteristic value)을 갖는 점에서 신뢰함수까지의 최단거리인 설계점(design point)에서 제일 먼저 파괴되어야 한다. Fig. 1에 정의된 저항함수와 하중함수의 특성값, μ_R , μ_S 은 잘 알듯이 현행 결정론적설계법인 허용응력설계법에 적용되는 값이다. 즉, 저항함수와 하중함수를 구성하는 각각의 독립 확률변수들의 특성값을 먼저 구한 후, 이를 저항함수와 하중함수에 대입하여 산정할 수 있다(Goda, 2010; Lee, 2023). 파력과 마찰계수 등 특별한 경우를 제외하고는 평균에 대한 특성값의 비로 정의되는 특성비(characteristic ratio)는 1.0이다. 즉, 특성값과 각 확률변수의 평균을 동일하게 사용한다는 의미이다. 신뢰성 해석에서 설계점은 확률론적 이론에 따라 반복 계산하여 산정하게 되는데, 특성값에서 설계점까지의 최단거리를 신뢰도지수(reliability index), β 라 하고, 신뢰도지수가 클수록 파괴확률은 작아진다(Thoft-Christensen and Baker, 1982; Madsen et al., 1986; Lee, 2007a). 이는 물리적으로 파괴면의 설계점이 특성값에서 멀어진다는 의미이다. 신뢰성 해석 이론에서 신뢰도지수, β 를 산정하기 위해서는 저항함수와 하중함수의 불확실성을 나타내는 변동계수, $V_R = \sigma_R/\mu_R$ 과 $V_S = \sigma_S/\mu_S$ 를 각각 알아야 하는데, 특성값 산정과 동일하게 저항함수와 하중함수를 구성하는 각각의 독립 확률변수들의 변동계수를 이용하여 확률론적으로 산정할 수 있다(Goda, 2010; Lee, 2023). 만약 저항함수와 하중함수가 단일 확률변수이고, 저항함수와 하중함수의 결합확률밀도함수, $f_{RS}(r, s)$ 가 서로 독립이고 정

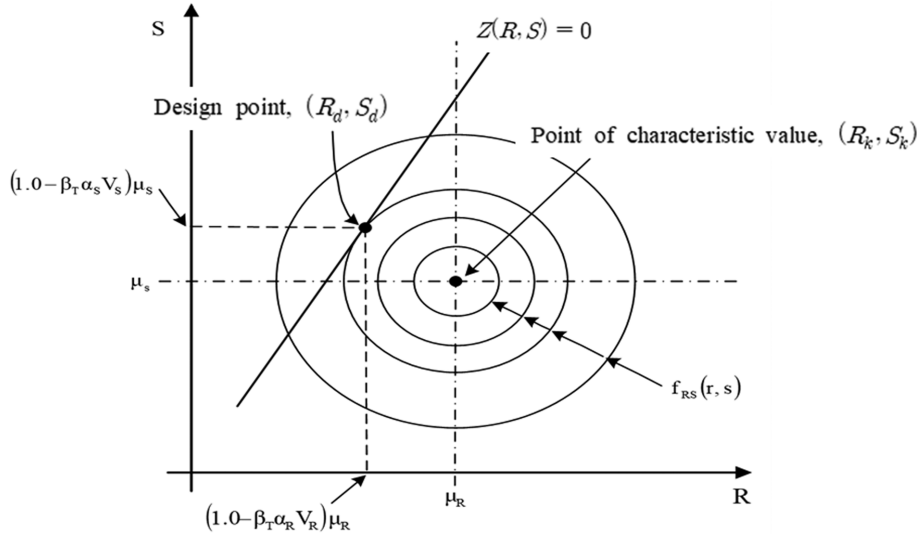


Fig. 1. Sketch of design value method.

규분포를 갖는 경우에는 신뢰도지수, β 를 다음 식(4)와 같이 쉽게 얻을 수 있다(Lee, 2007a).

$$\beta = \frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \quad (4)$$

한편 Fig. 1에서 α_R 과 α_S 를 각각 저항함수와 하중함수의 민감도 계수(sensitivity coefficient)라 하며 신뢰성 해석으로부터 설계점에서 산정되는 값이다. 저항함수와 하중함수의 민감도 계수는 수학적으로 정의되는 방향여현(direction cosine)과 같은 의미를 갖는다(Thoft-Christensen and Baker, 1982; Madsen et al., 1986; Goda, 2010; Lee, 2007a). 즉, 파괴가 어느 확률변수에 의하여 지대한 영향을 받는지를 나타내는 계수이다. 마지막으로 Fig. 1에서 β_T 는 목표 신뢰도지수이다. 목표 신뢰도지수는 현행의 결정론적설계법인 허용응력설계법에서 안전율과 같은 역할을 하는 것으로 하중이 동일할 때 안전율이 클수록 구조물의 안전성이 높아지는 것과 같다.

따라서 목표 신뢰도지수에 따라 하중저항계수의 값이 달라지게 된다. 목표 신뢰도지수를 결정하는 기법으로는 여러 가지가 있는데 일본을 포함한 여러나라에서는 현행의 결정론적설계법인 허용응력설계법으로 설계된 구조물과 평균적으로 같은 정도의 신뢰도지수로 설정하는 것이 일반적이다(Lee, 2010; Lee et al., 2012; MLIT, 2018). 그러나 미국이나 유럽에서는 다양한 목표 신뢰도지수를 적용하고 있는데, 이는 설계기준식이 등호형태이기 때문에, 다양한 목표수준을 제시하여 설계자가 실무적인 관점에서 자유롭게 판단하여 사용할 수 있도록 적용의 유연성을 부여하기 위함이다.

이상과 같이 설명한 설계치법의 개념을 살펴보면 현행의 결정론적설계법인 허용응력설계법에서는 특성값, $R_k = R(\vec{x}_k)$, $S_k = S(\vec{y}_k)$ 와 안전율로 설계하는데 반해, 신뢰성설계법 LRFD에서는 설계점, $R_d = R(\vec{x}_d)$, $S_d = S(\vec{y}_d)$ 를 이용하여 설계하게 된다. Fig. 1에서 쉽게 알 수 있듯이 저항함수와 하중함

수의 설계점은 각각 다음 식(5)와 같이 정의된다.

$$R(\vec{x}_d) = [1 - \beta_T \alpha_{R(\vec{x}_d)} V_{R(\vec{x})}] \mu_{R(\vec{x})} \quad (5a)$$

$$S(\vec{y}_d) = [1 - \beta_T \alpha_{S(\vec{y}_d)} V_{S(\vec{y})}] \mu_{S(\vec{y})} \quad (5b)$$

앞에서 언급하였듯이 신뢰성 해석으로부터 산정되는 민감도 계수의 경우, 저항함수의 민감도 계수는 양의 값을 갖고, 하중함수의 민감도 계수는 음의 값을 갖게 된다. 이는 구조물의 안전성을 높이기 위하여 저항함수는 작게 하면서 하중함수를 크게 하면서 설계점을 찾아간다는 의미이다.

따라서 식(5)를 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식 식(2)와 비교하면 저항계수, γ_R 과 하중계수, γ_S 를 각각 다음과 같이 정의할 수 있다. 먼저 식(2a)에 대한 저항계수와 하중계수를 각각 다음 식(6)과 같이 얻을 수 있다.

$$\gamma_R = [1 - \beta_T \alpha_{R(\vec{x}_d)} V_{R(\vec{x})}] \frac{\mu_{R(\vec{x})}}{R(\vec{x}_k)} \quad (6a)$$

$$\gamma_S = [1 - \beta_T \alpha_{S(\vec{y}_d)} V_{S(\vec{y})}] \frac{\mu_{S(\vec{y})}}{S(\vec{y}_k)} \quad (6b)$$

동일하게 식(2b)에 대한 저항계수는 다음 식(7)과 같이 다르게 정의되고, 하중계수는 식(6b)와 같게 된다.

$$\gamma_R = \frac{R(\vec{x}_k)}{[1 - \beta_T \alpha_{R(\vec{x}_d)} V_{R(\vec{x})}] \mu_{R(\vec{x})}} \quad (7)$$

현재 진행중인 한국형 항만 및 어항 설계기준 차기 개정에도 입될 신뢰성설계법 LRFD에서는 최종적으로 다음 식(8)과 같은 형식을 채택하였다.

$$\gamma_R R(\vec{x}_k) \geq \gamma_m \gamma_S S(\vec{y}_k) \quad (8)$$

식(8)에 γ_m 이라는 조정계수(modification factor)를 추가적으로 도입하였는데, 이는 앞에서 언급하였듯이 아직 연구가 미진

하여 하중저항계수가 제시되지 못한 항만 구조형식이나 파괴 모드에 대하여는 현행의 허용응력설계법이 적용 가능하도록 도입된 계수로, 안전율 S_F 에 해당된다. 유럽이나 미국 그리고 일본에서도 모든 항만 구조물 형식과 모든 파괴모드에 대하여 하중저항계수를 제시하지 못하고 있다. 따라서 하중저항 계수, $\gamma_R = \gamma_S = 1.0$ 인 경우는 $\gamma_m = S_F$ 가 되고, 식(8)은 식 (1)과 동일해진다. 반대로 하중저항계수가 주어져서 $\gamma_R \neq 1.0$, $\gamma_S \neq 1.0$ 인 경우는 $\gamma_m = 1.0$ 이 된다. 이는 모든 항만 구조물 형식과 모든 파괴모드에 대하여 설계기준식의 형식을 신뢰성 설계법 LRFD로 일치시키기 위함이다. 따라서 하중저항계수는 식(6)을 이용하여 산정하면 된다.

본 연구에서는 외곽시설 방파제 형식 중 경사제와 혼성제 마운드 설계에 필요한 피복재 중량 산정을 위한 하중저항계 수를 산정, 제시한다. 피복재의 중량 산정식은 현행 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2017)에서 적용되고 있는 Hudson 공식(Hudson, 1959)과 Van der Meer 공식(Van der Meer, 1988a) 그리고 Tanimoto 공식(Tanimoto et al., 1982; Takahashi et al., 1990)을 대상으로 하였다. 서론에서 언급한 코드 캘리브레이션 절차에 따라 항만 구조물 형식별, 파괴모드별 설계기 준식을 수립하고, 그에 맞는 하중저항계수를 제시하였다. 이 를 위해 먼저 우리나라 동해, 남해, 서해 뿐만 아니라 제주 도를 포함하는 전해역의 기존 방파제들을 신뢰성으로 재해석 하였다. 다음으로 신뢰성 해석 결과들을 설계치법에 적용하여 현행 피복재의 평균적인 안전성 수준에 해당하는 목표수 준으로 하중저항계수를 산정하였을 뿐만 아니라 다양한 목표 수준에 대하여도 하중저항계수를 산정하였다. 본 연구에서 산 정된 Hudson 공식과 Van der Meer 공식의 하중저항계수를 유럽이나 미국의 하중저항계수(PIANC PTC II, 2001; US Army Corps of Engineers, 2006)와 비교하여 검증하였다. 한편 혼성제 마운드 설계에 필요한 피복재 중량 산정을 위한 Tanimoto 공식에 대한 하중저항계수는 본 연구에서 처음으로 산정하였다.

3. 경사제 피복재의 하중저항계수 산정 및 검증

먼저 잘 알고 있듯이 경사제의 피복층에 거치되는 피복재 중량을 산정하는데 가장 범용적으로 많이 사용되는 간단한 공 식이 Hudson 공식(Hudson, 1959)이다. 이는 허용 피해를 5%에 해당하는 안전계수(stability coefficient), K_D 를 사용하

여 다양한 피복재의 종류에 일반적으로 적용이 가능하기 때 문이다. 코드 캘리브레이션 절차에 따라 다음 식(9)와 같은 신 퇴함수를 수립할 수 있다(Lee, 2007a, 2008).

$$Z_H(\bar{x}, \bar{y}) = A_H \Delta D_n (K_D \cot \alpha)^{1/3} - H_s \quad (9)$$

여기서 A_H 는 경험식의 불확실성을 나타내는 확률변수, $D_n = (W/\rho_s g)^{1/3}$ 은 피복재의 공칭직경, W 는 피복재의 중량, $\Delta = \rho_s/\rho_w - 1$, $\cot \alpha$ 는 경사, 그리고 H_s 는 유의 설계파고이다. g 는 중력가속도, ρ_s , ρ_w 는 각각 피복재와 해수의 밀도이다. 신 퇴성 해석에 사용된 각 확률변수의 특성비와 변동계수 그리 고 적용된 분포함수를 Table 1에 제시하였다. Table 1에 제 시된 입력자료는 Burcharth(1992), Goda(2010), 그리고 CEM (US Army Corps of Engineers, 2006) 등에서 제시한 자료 를 근거로 설정하였다.

신뢰성 해석은 앞에서 언급하였듯이 우리나라 동해, 남해, 서 해 뿐만 아니라 제주도를 포함하는 전해역의 기존 방파제들 을 신뢰성으로 재해석하였다. 사석제 단면이 19개, TTP 단 면이 36개로 모두 55개 항의 단면에 대하여 신뢰성 해석을 실시하였다. 모든 결과를 제시할 수 없어서 사석제 19개에 대 한 요약된 결과만 아래 Table 2에 제시하였다. 2절에서 설명 한 하중저항계수를 산정하는데 필요한 각 확률변수의 민감도 계수와 신뢰도지수 그리고 파괴확률이다. 특히 신뢰도지수와 파괴확률을 보면 각 단면마다 편차가 크다는 것을 쉽게 알수 있다. 먼저 하중저항계수 산정에 필요한 목표 신뢰도지수/목 표파괴확률을 결정하기 위하여 결과들을 통계적으로 분석하 였다. 이때 파괴확률이 기준치보다 2배 이상 편차를 보이는 5개 항의 결과(*)는 제외하였다. 분석 결과 사석제의 평균 신 퇴도지수는 0.584이며, 평균 파괴확률은 27.96%이고, TTP의 평균 신뢰도지수는 0.231이며, 평균 파괴확률은 40.87%이다. 이는 주로 경험식의 불확실성에 기인한다고 판단된다. 따라 서 Hudson공식의 목표수준에 따른 하중저항계수를 산정할 수 있다. 이때 주의할 점은 신뢰함수가 수학적으로 함수의 함수 (functional) 형태로 구성되어 있기 때문에, 식(6)을 이용하여 하중저항계수를 산정하기 위해서는 모든 확률변수에 대한 부 분안전계수를 먼저 산정하여야 한다. 즉, 설계점에서 모든 확 률변수의 값을 산정한 후 이를 특성값과 비교하여 부분안전 계수를 산정한다.

이를 수학적으로 정리하면 Hudson 공식의 저항계수와 하 중계수는 다음 식(10)과 같이 정의된다. 각 확률변수의 부분

Table 1. Input data of reliability analysis of Hudson formula

#	X_i or Y_i	μ_{X_i} or μ_{Y_i}	V_{X_i} or V_{Y_i} (%)	$\mu_{X_i}/(X_i)_k$ or $\mu_{Y_i}/(Y_i)_k$	Distribution
1	A_H	1.0	18.0	1.0	Normal
2	Δ	1.6	3.8	1.0	Normal
3	D_n (m)	Various	6.7	1.0	Normal
4	$\cot \alpha$	Various	5.0	1.0	Normal
5	H_s (m)	Various	16.0	1.0	Gumbel
6	K_D	various	-	-	Constant

Table 2. Result of reliability analysis of Hudson formula

Hudson-Rock								
No.	Port	α_{A_H}	α_{Δ}	α_{D_n}	$\alpha_{\cot\alpha}$	α_{H_s}	β	P_f (%)
1	Sokcho	0.733	0.153	0.273	0.068	-0.600	-0.019	50.77
2	Donghae	0.733	0.152	0.273	0.067	-0.600	0.045	48.21
3	Pohang	0.716	0.182	0.319	0.081	-0.589	-1.800	96.41*
4	Ulsan	0.737	0.147	0.262	0.065	-0.602	0.350	36.32
5	Pyeongtaek	0.753	0.130	0.238	0.058	-0.597	1.277	10.08
6	Tongyeong	0.754	0.130	0.234	0.058	-0.597	1.292	9.82
7	Samcheonpo	0.745	0.138	0.247	0.061	-0.601	0.865	19.36
8	Yeosu	0.702	0.208	0.350	0.093	-0.576	-3.625	99.98*
9	Wando	0.758	0.127	0.230	0.056	-0.594	1.485	6.88
10	Jumunjin	0.736	0.148	0.265	0.066	-0.601	0.262	39.67
11	Hupo	0.741	0.142	0.256	0.063	-0.602	0.596	27.56
12	Guryongpo	0.728	0.162	0.286	0.072	-0.598	-0.546	70.75
13	Daecheon	0.742	0.140	0.252	0.062	-0.602	0.727	23.37
14	Bien	0.765	0.123	0.223	0.055	-0.590	1.680	4.65
15	Dacheuksando	0.858	0.091	0.165	0.040	-0.477	3.211	0.07*
16	Narodo	0.723	0.170	0.297	0.076	-0.595	-1.039	85.06
17	Geomundo	0.752	0.132	0.237	0.058	-0.598	1.207	11.38
18	Seongsanpo	0.837	0.097	0.177	0.043	-0.507	2.988	0.14*
19	Hanlim	0.708	0.198	0.337	0.089	-0.581	-2.923	99.83*
AVERAGE		0.743	0.142	0.255	0.063	-0.598	0.584	27.96

Table 3. Partial safety factors and load and resistance factor of Hudson formula

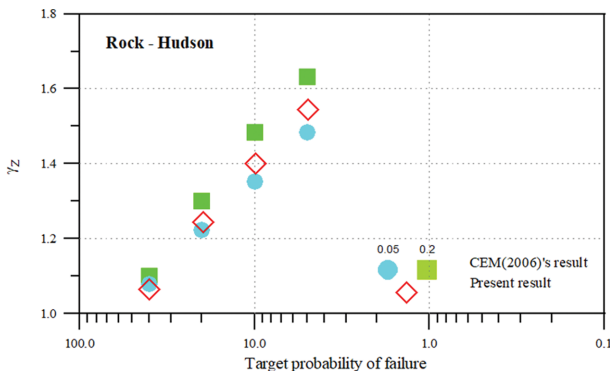
$(P_f)_T$ (%)	β_T	γ_{A_H}	γ_{Δ}	γ_{D_n}	$\gamma_{\cot\alpha}$	γ_{H_s}	γ_R	γ_S	γ_Z
40.87	0.23	0.9694	0.9987	0.9959	0.9992	1.0221	0.9639	1.0221	1.0604
40.00	0.25	0.9666	0.9987	0.9957	0.9992	1.0239	0.9609	1.0239	1.0656
27.96	0.584	0.9219	0.9968	0.9900	0.9982	1.0559	0.9093	1.0559	1.1612
20.00	0.85	0.8863	0.9954	0.9855	0.9973	1.0813	0.8687	1.0813	1.2448
10.00	1.29	0.8275	0.9930	0.9780	0.9959	1.1234	0.8025	1.1234	1.3999
5.00	1.65	0.7793	0.9911	0.9718	0.9948	1.1579	0.7493	1.1579	1.5452

안전계수와 하중저항계수를 Table 3에 제시하였다.

$$\gamma_R = \gamma_{A_H} \gamma_{\Delta} \gamma_{D_n} \gamma_{\cot\alpha}^{1/3} \quad (10a)$$

$$\gamma_S = \gamma_{H_s} \quad (10b)$$

본 연구에서 산정된 하중저항계수, Table 3의 결과를 검증하기 위하여 Fig. 2에 유럽과 미국(US Army Corps of Engineers, 2006)에서 제시한 결과와 비교하였다. 2절에서 언급하였듯이

**Fig. 2.** Comparison of present results with CEM results (2006) of Hudson formula.

설계기준식의 형식이 서로 다르기 때문에 특성값을 일치시키는 방법으로 동일 조건으로 변환하여 목표파괴확률에 따른 결과, $\gamma_Z = \gamma_S / \gamma_R$ 를 비교한 것이다. CEM(US Army Corps of Engineers, 2006)의 결과에서 0.05와 0.2는 설계파괴 추정치 변동계수를 의미한다. 본 연구에서 제시한 하중저항계수의 결과가 CEM(US Army Corps of Engineers, 2006)의 결과와 동일한 거동 특성을 보이면서 정량적으로도 잘 일치하고 있다.

한편 Hudson 공식을 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식(8)에 적용하기 위해서는 하중저항계수 뿐만 아니라 저항함수와 하중함수의 특성값도 함께 제시해야 한다. 식(9)의 신뢰함수로부터 저항함수와 하중함수의 특성값은 다음 식(11)과 같이 정의된다.

$$R(\bar{x}_k) = \Delta D_n (K_D \cot\alpha)^{1/3} \Big|_{\bar{x}_k} \quad (11a)$$

$$S(\bar{y}_k) = H_s \Big|_{\bar{y}_k} \quad (11b)$$

이상에 Hudson 공식에 대한 목표수준에 따른 하중저항계수 뿐만 아니라 저항함수와 하중함수의 특성값을 제시하였다. 따라서 설계기준식(8)을 이용하여 신뢰성설계법 LRFD로 피복재의 중량을 산정할 수 있다. 여기서 산정된 중량은 설계

기준식(8)이 부등식이기 때문에 목표수준에 해당하는 최소중량을 의미한다. 따라서 시공성이나 경제성을 고려하여 평균의 목표수준보다 더 큰 중량을 사용하는 경우는 Table 3의 결과를 이용하여 해당 중량의 파괴확률을 추정할 수도 있다. 이와 같은 목적으로 다양한 목표수준에 해당하는 하중저항계수를 제시한 것이다.

다음으로 Van der Meer 공식(Van der Meer, 1988a)을 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식(8)에 적용하기 위한 하중저항계수와 저항함수 및 하중함수의 특성값을 제시하고자 한다. 현재 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2017)에 제시된 Van der Meer 공식은 사석제에만 적용 가능하다는 제약성이 있지만, Hudson 공식에서 고려하지 못하는 주기에 대한 영향 등을 양함수적으로 고려할 수 있다는 장점도 있다. 따라서 실무에서 피복재의 중량을 산정할 때 일반적으로 두 공식을 비교하여 적용해 왔다.

Hudson 공식에 적용한 동일한 코드 캘리브레이션 과정에 따라 신뢰성 해석을 수행하기 위해서 Van der Meer 공식의 신뢰함수를 다음 식(12)와 같이 수립할 수 있다(Lee, 2007a, 2007b, 2007c).

$$Z_{VP}(\bar{x}, \bar{y}) = A_{VP} S_d^{0.2} \Delta D_n \cot \alpha^{0.5} P^{0.18} s_{om}^{0.25} N_w^{-0.1} - H_s, \quad \xi_m \leq \xi_c \quad (12a)$$

$$Z_{VS}(\bar{x}, \bar{y}) = A_{VS} S_d^{0.2} \Delta D_n \cot \alpha^{(0.5-P)} P^{-0.13} s_{om}^{-0.5P} N_w^{-0.1} - H_s, \quad \xi_m > \xi_c \quad (12b)$$

여기서 쇄파계수, $\xi_m = \tan \alpha / s_{om}^{0.5}$, $\xi_c = [6.2P^{0.31}(\tan \alpha)^{0.5}]^{1/(P+0.5)}$, N_w 는 입사파의 개수, S_d 는 피해수준(damage level), P 는 피복층의 공극계수, s_{om} 은 파형경사, 그리고 A_{VP} 와 A_{VS} 는 Van der Meer 공식의 불확실성을 나타내는 확률변수이다.

신뢰성 해석에 사용된 각 확률변수의 특성비와 변동계수 그리고 적용된 분포함수를 Table 4에 제시하였으며, 해석 단면은 Hudson 공식에서 적용한 사석제 단면과 동일하다. 지면 관계상 제시하지는 못하지만 신뢰함수를 구성하는 각 확률변수의 민감도 계수와 신뢰도지수 그리고 파괴확률을 산정하여 통계적 분석을 수행하였다. 분석 결과 $\xi_m \leq \xi_c$ 인 조건에서는 평균 신뢰도지수가 -0.28, 평균 파괴확률이 61.03%이며,

$\xi_m > \xi_c$ 인 조건에서는 평균 신뢰도지수가 0.43, 평균 파괴확률이 33.54%였다. 이 결과를 Hudson 공식의 결과, 27.96%와 비교하면 상대적으로 파괴확률이 더 크게 산정되었다. 따라서 Van der Meer 공식이 전반적으로 더 큰 사석제 중량을 산정한다는 것을 알 수 있다. 또한 적용조건, $\xi_m \leq \xi_c$ 과 $\xi_m > \xi_c$ 에 따라 각 확률변수의 부분안전계수도 산정하였다. 각각의 적용조건에 따른 하중계수 산정식과 저항계수 산정식은 다음 식(13)과 같다.

$$\gamma_s = \gamma_{H_s} \quad (13a)$$

$$\gamma_R = \gamma_{Avp} \gamma_{\Delta} \gamma_{D_n} \gamma_{\cot \alpha}^{0.5} \gamma_P^{0.18} \gamma_{s_{om}}^{0.25} \gamma_{N_w}^{-0.1}, \quad \xi_m \leq \xi_c \quad (13b-1)$$

$$\gamma_R = \frac{\gamma_{Avs} \gamma_{\Delta} \gamma_{D_n} (\gamma_{\cot \alpha} \cot \alpha)^{0.5-\gamma_P P} \gamma_P^{-0.13} (\gamma_{s_{om}} s_{om})^{-0.5\gamma_P P} \gamma_{N_w}^{-0.1}}{\cot \alpha^{0.5-P} s_{om}^{-0.5P}} \Big|_{\xi_c} \quad \xi_m > \xi_c \quad (13b-2)$$

마지막으로 Van der Meer 공식의 각 확률변수에 대한 부분 안전계수와 하중저항계수를 산정하여 Table 5에 제시하고, Fig. 3에 CEM(US Army Corps of Engineers, 2006)의 결과와 비교하였다. 식(13b-2)에 포함된 확률변수들은 특성값이다. 이때 주의할 점은 신뢰성 이론에서 신뢰도지수, $\beta = 0.0$ 이면 파괴확률은 50%가 된다. 따라서 식(6)에 의하면 $\beta = 0.0$ 인 경우 하중저항계수는 모두 1.0이 된다. 따라서 목표 신뢰도지수가 $\beta_T < 0.0$ 인 조건에서 산정된 하중저항계수는 현행의 허용응력설계법으로 특성값을 사용하여 산정된 피복재의 중량을 작게 만드는 역할을 하게 된다. 이론적으로는 문제가 없으나 신뢰성설계법 LRFD를 적용하면 현재의 설계법보다 안전성을 낮추는 경우가 되기 때문에 현재의 인식으로는 적용에 주의할 필요가 있다. 따라서 본 연구에서도 목표 신뢰도지수가 $\beta_T < 0.0$ 인 조건에 대한 하중저항계수는 제시하지 않았다.

Fig. 3에서 쉽게 알 수 있듯이 CEM(US Army Corps of Engineers, 2006)에서는 쇄파계수의 값에 따른 적용조건, $\xi_m \leq \xi_c$ 과 $\xi_m > \xi_c$ 구분 없이 하나의 하중저항계수를 제시하였는데 반해, 본 연구에서는 처음으로 쇄파계수에 따른 적용조건을 $\xi_m \leq \xi_c$ 과 $\xi_m > \xi_c$ 로 구분하여 다르게 제시하였다.

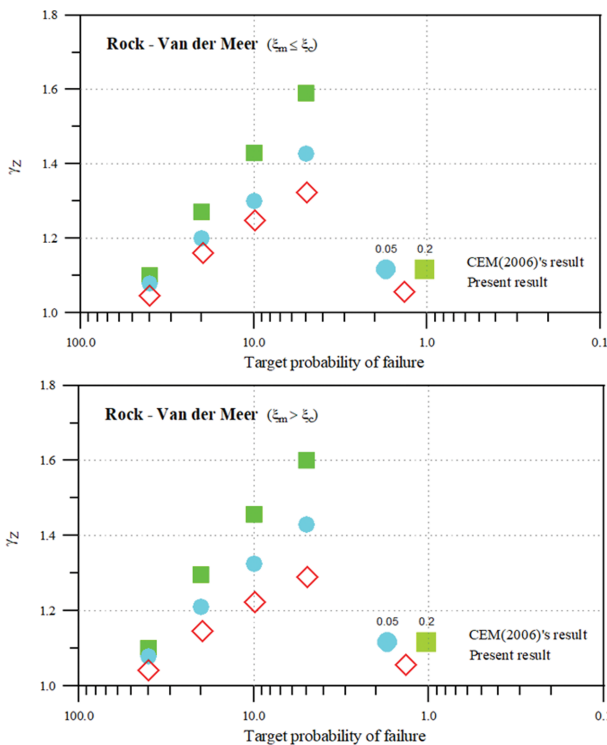
Table 4. Input data of reliability analysis of Van der Meer formula

#	X_i or Y_i	μ_{X_i} or μ_{Y_i}	V_{X_i} or V_{Y_i} (%)	$\mu_{X_i}/(X_i)_k$ or $\mu_{Y_i}/(Y_i)_k$	Distribution
1	A_{VP}	6.2	6.5	1.0	Normal
	A_{VS}	1.0	8.0		
2	Δ	1.6	3.8	1.0	Normal
3	D_n (m)	Various	6.7	1.0	Normal
4	$\cot \alpha$	Various	5.0	1.0	Normal
5	P	0.5	10.0	1.0	Normal
6	s_{om}	Various	25.0	1.0	Normal
7	N_w	1000	50.0	1.0	Normal
8	H_s (m)	Various	16.0	1.0	Gumbel
9	S_d	2.5	-	-	Constant

Table 5. Partial safety factors and load and resistance factor of Van der Meer formula

Van der Meer – Rock ($\xi_m \leq \xi_c$)												
$(P_f)_T$ (%)	β_T	$\gamma_{A_{VS}}$	γ_Δ	γ_{D_n}	$\gamma_{\cot\alpha}$	γ_P	$\gamma_{S_{om}}$	γ_{N_w}	γ_{H_s}	γ_R	γ_S	γ_Z
40.00	0.25	0.994	0.998	0.994	0.998	0.997	0.980	0.965	1.029	0.984	1.029	1.045
20.00	0.85	0.981	0.993	0.980	0.994	0.992	0.933	0.883	1.099	0.947	1.099	1.159
10.00	1.29	0.972	0.990	0.970	0.991	0.988	0.899	0.823	1.150	0.921	1.150	1.248
5.00	1.65	0.964	0.987	0.962	0.989	0.984	0.870	0.774	1.193	0.901	1.193	1.323

Van der Meer – Rock ($\xi_m > \xi_c$)												
$(P_f)_T$ (%)	β_T	$\gamma_{A_{VS}}$	γ_Δ	γ_{D_n}	$\gamma_{\cot\alpha}$	γ_P	$\gamma_{S_{om}}$	γ_{N_w}	γ_{H_s}	γ_R	γ_S	γ_Z
40.00	0.25	0.992	0.998	0.994	1.000	0.992	0.983	0.972	1.028	0.987	1.028	1.041
33.54	0.43	0.987	0.997	0.991	1.000	0.987	0.971	0.952	1.049	0.979	1.049	1.071
20.00	0.85	0.974	0.994	0.982	1.000	0.974	0.942	0.905	1.098	0.959	1.098	1.145
10.00	1.29	0.961	0.991	0.973	1.000	0.960	0.912	0.856	1.148	0.938	1.148	1.224
5.00	1.65	0.951	0.989	0.966	1.000	0.949	0.888	0.816	1.190	0.922	1.190	1.290

**Fig. 3.** Comparison of present results with CEM results (2006) of Van der Meer formula.

그림에 의하면 목표 파괴확률에 따른 경향은 전체적으로 잘 일치하지만 정량적으로 본 연구에서 제시한 결과, $\gamma_Z = \gamma_S/\gamma_R$ 가 상대적으로 작게 산정되었다. 이는 앞에서 언급한 바와 같이 동일한 하중조건에서 Van der Meer 공식이 더 큰 사석재 중량을 산정한다는 것이 민감도 계수를 통하여 반영되었다고 판단된다.

한편 Van der Meer 공식을 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식(8)에 적용하기 위해서는 앞에서 제시한 하중저항계수 뿐만 아니라 저항함수와 하중함수의 특성값도 함께 제시해야 한다. 식(12)에 제시한 신뢰함수로부터 하중함수와 저항함수의 특성값은 다음 식(14)와 같이 쇄파계수에 따른 적용조건 $\xi_m \leq \xi_c$ 과 $\xi_m > \xi_c$ 에 따라 다르게 정의된다. 하중함수의 특성

값은 동일하나 저항함수의 특성값은 다르게 정의하여야 한다. 이는 하중함수는 같고 저항함수가 쇄파계수에 따른 적용조건 $\xi_m \leq \xi_c$ 과 $\xi_m > \xi_c$ 에 따라 다르기 때문이다.

$$S(\bar{y}_k) = H_s \Big|_{\bar{y}_k} \quad (14a)$$

$$R(\bar{x}_k) = 6.2 S_d^{0.2} \Delta D_n \cot \alpha^{0.5} P^{0.18} s_{om}^{0.25} N_w^{-0.1} \Big|_{\bar{x}_k}, \quad \xi_m \leq \xi_c \quad (14b-1)$$

$$R(\bar{x}_k) = S_d^{0.2} \Delta D_n \cot \alpha^{(0.5-P)} P^{-0.13} s_{om}^{-0.5P} N_w^{-0.1} \Big|_{\bar{x}_k}, \quad \xi_m > \xi_c \quad (14b-2)$$

이상에 Van der Meer 공식에 대한 목표수준에 따른 하중저항계수 뿐만 아니라 저항함수와 하중함수의 특성값을 제시하였다. 따라서 설계기준식(8)을 이용하여 신뢰성설계법 LRFD로 사석재의 중량을 산정할 수 있다. 앞에서 언급하였듯이 산정된 중량은 설계기준식(8)이 부등식이기 때문에 목표수준에 해당하는 최소중량을 의미한다.

4. 혼성제 마운드 피복재의 하중저항계수 산정

이상의 Hudson의 공식(Hudson, 1959)과 Van der Meer 공식(Van der Meer, 1988a)은 경사재의 피복층에 거치되는 피복재의 중량을 산정하기 위하여 제안된 경험식들이다. 그러므로 이들 공식을 이용하여 혼성제 마운드 피복재의 중량을 산정할 수 없다. 왜냐하면 해수면 근처의 파랑 작용과 해저면 부근의 파랑 작용은 다르기 때문이다. 이와 같은 문제점을 해결하기 위하여 제안된 공식이 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2017)에 제시된 일명 Tanimoto 공식(Tanimoto et al., 1982; Takahashi et al., 1990)이다. Tanimoto 공식에 대한 자세한 경험식의 수학적 유도과정과 제약성 그리고 신뢰성 해석이 이미 Lee(2023)에 의하여 수행되었다.

따라서 본 연구에서 처음으로 Tanimoto 공식을 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식(8)에 적용하기 위해 반드시 필요한 하중저항계수를 무공 케이슨체와 유공 케이슨체로 구분하여

산정하고, 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형을 제시하였다. Tanimoto 공식은 원칙적으로 사석제에만 적용할 수 있는 경험식이고, 허용 피해율은 1%를 기준으로 적용할 수 있다.

먼저 이전과 동일한 코드 캘리브레이션 과정에 따라 신뢰성 해석을 수행하기 위해 Tanimoto 공식의 신뢰함수를 다음 식(15)와 같이 수립하였다(Lee, 2023).

$$Z_T(\bar{x}, \bar{y}) = A_H \Delta D_n (K_D \cot \alpha)^{1/3} [D_N e^{-0.3(1-500/N_w)}]^{0.25} [0.722 \frac{(1-\kappa)}{\kappa^{1/3}} \frac{h'}{H_s} + e^{-1.5 \frac{(1-\kappa)^2}{\kappa^{1/3}} \frac{h'}{H_s}}] - H_s \quad (15)$$

여기서 D_N 은 피해율(%), 무차원 흐름계수, $\kappa = C_R \kappa_1 \kappa_2$, C_R 은 케이슨 전면의 형상계수로 무공 케이슨인 경우는 $C_R = 1.0$, 소파블록피복제인 경우는 $C_R = 0.4$ 이다(Fujiike et al., 1999). 또한 h' 는 해수면에서 마운드까지의 수심이다.

식(15)를 이용하여 신뢰성 해석을 수행하기 위하여 사용된 각 확률변수의 특성비와 변동계수 그리고 적용된 분포함수를 Table 6에 제시하였으며, 해석 단면은 우리나라 동해와 남해, 제주권을 모두 포함하도록 하기 위하여 무공 케이슨제 15개, 유공 케이슨제 12개로 총 27개 단면이다. 또한 유공 케이슨

제의 경우는 아직 케이슨 전면의 형상계수, C_R 에 대한 정확한 정의가 없어 $C_R = 0.8$ 과 $C_R = 0.6$ 두 가지 경우에 대하여 해석하였다. 따라서 유공 케이슨제에 대한 신뢰성 해석은 24가지 조건에 해당한다. 따라서 실제적으로는 총 39개의 조건에 대하여 신뢰성 해석이 수행되었다.

무공 케이슨제 15개에 대한 해석 결과를 아래 Table 7에 제시하였다. 하중저항계수를 산정하는데 필요한 각 확률변수의 민감도 계수와 신뢰도지수 그리고 파괴확률을 제시하였다. 사석재의 피해율 D_N 이 1%에 대한 신뢰도지수와 파괴확률을 보면 각 단면마다 편차가 크다는 것을 알 수 있다. 따라서 하중저항계수 산정에 필요한 목표 신뢰도지수/목표파괴확률을 결정하기 위하여 결과들을 통계적으로 분석하는 과정에 파괴확률이 너무 작은 항의 결과(*)는 제외하였다. 분석 결과 평균 신뢰도지수는 0.138이며, 평균 파괴확률은 44.51%이다. 이는 주로 경험식의 불확실성에 기인한다고 판단된다(Lee, 2023).

따라서 Table 7의 민감도 계수와 목표 신뢰도지수/목표 파괴확률을 이용하여 식(15)의 신뢰함수를 구성하는 모든 확률변수의 부분안전계수를 설계치법으로부터 산정할 수 있다. 각 확률변수의 부분안전계수로부터 무공케이슨제에 대한 Tanimoto 공식의 저항계수와 하중계수는 다음 식(16)으로 부터 산정할

Table 6. Input data of reliability analysis of Tanimoto formula

#	X_i or Y_i	μ_{X_i} or μ_{Y_i}	V_{X_i} or V_{Y_i} (%)	$\mu_{X_i}/(X_i)_k$ or $\mu_{Y_i}/(Y_i)_k$	Distribution
1	A_H	1.0	18.0	1.0	Normal
2	Δ	Various	3.8	1.0	Normal
3	D_n (m)	Various	6.7	1.0	Normal
4	$\cot \alpha$	Various	5.0	1.0	Normal
5	κ	Various	10.0	1.0	Normal
6	h'/H_s	Various	10.0	1.0	Normal
7	H_s (m)	Various	16.0	1.0	Gumbel
8	N_w	500	50.0	1.0	Normal
9	D_N (%)	1.0	-	-	Constant
10	K_D	2.9	-	-	Constant

Table 7. Result of reliability analysis of Tanimoto formula

No.	Total port	α_{A_H}	α_{Δ}	α_{D_n}	$\alpha_{\cot \alpha}$	α_{κ}	α_{h'/H_s}	α_{H_s}	α_{N_w}	β	P_f (%)
1	Pohang	0.665	0.146	0.257	0.064	-0.184	0.332	-0.546	-0.153	-0.359	64.03
		0.670	0.144	0.253	0.063	-0.179	0.327	-0.550	-0.144	-0.126	55.02
2	Daesan	0.998	0.010	0.018	0.005	-0.009	0.027	-0.042	-0.010	5.294	0.0*
3	Okgae	0.647	0.145	0.254	0.064	-0.279	0.327	-0.531	-0.158	-0.574	71.71
4	Incheon	0.979	0.035	0.062	0.015	-0.034	0.095	-0.157	-0.030	4.724	0.0*
5	Donghae	0.654	0.159	0.275	0.070	-0.212	0.293	-0.537	-0.216	-1.359	91.30
6	Gamcheon	0.674	0.133	0.236	0.058	-0.172	0.349	-0.549	-0.122	0.577	28.20
7	Onsan	0.959	0.047	0.085	0.021	-0.049	0.131	-0.223	-0.039	4.459	0.0*
		0.967	0.043	0.077	0.019	-0.044	0.119	-0.201	-0.036	4.547	0.0*
9	Gunsan	0.675	0.134	0.238	0.059	-0.141	0.359	-0.550	-0.125	0.482	31.50
10	Saemangeum	0.770	0.101	0.182	0.044	-0.096	0.286	-0.515	-0.080	2.772	0.28*
11	Myeongdong marina	0.920	0.063	0.114	0.028	-0.059	0.177	-0.315	-0.051	4.100	0.0*
12	Yeosu	0.859	0.080	0.145	0.035	-0.075	0.228	-0.415	-0.063	3.632	0.01*
13	Busan	0.718	0.115	0.206	0.050	-0.131	0.318	-0.547	-0.094	1.937	2.64
14	Jeju	0.671	0.133	0.236	0.058	-0.192	0.349	-0.547	-0.123	0.522	30.09
	AVERAGE	0.672	0.139	0.244	0.061	-0.186	0.332	-0.545	-0.142	0.138	44.51

Table 8. Partial safety factors and load and resistance factor of Tanimoto formula for non-perforated caisson breakwater

$(P_f)_T$ (%)	β_T	γ_{A_H}	γ_Δ	γ_{D_n}	$\gamma_{\cot\alpha}$	γ_κ	γ_{h'/H_s}	γ_{H_s}	γ_{N_w}	γ_R	γ_S	γ_Z
44.51	0.138	0.983	0.999	0.998	1.000	0.997	0.995	1.012	0.990	0.978	1.012	1.035
40.00	0.25	0.970	0.999	0.996	0.999	0.995	0.992	1.022	0.982	0.961	1.022	1.064
20.00	0.85	0.897	0.996	0.986	0.997	0.984	0.972	1.074	0.940	0.868	1.074	1.237
10.00	1.29	0.844	0.993	0.979	0.996	0.976	0.957	1.112	0.908	0.803	1.112	1.384
5.00	1.65	0.800	0.991	0.973	0.995	0.969	0.945	1.144	0.883	0.751	1.144	1.523

수 있다.

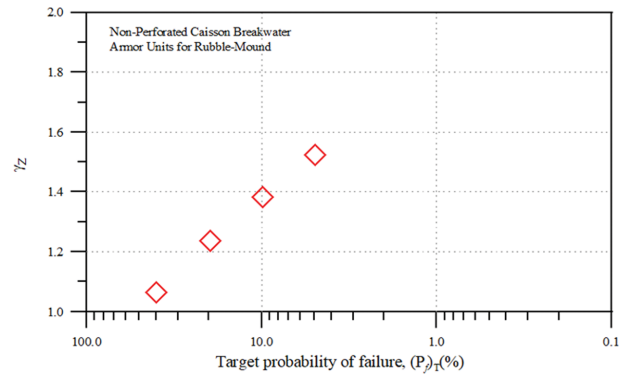
$$\gamma_R = \frac{\gamma_{A_H} \gamma_\Delta \gamma_{D_n} \gamma_{\cot\alpha} \left[D_N e^{-0.3 \left(1 - \frac{500}{\gamma_{N_w} N_w} \right)} \right]^{0.25} \left[0.722 \frac{(1 - \gamma_\kappa \kappa)}{(\gamma_\kappa \kappa)^{1/3}} \gamma_{h'/H_s} \frac{h'}{H_s} + e^{-1.5 \frac{(1 - \gamma_\kappa \kappa)^2}{(\gamma_\kappa \kappa)^{1/3}} \gamma_{h'/H_s} \frac{h'}{H_s}} \right]}{\left[D_N e^{-0.3 \left(1 - \frac{500}{\gamma_{N_w} N_w} \right)} \right]^{0.25} \left[0.722 \frac{(1 - \kappa)}{\kappa^{1/3}} \frac{h'}{H_s} + e^{-1.5 \frac{(1 - \kappa)^2}{\kappa^{1/3}} \frac{h'}{H_s}} \right]} \quad (16a)$$

$$\gamma_S = \gamma_{H_s} \quad (16b)$$

마지막으로 식(16)에 의하여 산정된 하중저항계수를 Table 8에 각 확률변수의 부분안전계수와 함께 제시하였으며, 목표 파괴확률에 따른 $\gamma_Z = \gamma_S/\gamma_R$ 의 거동특성을 Fig. 4에 나타냈다.

본 연구에서 처음으로 산정하였기 때문에 유럽이나 미국 그리고 일본과 같은 해외의 하중저항계수의 결과와 정량적으로 비교할 수 없으나, 정성적인 거동특성은 잘 만족하고 있다. 즉, Fig. 4를 보면 목표 파괴확률이 작아질수록 하중저항계수를 조합한 $\gamma_Z = \gamma_S/\gamma_R$ 가 증가하는 경향은 앞에서 제시한 Hudson 공식의 결과를 나타낸 Fig. 2와 Van der Meer 공식의 결과를 나타낸 Fig. 3의 결과들과 동일한 거동특성을 보이고 있다.

한편 이상과 같은 동일한 코드 캘리브레이션에 따라 유공 케이슨체의 마운드 피복재 중량 산정을 위한 Tanimoto 공식의 하중저항계수를 $C_R = 0.8$ 과 $C_R = 0.6$ 의 조건에 대하여 각각 산정하였다. 식(15)의 신뢰함수를 구성하는 각 확률변수들의 부분안전계수와 하중저항계수 결과를 Table 9에, 목표

**Fig. 4.** Load and resistance factors of Tanimoto formula on non-perforated caisson breakwater with respect to target failure probability.

파괴확률에 따른 $\gamma_Z = \gamma_S/\gamma_R$ 의 거동특성을 Fig. 5에 제시하였다. 동일한 목표 파괴확률에 대하여 유공 케이슨체에 대하여 산정된 하중저항계수의 결과를 무공 케이슨체의 하중저항계수의 결과와 비교하면 아주 약간의 차이가 있으나, 유의미한 수준에서는 거의 동일하다고 판단할 수 있다.

마지막으로 혼성체 마운드 피복재 중량 산정을 위한 Tanimoto 공식을 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식(8)에 적용하기 위해서는 앞에서 제시한 하중저항계수 뿐만 아니라 저항함수와 하중함수의 특성값도 함께 제시해야 한다. 식(15)의 신뢰함수로부터 하중함수와 저항함수의 특성값은 다음 식(17)과 같이 정의할 수 있다. 식(17)에 제시된 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정하기 위한 수학적 모형은 신뢰함수가 동일하기 때문에 무공 케이슨체와 유공 케이슨체에 모두 적용

Table 9. Partial safety factors and load and resistance factor of Tanimoto formula for perforated caisson breakwater

$C_R = 0.8$												
$(P_f)_T$ (%)	β_T	γ_{A_H}	γ_Δ	γ_{D_n}	$\gamma_{\cot\alpha}$	γ_κ	γ_{h'/H_s}	γ_{H_s}	γ_{N_w}	γ_R	γ_S	γ_Z
40.00	0.25	0.969	0.999	0.996	0.999	0.997	0.991	1.022	0.985	0.958	1.022	1.067
20.00	0.85	0.895	0.996	0.987	0.998	0.989	0.971	1.075	0.951	0.860	1.075	1.250
18.46	0.90	0.889	0.996	0.986	0.997	0.988	0.969	1.079	0.948	0.853	1.079	1.266
10.00	1.29	0.840	0.994	0.980	0.996	0.983	0.955	1.114	0.925	0.792	1.114	1.407
5.00	1.65	0.796	0.992	0.975	0.995	0.978	0.943	1.146	0.904	0.737	1.146	1.555
$C_R = 0.6$												
$(P_f)_T$ (%)	β_T	γ_{A_H}	γ_Δ	γ_{D_n}	$\gamma_{\cot\alpha}$	γ_κ	γ_{h'/H_s}	γ_{H_s}	γ_{N_w}	γ_R	γ_S	γ_Z
40.00	0.25	0.969	0.999	0.996	0.999	0.997	0.992	1.022	0.987	0.958	1.022	1.067
20.00	0.85	0.893	0.996	0.987	0.998	0.990	0.971	1.075	0.954	0.859	1.075	1.251
10.28	1.27	0.841	0.994	0.981	0.997	0.985	0.957	1.112	0.932	0.794	1.112	1.401
10.00	1.29	0.838	0.994	0.981	0.997	0.984	0.957	1.114	0.930	0.790	1.114	1.410
5.00	1.65	0.793	0.992	0.976	0.996	0.980	0.944	1.146	0.911	0.735	1.146	1.559

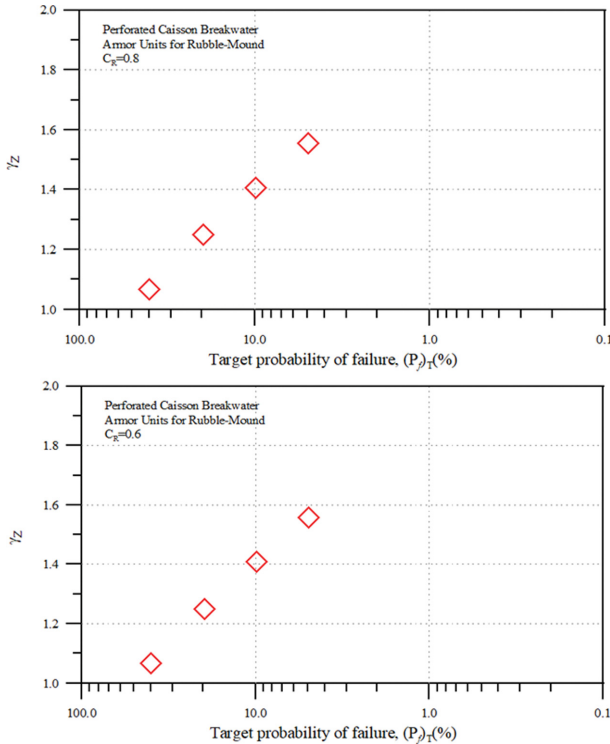


Fig. 5. Load and resistance factors of Tanimoto formula on perforated caisson breakwater with respect to target failure probability.

할 수 있다.

$$R(\bar{x}_k) = \Delta D_n [D_n e^{-0.3(1-500/N)}]^{0.25} [1.3 \frac{(1-\kappa)}{\kappa^{1/3}} \frac{h'}{H_s} + 1.8 e^{-1.5 \frac{(1-\kappa)^2}{\kappa^{1/3}} \frac{h'}{H_s}}] \Big|_{\bar{x}_k} \quad (17a)$$

$$S(\bar{y}_k) = H_s \Big|_{\bar{y}_k} \quad (17b)$$

그러므로 설계기준식(8)을 이용하여 신뢰성설계법 LRFD로 혼성제 마운드 사석재의 중량을 산정할 수 있다.

5. 결 론

항만 구조물에 현행의 결정론적설계법인 허용응력설계법을 신뢰성설계법 LRFD로 바꾸기 위해서는 올바른 설계기준식을 먼저 수립하여야 하고, 설계기준식에 맞는 항만 구조물별로 각각의 파괴모드에 대하여 하중저항계수를 제시하여야 한다. 또한 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형도 함께 파괴모드마다 제시하여야 한다.

먼저 설계기준식을 올바르게 수립하였는데, 특히 조정계수를 도입하여 하중저항계수가 제시되지 않은 구조물 형식이나 파괴모드에 대하여도 동일한 설계기준식이 적용 가능하도록, 즉, 설계법의 연속성을 도모하였다. 이는 하중저항계수가 제시되지 않은 구조물 형식이나 파괴모드에 대하여도 동일한 신뢰성설계법 LRFD의 설계기준식으로 현행의 결정론적설계법인

허용응력설계법이 적용 가능하다는 의미이다.

특히 본 연구에서는 외곽시설인 방파제 형식별, 즉, 경사제와 혼성제 마운드의 피복재를 중심으로 각각의 피복재 산정식에 대한 하중저항계수를 제시하고, 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형을 수립하여 제시하였다. 이를 위해 코드 캘리브레이션 절차에 따라 각각의 파괴모드에 대하여 가능한 많은 기존 단면에 대한 신뢰성 해석을 수행하였으며, 그 결과들을 통계적으로 분석하여 설계치법에 적용하여 하중저항계수를 목표수준에 따라 산정하였다. 또한 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형도 신뢰함수로부터 올바르게 수립하여 제시하였다. 먼저 경사제의 피복층에 거치되는 피복재의 중량을 신뢰성설계법 LRFD로 설계하기 위하여 Hudson의 공식과 Van der Meer 공식에 대한 코드 캘리브레이션 절차를 수행하였다. 이는 현재의 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2017)에서 이들 공식이 사용되고 있기 때문이다. 목표수준에 따른 하중저항계수를 산정하고 제시하였다. 또한 각각의 공식에 대한 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형도 각각의 공식에 대한 신뢰함수로부터 유도하여 함께 제시하였다. 목표수준별로 제시된 하중저항계수들은 유럽이나 미국의 결과들과 비교하였다.

또한 혼성제, 무공 케이슨제와 유공 케이슨제의 마운드 피복재의 중량을 신뢰성설계법 LRFD로 설계하기 위하여 항만 및 어항 설계기준(MOF, 2017)에 제시된 일명 Tanimoto 공식에 대하여도 코드 캘리브레이션 절차를 수행하였다. Hudson의 공식과 Van der Meer 공식은 경사제의 피복층에 거치되는 피복재의 중량을 산정하기 위하여 제안된 경험식들이다. 그러므로 이들 공식을 이용하여 혼성제 마운드 피복재의 중량을 산정할 수 없다. 왜냐하면 해수면 근처의 파랑 작용과 해저면 부근의 파랑 작용은 다르기 때문이다. 이와 같은 문제점을 해결하기 위하여 제안된 공식이 현재 항만 및 어항 설계기준에 제시된 Tanimoto 공식이다. 본 연구에서 처음으로 무공 케이슨제와 유공 케이슨제에 대하여 목표수준에 따른 하중저항계수를 산정하고 제시하였다. 또한 저항함수와 하중함수의 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형도 신뢰함수로부터 유도하여 함께 제시하였다. 유럽이나 미국 그리고 일본 등에서 제시된 동일 파괴모드에 대한 하중저항계수가 없어 정량적으로 비교 검증할 수는 없었으나, 목표수준에 따른 하중저항계수의 정성적인 거동은 여타의 파괴모드, Hudson의 공식과 Van der Meer 공식에서 나타나는 일반적인 경향과 잘 일치하였다.

한편 Hudson 공식에 대해서는 사석제 뿐만 아니라 TTP에 대한 결과도 함께 본 연구에 제시하였으나, Van der Meer 공식의 결과는 사석제의 결과만 제시하였다. 비록 TTP에 대한 Van der Meer 공식(Van der Meer, 1988b)에 대하여도 연구는 수행되었지만 제시하지 못하였는데, 이는 우리나라 항만 및 어항 설계기준식에 TTP에 대한 Van der Meer 공식이 아

직 포함되어 있지 않기 때문이다. 또한 혼성제 중 케이슨 전면을 피복하는 소파블록피복제의 경우에 대해서도 Hanzawa 공식(Hanzawa et al., 1996)을 이용하여 하중저항계수를 산정하고, 특성값을 산정할 수 있는 수학적 모형을 수립하였으나 동일한 이유로 그 결과를 제시하지 못하였다. 따라서 우리나라 항만 및 어항의 설계기준서를 CEM과 같이 확대할 필요가 있다.

마지막으로 본 연구에서는 현재의 항만 및 어항의 설계기준에서 적용되고 있는 피복재 산정식을 중심으로 신뢰성설계법 LRFD를 도입하기 위한 연구가 수행되었다. 장래에는 다양한 피복재의 종류들이 개발될 수 있으며, 정확도가 높은 피복재 중량 산정식들이 다양하게 제시될 가능성이 높다. 따라서 신뢰성설계법 LRFD를 확장 적용하기 위해서는 시대 흐름에 맞는 지속적인 연구가 수행되어야 한다.

References

- Burcharth, H.F. (1992). Reliability evaluation of a structure at sea. Workshop Proc. 23rd. Int. Coast. Engrg. Conf., ASCE, 470-517.
- CIRIA/CUR (2007). Manual on the use of rock in coastal and shoreline engineering. Construction Industry Research and Information Association, UK.
- Fujiike, T., Kimura, K., Hayashi, T. and Doi, Y. (1999). Armor block stability of rubble mound foundation for horizontally composite breakwaters. Proc. of Coastal Eng., JSCE, 46, 881-885 (in Japanese).
- Goda, Y. (2010). Random seas and design of maritime structures. Univ. of Tokyo Press, Tokyo.
- Hudson, R.Y. (1959). Laboratory investigation of rubble mound breakwaters. Proc. of ASCE, 85(WW3), 93-121.
- Hanzawa, M., Sato, H., Takahashi, S., Shimosako, K., Takayama, T. and Tanimoto, K. (1996). New stability formula for wave-dissipating concrete blocks covering horizontally composite breakwaters. Proc. of 25th Coastal Eng. Conf., ASCE, 1665-1678.
- ISO 2394 (1998). General principles on reliability for structures. CH-1211 Geneve 20, Switzerland.
- Lee, C.-E. (2007a). Introduction of reliability-based design method. Proc. of 1st. Technical Workshop of Harbor Structures, 3-24 (in Korean).
- Lee, C.-E. (2007b). Application and evaluation of partial safety factor of harbor structures. Proc. of 1st. Technical Workshop of Harbor Structures, 101-120 (in Korean).
- Lee, C.-E. (2007c). Evaluation of partial safety factors of armor units of coastal structures. J. of Korean Society of Coastal and Ocean Eng., 19(4), 336-344 (in Korean).
- Lee, C.-E. (2008). Reliability analysis of sloped-coastal structures with sea-level rise. J. of Korean Society of Coastal and Ocean Eng., 20(1), 42-48 (in Korean).
- Lee, C.-E. (2010). Evaluation of target failure level on sliding mode of vertical breakwaters using safety factors. J. of Korean Society of Coastal and Ocean Eng., 22(2), 112-119 (in Korean).
- Lee, C.-E. (2023). Reliability analysis on stability of armor units for foundation mound of composite breakwaters. J. of Korean Society of Coastal and Ocean Eng., 35(2), 23-32 (in Korean).
- Lee, C., Park, D., Kim, S. and Seo, K. (2012). Target reliability of caisson sliding of vertical breakwater based on safety factors. Coastal Engineering, 60(60), 167-173.
- Madsen, H.O., Krenk, S. and Lind, N.C. (1986). Methods of structural safety. Prentice-Hall, Inc., N.J.
- Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism (MLIT) (2018). Technical standards and commentaries for port and harbor facilities in Japan (in Japanese).
- Ministry of Oceans and Fisheries (MOF) (2017). Technical standards and commentaries for harbors and fishing ports in Korea (in Korean).
- PIANC PTC II (2001). Breakwaters with vertical and inclined concrete wall. DK-9000, Aalborg, Denmark.
- Tanimoto, K., Yagyu, T. and Goda, Y. (1982). Irregular wave tests for composite breakwater foundations. Proc. of 18th Coastal Eng. Conf., ASCE, 408-429.
- Takahashi, S., Tanimoto, K. and Shimosako, K. (1990) Wave and block forces on a caisson covered with dissipating blocks. Report of Port and Harbor Research Institute, Japan, 30(4), 3-34.
- Thoft-Christensen, P. and Baker, M.J. (1982). Structural reliability theory and its applications. Springer-Verlag, Berlin.
- US Army Corps of Engineers (2006). Coastal Engineering Manual (CEM). Washington, DC, USA.
- Van der Meer, J.W. (1988a). Deterministic and probabilistic design of breakwater armor layers. J. of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Eng., 114(1), 66-80.
- Van der Meer, J.W. (1988b). Stability of cubes, Tetrapods and accropode. Proc. of the Breakwaters '88 Conference; Design of Breakwaters, Institution of Civil Engineers, Thomas Telford, London, UK, SCE, 71-80.

Received 9 July, 2026

Revised 22 July, 2026

Accepted 23 July, 2026