한국해안 · 해양공학회논문집
제 22 권 제 2 호, pp. 112~119, 2010년 4월

안전율을 이용한 직립 방파제의 활동에 대한 목표파괴수준 산정
Evaluation of Target Failure Level on Sliding Mode of Vertical Breakwaters using Safety Factors

이 철 응*
Cheol-Eung Lee*

요 지 : 안전율을 이용하여 항만 구조물의 임의의 파괴모드에 대한 목표파괴/안전수준을 산정할 수 있는 Monte-Carlo 모의법이 제시되었다. 본 연구에서 제안한 해석법은 기존의 해석법과 다르게 단순히 결정론적 설계법으로 설계된 안전율에 대한 자료만을 이용하여 목표파괴/안전수준을 설정할 수 있다. 결정론적 설계법에서 사용되는 안전율과 신뢰성 설계법에서 사용되는 신뢰지수를 직접적으로 연결시켜줄 수 있는 수학적 모형들이 수립되었다. 비록 제한적인 자료를 사용하였음에도 불구하고 수립된 모형들을 직립 방파제의 활동 파괴모드에 적용하여, 유의목표파괴수준이라는 개념으로 본 연구에서 산정한 직립 방파제의 활동 파괴모드에 대한 목표파괴수준이 최근 일본에서 제안된 결과와 매우 잘 일치하였다.

핵심용어 : 목표파괴/안전수준, Monte-Carlo 모의법, 안전율, 활동, 직립 방파제

Abstract : A Monte-Carlo simulation method is proposed which can evaluate the target failure/safety levels on any failure modes of harbor structures as a function of central safety factor. Unlike the calibration method based on the average safety level of conventional design criteria, the target failure/safety level can be directly evaluated by only using central safety factors of the harbor structures which have been designed by safety factor method during the past several decade years. Several mathematical relationships are represented to straightforwardly connect the conventional safety factor design method with reliability-based design method. Even though limited data have been used in applying Monte-Carlo simulation method to sliding failure mode of the vertical breakwaters, it is found that target reliability indices evaluated by the suggested method in this paper is satisfactorily agreement with new criteria of reliability index of Japan.

Keywords : target failure/safety level, monte-carlo simulation method, safety factor, sliding, vertical breakwaters

1. 서 론

최근 일본이나 유럽의 여러 나라에서 각국의 항만 구조물을 설계하는데 결정론적 설계법을 대체할 수 있는 새로운 설계법으로 신뢰성 설계법이 도입되고 있는 추세이다. 신뢰성 설계법은 방파제 등과 같은 항만 구조물을 설계할 때 임의의 파괴모드와 관련된 변수들의 불확실성(aleatory/epistemic uncertainties)을 확률적으로 고려할 수 있다. 즉, 사회적으로 또는 기술적으로 요구되는 기능성과 안전성이 만족되는 범위 내에서 가장 최적의 단면을 결정할 수 있는 설계법이다. 따라서 각기 다른 조건에서 설계되더라도 동일 구조물 형식간 기능성과 안전성의 평준화를 도모할 수 있다. 그 외에도 파괴에 미치는 각 확률변수들의 영향의 정도를 정량적으로 비교 분석할 수 있는 등 결정론적 설계법에서는 수행할 수 없는 여러 가지 문제들을 비교적 올바로 해석할 수 있는 장점을 가지고 있다(Sexsmith, 1999; 이, 2007a).

그러나 신뢰성 설계법을 올바로 적용하기 위해서는 설계과정에 내포된 각각의 확률변수들에 대한 통계적 확률적 특성에 대한 자료가 우선적으로 정확하게 확보되어야 한다. 또한 기능성을 만족하는 안전성의 허용정도를 얼마로 부여하느냐 하는 문제도 실제 신뢰성 설계법의 적용을 제약하는 문제이다. 비록 현재도 이에 대한 많은 연구가 수행되고 있지만, 전자의 문제는 과거부터 최근까지 축적된 모형 실험자료나 현장 관측자료를 이용하면 어느 정도까지는 해결 가능하다고 판단된다. 그러나 후자의 경우, 즉, 목표파괴확률을 어느 수준에서 설정하느냐 하는 문제는 아직 연구해야 할 부분이 많이 남아 있다. 현재까지 제시된 목표파괴확률의 적정 수준을 산정하는 방법으로 모두 여섯 가지가 제시되고 있다. 이중 세 가지는 사고통계에 기초한 방법과 다른 재해 취약성과의 비교에 의한 방법(Hoshitani and Ishii, 1986) 그리고 현행의 결

*강원대학교 공과대학 토목공학과, 교수(Professor, Department of Civil Engineering, Kangwon National University, 192-1 Hyoja2-Dong, Chunchon 200-701, Korea. celee@kangwon.ac.kr)

정론적 설계법과의 비교에 의한 방법(Sorensen et al., 1994; 이, 2001; Nagao et al., 2005)으로 구조물의 건설비에 대한 경제성 분석과 상관없는 방법이다. 한편 다른 세 가지는 경제성 분석을 통한 최적화 기법을 사용하는 방법으로, 인명손실에 대한 위험도를 회피하는데 요구되는 투자효과 분석에 의한 방법(Trbojevic, 2009, Losada, et al, 2005), 기대총건설비 최소화에 기초한 방법(Sorensen, et al., 1994; 이, 2002), 그리고 비용-편익평가에 기초한 방법(Rackwitz, 2000; Rackwitz and Joanni, 2009)이다. 항만구조물의 파괴는 파랑 등 그와 관련된 여러 수준의 자연적 활동에 의하여 발생되는데 비해 일반적 사고통계의 범주에는 인간의 실수에 의하여 발생된 자료가 많이 포함되기 때문에 직접적으로 연관을 짓기기 어렵다. 또한 다른 재해 취약성과의 비교에 의한 방법과 인명손실에 대한 위험도를 회피하는데 요구되는 투자효과 분석에 의한 방법은 항만 구조물보다 상대적으로 인명손실의 가능성이 높은 시설물의 피해수준을 정의하기 위하여 제안된 방법이기 때문에 직접적으로 항만 구조물에 적용할 수 없다. 따라서 이상에서 제시된 방법 중 항만 구조물에 일반적으로 적용될 수 있는 방법은 현행의 결정론적 설계법과의 비교에 의한 방법, 기대총건설비 최소화에 기초한 방법, 그리고 비용-편익평가에 기초한 방법이다. 중력식 직립 방파제의 활동, 전도, 지지력과 같은 파괴모드에는 일반적으로 현행 설계법과의 비교에 의한 방법이 일반적으로 적용될 수 있다(MLIT, 2009). 그러나 구조물의 파괴가 각기 다른 안전율을 갖는 다중파괴모드에 의하여 발생되는 경우와 안전율의 변동 폭이 어쩔 수 없이 큰 경우에는 현행의 결정론적 설계법과의 비교에 의한 방법을 적용하기가 쉽지 않다. 따라서 이와 같은 경우에는 기대총건설비 최소화에 기초한 방법이나 비용-편익평가에 기초한 방법을 적용할 수 밖에 없다. 이 두 방법은 형식적으로 동일한 방법이지만 전자의 방법은 생애주기 비용을 최소화하는 방법이고 후자의 방법은 생애주기 편익을 최대화하는 방법이다. 안벽의 사면활동 등과 같은 파괴모드에 일반적으로 이들 방법이 적용될 수 있다.

본 연구에서는 직립 방파제의 활동파괴에 대한 목표파괴확률을 산정할 수 있는새로운 방법을 제시하였다. 방법론적으로는 현행의 결정론적 설계법과의 비교에 의한 방법과 유사하지만 다음과 같은 부분에서 개념적으로 다르다. 먼저 현행의 결정론적 설계법과의 비교에 의한 방법에서는 과거 결정론적 설계법으로 수행된 동일 형식의 항만 구조물의 자료가 가능한 한 많이 조사되어야 하며, 또한 각각의 경우에 대하여 모두 신뢰성 해석이 수행되어야 한다. 따라서 파괴모드와 관련된 모든 확률변수들의 통계적 특성과 분포함수가 올바르게 확보되어야 하고, 수많은 반복 작업이 필요하다. 그러나 과거에 결정론적 설계법으로 설계된 항만 구조물에서 신뢰성 해석에 필요한 관련된 모든 자료의 확률적 통계적 특성을 올바로 확보하는 것은 쉽지 않다. 따라서 본 연구에서 제안하는 방법에서는 이와 같은 과정이 필요하지 않고 단순히 안전율만을 이용하여 목표파괴수준을 설정할 수 있다. 이는 과거 결정론적 설계법으로 설계된 항만 구조물의 안전율을 통계적으로 해석하면 일정한 범위내에 분포한다는 개념에 근거한 것이다. 즉, 결정론적 설계법에서 정의되는 안전율에는 간접적으로 모든 확률변수들의 불확실성이 포함되어 있다.

먼저 제 2절에 신뢰성 해석 모형의 기본 개념을 안전율과 연계할 수 있는 수학적 모형을 수립하였다. 다음으로 제 3절에서는 Chebyshev 부등식을 이용하는 수학적 모형이 수립되었다. 제 4절에서는 이상에서 수립된 모형들을 직립 방파제의 활동 파괴모드에 적용하였으며, 마지막으로 제 5절에 적용 결과를 언급하였다.

2. 신뢰지수 모형의 수립

물리적으로 하중이 저항을 초과할 때 파괴가 발생하며 저항 R과 하중 S의 차를 신뢰함수로 정의한다. 따라서 파괴의 수학적인 정의는 신뢰함수가 음수인 경우이다. 신뢰성 이론에 의하여 파괴가 발생될 수 있는 가능성, 즉, 파괴확률을 정량적으로 산정하기 위해서는 저항과 하중을 모두 임의의 분포함수를 갖는 확률변수로 고려하여야 한다.

먼저 저항과 하중이 모두 정규분포를 따른다는 가정을 하게 되면 다음 식 (1)과 같은 신뢰지수 β를 얻을 수 있다(이, 2007a).

$$\beta = \frac{\mu_R - \mu_S}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_S^2}} \tag{1}$$

여기서 μ_R과 μ_S는 각각 저항과 하중의 평균이고, $\sigma_R{}^2$과 $\sigma_S{}^2$은 각각 저항과 하중의 분산이다. 식 (1)을 다음 식 (2)에 대입하면 하중이 저항을 초과할 가능성인 파괴확률, 를 얻을 수 있다.

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \tag{2}$$

여기서 $\Phi(x)$는 표준정규분포의 누가분포함수이다. 식 (2)는 파괴확률과 신뢰지수를 연결해주는 함수로서 신뢰지수가 커질수록 파괴확률은 감소하는 특성을 가지고 있다. 따라서 식 (1)을 정리하면 다음 식 (3)을 얻을 수 있다(Madsen et al., 1986).

$$\beta = \frac{f_C - 1}{\sqrt{f_C^2 V_R^2 + V_S^2}} \tag{3}$$

여기서 $f_C = \mu_R/\mu_S$로 결정론적 설계법의 안전율, 엄밀하게 정의하면 중앙안전율(central safety factor)에 해당한다. 또한 V_R과 V_S는 각각 저항과 하중의 변동계수이다. 식 (3)은 결정론적 설계법에서 사용되는 안전율과 신뢰성 설계법에서 사용되는 신뢰지수를 직접적으로 연결시켜주는 중요한 함수이다. 따라서 과거 결정론적 설계법으로 설계된 항만 구조물의 안전율에 대한 자료를 식 (3)에 대입하게 되면 신뢰지수를 산정할 수 있고, 또한 식 (2)에 의하여 파괴확률도 얻을

수 있다. 그러나 이상의 결과는 저항과 하중이 모두 정규분포를 따른다는 가정하에 수학적으로 유도되었다. 따라서 저항과 하중의 분포가 정규분포가 아닌 경우에는 적용할 수 없다.

한편 식 (3)과 같이 순수하게 수학적으로 신뢰지수를 산정할 수 있는 다른 경우는 저항과 하중이 모두 대수정규분포를 따를 때이다. 동일한 수학적 전개과정을 거치면 다음 식 (4)를 쉽게 얻을 수 있다.

$$\beta = \frac{\ln\left(f_C \sqrt{\frac{1+V_S^2}{1+V_R^2}} \right)}{\ln\{(1+V_R^2)(1+V_S^2)\}} \tag{4}$$

따라서 식 (3)과 마찬가지로 과거 결정론적 설계법으로 설계된 항만 구조물의 안전율에 대한 자료를 식 (4)에 대입하게 되면 신뢰지수와 파괴확률을 산정할 수 있다. 그러나 식 (4)는 저항과 하중의 분포가 대수정규분포가 아닌 경우에는 적용할 수 없다.

비록 분포함수에 대한 제약성이 내포되었지만 결정론적 설계법에서 사용되는 안전율과 신뢰성 설계법에서 사용되는 신뢰지수를 직접적으로 연결시켜 줄 수 있는 관계식을 수립하였다. 먼저 분포함수 및 불확실성에 따른 영향을 살펴보기 위하여 식 (3)과 식 (4)를 이용하여 산정한 안전율에 따른 파괴확률을 Fig. 1에 제시하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 동일한 안전율에서도 확률변수의 불확실성이 커짐에 따라 파괴확률이 커짐을 쉽게 알 수 있다. 또한 확률변수의 불확실성이 작은 경우에는 분포함수에 따른 파괴확률의 차이가 거의 없으나 불확실성이 커짐에 따라 안전율이 큰 영역에서 분포함수의 영향이 발생되고 있다. 이는 목표파괴확률을 산정할 때 확률변수의 분포함수와 불확실성에 대한 정확한 고려가 필요하다는 의미이다. 이와 더불어 목표파괴확률을 산정할 때 반드시 고려되어야 할 다른 중요한 점은 비록 동일한 형식의 항만 구조물이라도 과거 결정론적 설계법으로 설계된 구조물의 안전율이 일정의 범위에서 각기 다르게 거동한다는 사실이다. 즉, 안전율이 하나의 확정치가 아닌 확률변수로 고려되어야 한다는 사실이다. 따라서 Fig. 1만을 이용하여 목표파괴확률을 산정할 수는 없다. 본 연구에서는 이와 같은 문제점들을 해결할 수 있는 방법을 아래에 제시하였다.

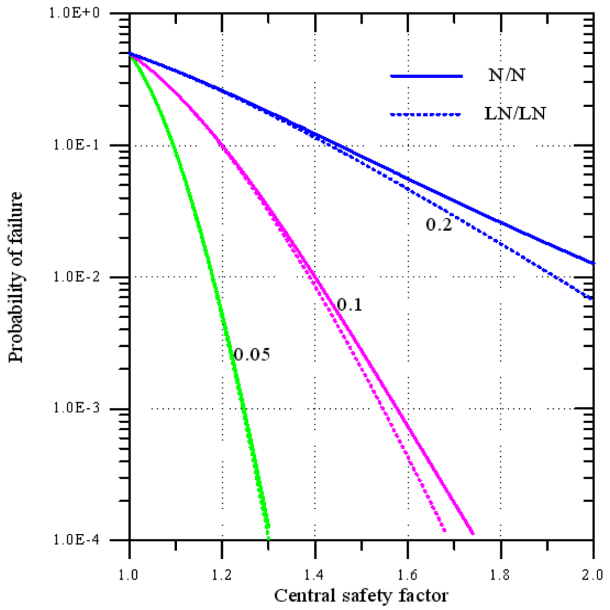

Fig. 1. Probability of failure with respect to central safety factor evaluated by Eq. (3) and Eq. (4) for several uncertainties.

3. Chebyshev 부등식 모형의 수립

이상에서 결정론적 설계법에서 사용되는 안전율과 신뢰성 설계법에서 사용되는 신뢰지수를 양함수적으로 직접 연결시켜주는 함수식을 수립하였다. 그러나 분포함수를 어떻게 가정하느냐에 따라 그 결과가 달라진다. 따라서 본 절에서는 분포함수에 대한 제약성을 해결할 수 있는 모형을 수립하고자 한다. 즉, 확률변수의 분포형을 가정하지 않고 모수, 평균과 분산만을 이용하여 목표파괴확률을 산정하고자 한다.

어떤 확률변수 X의 평균과 분산이 각각 μ, σ^2이라면 임의의 양수 ε에 대하여 다음 식 (5)와 같은 Chebyshev 부등식을 정의할 수 있다.

$$P(|X-\mu| \geq \varepsilon) \leq \frac{\sigma^2}{\varepsilon^2} \tag{5}$$

식 (5)는 분포형에 상관없이 임의로 확률변수 하나를 선택하였을 때 선택된 값이 $\mu-\varepsilon$과 $\mu+\varepsilon$ 사이를 벗어날 확률을 정의하는 식이다. 앞에서 안전율을 확정치가 아닌 확률변수로 고려해야한다는 사실을 언급한바 있다. 따라서 식 (5)에서 정의된 확률변수를 안전율 $n=R/S$ 이라고 생각하면 식 (5)는 다음 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$P(|n-a| \geq \varepsilon) \geq 1 - \frac{1}{\varepsilon_2} E[(n-a)^2] \tag{6}$$

여기서 $a=k\mu_n$, k는 임의의 상수, μ_n는 안전율의 평균이다. 따라서 $n \geq 1.0$의 조건을 이용하면 다음 식 (7)을 얻을 수 있다 (Kapur and Lamberson, 1977).

$$P_f \leq \frac{\mu_n^2\{(1-k^*)^2 + V_n^2\}}{(k^*\mu_n - 1)} \tag{7}$$

여기서 $k^* = \{\mu_n(V_n^2+1)-1\}/(\mu_n-1)$이고, V_n은 안전율의 변동계수이다. 따라서 안전율에 대한 통계적 특성만 알면 파괴확률의 상한치를 산정할 수 있다. 즉, 식 (7)의 우변에 있는 값보다 파괴확률이 작아야 하기 때문에 우변의 값을 목표파괴확률로 정의할 수 있다.

한편 식 (7)로부터 목표파괴확률을 정의하기 위해서는 안전율의 평균과 변동계수를 과거의 자료에 기초하여 산정하여야 한다. 수학적으로 유도된 안전율의 평균과 변동계수를 다음 식 (8)과 식 (9)에 제시하였다. 식 (8)의 결과는 1차항까지만

고려한 결과이고, 식 (9)은 고차항까지 고려한 결과이다.

$$\mu_n = \frac{\mu_R}{\mu_S} = f_C \tag{8a}$$

$$V_n^2 = V_R^2 + V_S^2 \tag{8b}$$

$$\mu_S = f_C(1+V_S^2) \tag{9a}$$

$$V_n^2 = \frac{(1+V_R^2)(1+3\ V_S^2)-(1+V_S^2)^2}{(1+V_S^2)^2} \tag{9b}$$

따라서 식 (8)이나 식 (9)을 식 (7)에 대입하면 분포함수의 형식에 상관없이 각 확률변수의 불확실성에 따라 목표파괴확률을 산정할 수 있다.

한편 식 (6)~식 (9)의 결과는 저항과 하중의 비로 정의되는 안전율의 개념하에서 유도된 식이다. 따라서 이하에서는 저항과 하중의 차로 정의되는 신뢰함수, $z = R - S$를 확률변수로 고려하였을 때의 결과에 대하여 제시하였다. 안전율을 확률변수로 고려하였을때와는 다르게 $z \geq 0$인 조건을 이용하여 수학적 전개과정을 거치면 다음 식 (10)을 얻을 수 있다 (Hoshitani and Ishii, 1986).

$$P_f \leq \frac{V_R^2 f_C^2 + V_S^2}{(f_C-1)^2 + V_R^2 f_C^2 + V_S^2} \tag{10}$$

식 (10)도 식 (7)과 동일하게 분포함수의 형식에 상관없이 각 확률변수의 불확실성에 따라 목표파괴확률을 산정할 수 있는 식이다. 그러나 식 (7)은 안전율을 확률변수로 고려하여 유도된 식이고, 식 (10)은 신뢰함수를 확률변수로 고려하여 유도되었다는 점이 다르다.

4. 직립 방파제의 활동에 대한 적용

결정론적 설계법으로 설계된 직립 방파제의 활동에 대한 중앙안전율의 통계적 자료를 앞에서 유도한 식들에 대입하여 직접 해석하기 전에 식 (3)과 식 (4)에 대한 검증을 먼저 수행하였다. 검증방법은 식 (3)과 식 (4)를 이용하여 목표파괴확률에 따라 안전율을 직접적으로 산정하는 방법과 신뢰성 해석에서 목표파괴확률에 해당하는 부부안전계수를 산정하여 비교 평가하는 방법으로 수행하였다.

먼저 식 (3)과 식 (4)를 재 정리하면 목표파괴확률의 함수로 안전율을 산정할 수 있는 다음 식 (11)과 식 (12)를 얻을 수 있다.

$$f_C = \frac{1+\beta_T\sqrt{V_R^2+V_S^2-\beta_T^2V_R^2V_S^2}}{1-\beta_T^2V_R^2} \tag{11}$$

$$f_C = \sqrt{\frac{1+V_R^2}{1+V_S^2}}e^{\beta_T\sqrt{\ln[(1+V_R^2)(1+V_S^2)]}} \tag{12}$$

여기서 β_T는 목표신뢰지수이며, 식 (11)은 저항과 하중이 모두 정규분포를 따르는 경우이고, 식 (12)는 대수정규분포를 따르는 경우이다. 따라서 식 (11)과 식 (12)를 이용하면 목표수준에 따른 안전율을 쉽게 산정할 수 있다.

한편 신뢰성 해석으로부터 산정되는 저항과 하중에 대한 부분안전계수를 이용하면 결정론적 설계법에서 사용하고 있는 안전율과 동일한 형식으로 표현할 수 있다. 앞에서 언급되었듯이 비교를 목적으로 하기 때문에 본 연구에서는 다음 식 (13)과 같이 부분안전계수를 정의하였다(이, 2007b).

$$\frac{R_C}{\theta_R} = S_C\theta_S \tag{13}$$

여기서 R_C와 S_C는 각각 저항과 하중의 특성값이고, θ_R과 θ_S는 각각 저항과 하중의 부분안전계수이다. 식 (13)은 설계점에서의 신뢰함수가 영이라는 개념과 설계점의 값을 각 확률변수의 특성값과 부분안전계수의 함수로 나타낸 식이다. 따라서 각 확률변수의 특성값을 평균으로 대치하고 식 (13)을 정리하면 다음 식 (14)를 얻을 수 있다.

$$f_C = \theta_R\theta_S \tag{14}$$

쉽게 알 수 있듯이 식 (14)는 식 (3)에서 정의한 안전율과 동일하다. 따라서 각각의 부분안전계수를 신뢰성 해석으로 목표수준에 따라 산정하여 식 (11) 및 식 (12)와 비교 평가하면 된다.

먼저 정규분포를 따르는 경우의 수학적으로 유도한 저항과 하중에 대한 부분안전계수는 다음 식 (15)와 같이 정의된다.

$$(\theta_R)_N = \frac{1}{1-(\alpha_R)_N\beta_TV_R} \tag{15a}$$

$$(\theta_S)_N = 1-(\alpha_S)_N\beta_TV_S \tag{15b}$$

여기서 $(\alpha_R)_N$과 $(\alpha_S)_N$은 각각 저항과 하중에 대한 영향계수로 파괴에 미치는 각 확률변수의 영향의 정도를 나타내며, 다음 식 (16)과 같이 정의된다.

$$(\alpha_R)_N = \frac{V_R}{\sqrt{V_R^2+V_S^2/f_C^2}} \tag{16a}$$

$$(\alpha_S)_N = -\frac{V_R}{\sqrt{f_C^2V_R^2+V_S^2}} \tag{16b}$$

한편 대수정규분포를 따르는 경우도 동일한 개념하에 수학적으로 저항과 하중에 대한 부분안전계수를 유도할 수 있다. 저항과 하중에 대한 각각의 부분안전계수를 다음 식 (17)에 제시하였다.

$$(\theta_R)_{LN} = \frac{\sqrt{1+V_R^2}}{e^{-(\alpha_R)_{LN}\beta_T\sqrt{\ln(1+V_S^2)}}} \tag{17a}$$

$$(\theta_S)_{LN} = \frac{e^{-(\alpha_S)_{LN}\beta_T\sqrt{\ln(1+V_S^2)}}}{\sqrt{1+V_S^2}} \tag{17b}$$

파괴에 미치는 확률변수의 영향의 정도를 나타내는 영향계수 $(\alpha_R)_{LN}$과 $(\alpha_S)_{LN}$은 다음 식 (18)과 같이 정의된다.

$$(\alpha_R)_{LN} = \frac{\sqrt{\ln(1+V_R^2)}}{\sqrt{\ln[(1+V_R^2)(1+V_S^2)]}} \tag{18a}$$

$$(\alpha_S)_{LN} = -\frac{\sqrt{\ln(1+V_S^2)}}{\sqrt{\ln[(1+V_R^2)(1+V_S^2)]}} \tag{18b}$$

이상과 같이 저항과 하중의 불확실성 및 목표파괴수준에 따라 안전율을 산정할 수 있는 두 가지 방법이 수립되었다. 먼저 하중의 불확실성에 따라 식 (11)에 의하여 산정된 안전율과 식 (14)와 (15)를 이용하여 산정된 안전율을 Fig. 2에 제시하였다. 목표파괴수준은 β_T=3.0으로 동일하지만 저항의 불확실성을 다르게 하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 식 (11)에 의하여 산정된 결과와 부분안전계수를 이용하여 산정된 결과가 잘 일치하고 있다. 다음으로 대수정규분포에 대한 식 (12)에 의하여 산정된 결과와 식 (17)을 이용하여 산정된 결과를 Fig. 3에 제시하였다. Fig. 2와 동일한 조건에 대하여 하중의 불확실성에 따라 안전율을 비교하였는데 두 결과가 매우 잘 일치하고 있다. 따라서 과거 결정론적 설계법으로 설계된 항만 구조물의 안전율에 대한 많은 자료를 확보할 수 있다면 그에 대한 통계적 특성들을 이용하여 식 (3)과 식 (4)로부터 동일 형식, 동일 파괴모드에 대한 목표파괴수준을 산정할 수 있다.

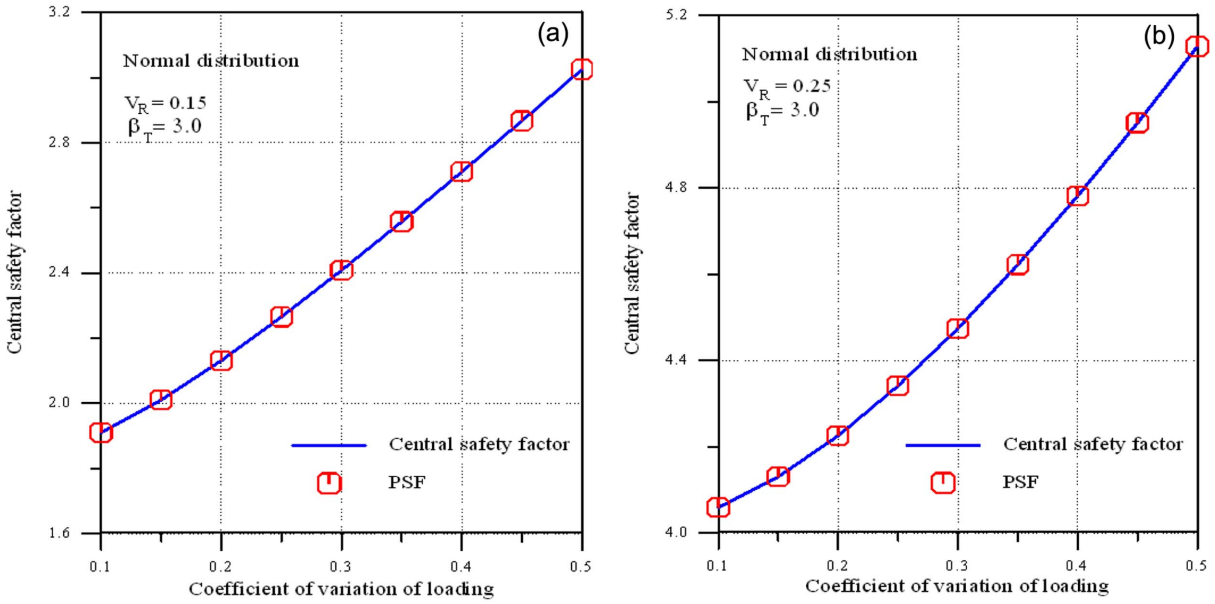

Fig. 2. (a) Central safety factor with respect to coefficient of variation of loading evaluated by Eq. (11) and Eq. (15) for $V_R = 0.15$, $\beta_T = 3.0$, (b) Central safety factor with respect to coefficient of variation of loading evaluated by Eq. (11) and Eq. (15) for $V_R = 0.25$, $\beta_T = 3.0$.

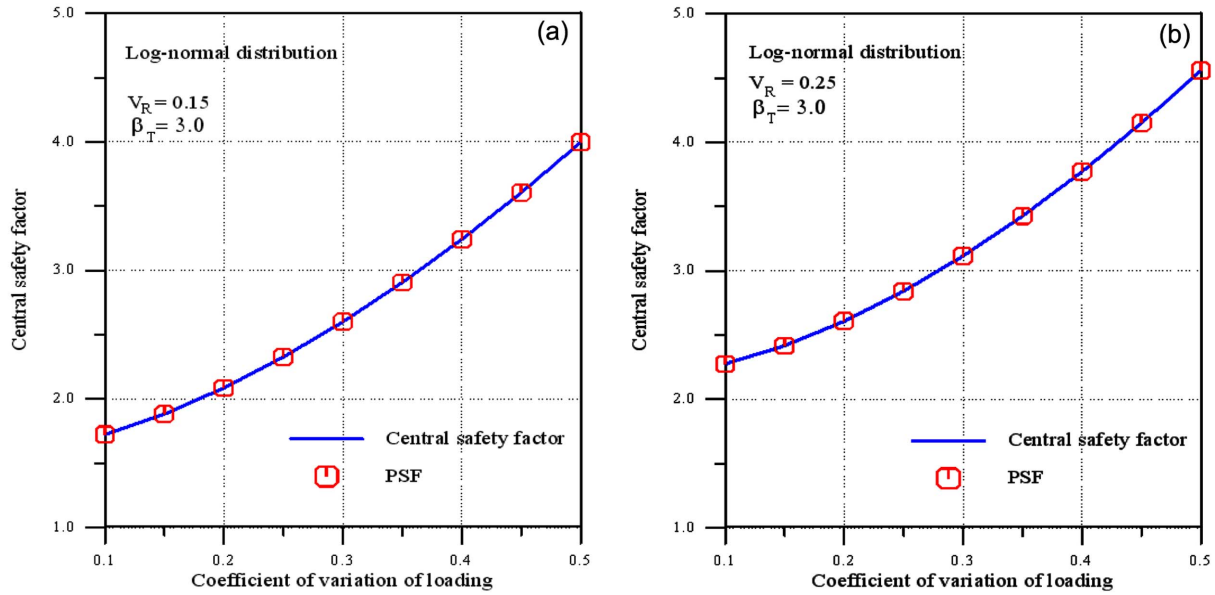

Fig. 3. (a) Central safety factor with respect to coefficient of variation of loading evaluated by Eq. (12) and Eq. (17) for $V_R = 0.15$, $\beta_T = 3.0$, (b) Central safety factor with respect to coefficient of variation of loading evaluated by Eq. (12) and Eq. (17) for $V_R = 0.25$, $\beta_T = 3.0$.

Table 1. Central safety factors of existing vertical breakwaters in Korea and Japan

Central safety factors	Korea (frequency)	Japan (frequency)	Sum (frequency)
1.2	-	3	3
1.3	4	6	10
1.4	3	6	9
1.5	1	7	8
1.6	-	3	3
1.7	-	-	-
1.8	-	2	2
1.9	2	2	4
2.0	-	2	2
Sample mean	1.47	1.50	1.49

이하에서는 과거 결정론적 설계법으로 설계된 직립 방파제의 활동 파괴모드에 대한 안전율 자료를 수집하여 그 확률적 특성을 직접 대입하는 Monte-Carlo Simulation(MCS) 기법을 사용하여 목표파괴수준을 산정하였다. 먼저 과거 안전율에 대한 자료를 확률변수로 고려하여 확률적·통계적 분석을 실시하였다. 본 연구에서 사용된 자료를 Table 1에 제시하였다(김·서, 2009). 표에서 볼 수 있듯이 한국과 일본의 대표적인 자료 41개가 해석에 사용되었다. 자료의 표본평균과 변동계수는 각각 1.5와 0.136이다. 이와 같은 통계적 특성을 확률적 특성과 결부시키기 위하여 본 연구에서는 다음 식 (19)와 같은 누적분포함수를 사용하였다.

$$F(x) = \begin{cases} 2(x-1)^2, & 1.0 \le x \le 1.5 \\ -2(x^2-4x+3.5), & 1.5 \le x \le 2.0 \end{cases} \quad (19)$$

식 (19)는 확률변수가 특정한 분포특성을 보이지 않으면서 일정구간에 불규칙적으로 분포하는 경우에 적용할 수 있는 방법을 이용하여 본 연구에서 유도된 함수이다. 본 연구에서는 정규분포를 포함하여 여러 분포함수들을 대상으로 모의실험을 실시하였는데, 정규분포인 경우에서는 안전율이 1.0보다 작아지는 비현실적인 자료들이 생성되는 등 여러 가지 문제점들이 확인되었다. 따라서 평균에서 분포함수의 모드가 형성되고 안전율이 1.0 보다 크게 생성되는 식 (19)의 삼각형 분포함수가 가장 합리적이라고 판단하였다. 이에 대한 문제는 앞으로 더 많은 자료가 확보된다면 해결될 수 있다고 생각된다. 식 (19)의 분포함수를 이용하여 MCS 기법으로 생성한 안전율의 분포함수를 Fig. 4에 제시하였다. 그림에서 실선은 식 (19)의 확률밀도함수이다. 두 결과가 매우 잘 일치하고 있어 과거 자료의 통계적 특성들이 올바르게 반영, 생성되었음을 확인할 수 있다.

먼저 Fig. 4에 제시한 안전율의 자료를 식 (3)에 대입하여 산정한 신뢰지수의 분포함수를 Fig. 5에 제시하였다. Fig. 5의 결과는 직립 방파제의 활동에 대한 파괴모드를 기준으로 발생 가능한 모든 범위에 대하여 안전율을 적용한 것이다. 신뢰성 설계법에서 반드시 고려되어야 하는 중요한 요인 중의

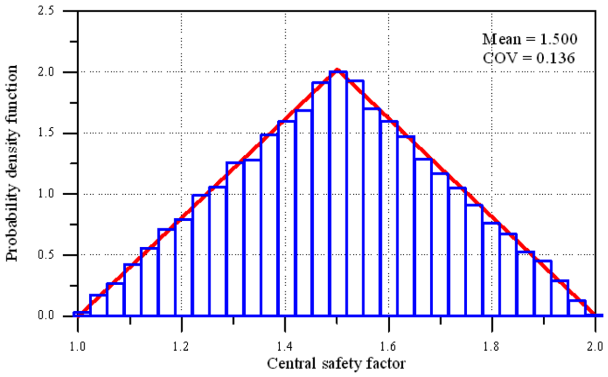

Fig. 4. Probability density function of central safety factor generated by Monte-Carlo simulation with Eq. (19).

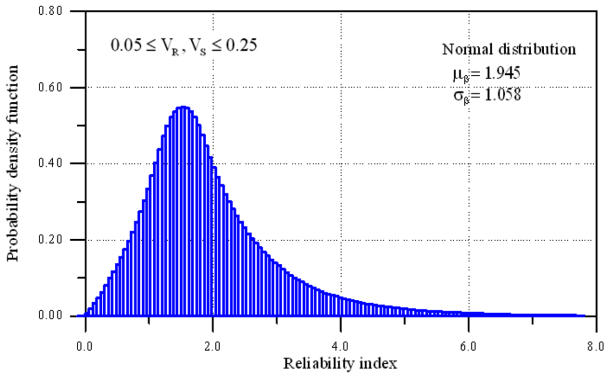

Fig. 5. Probability density function of reliability index evaluated by Monte-Carlo simulation with Eq. (3).

하나가 저항과 하중의 불확실성 정도이다. 따라서 각 확률변수의 불확실성에 대하여도 발생 가능한 모든 범위에 대해 해석하여야 결과의 적용성이 높아질 수 있다. 이를 위해 본 연구에서는 저항과 하중의 변동계수를 0.05에서 0.25($0.05 \le V_S, V_R \le 0.25$)까지 0.02간격으로 나누어 MCS 기법으로 반복 계산하였다. 즉, 모두 121가지의 발생 가능한 불확실성에 대하여 해석한 결과가 Fig. 5이다. 해석에 사용된 자료는 모두 121×50,000=6,050,000개 이다. 해석 결과에 의하면 신뢰지수의 평균은 1.945, 변동계수는 0.541이다. 다음은 동일한 과정을 거쳐 식 (4)로 부터 산정한 결과를 Fig. 6에 제시하였는데, 신뢰지수의 평균은 2.003, 변동계수는 0.536이다. Fig. 5와 Fig. 6을 비교하면 비록 다른 분포함수를 사용하여 계산된 결과이지만 신뢰지수의 전반적인 분포형태나 평균과 변동계수가 거의 일치하고 있다. 이는 2절에서 언급한 확률변수의 분포함수와 불확실성에 따라 다르게 산정되는 신뢰지수 적용의 한계성을 극복하였다는 것을 의미한다. 따라서 결정론적 설계법으로 설계된 양질의 안전율 자료만 확보된다면 이상에서 제시된 방법을 사용하여 확률변수들이 가질 수 있는 불확실성의 전 범위에 적용 가능한 신뢰지수의 분포함수를 얻을 수 있다. 이는 향후 해당 구조물의 중요도 등 여러 가지 사회적 요인들을 고려하여 일정수준에서 목표파괴수준을 설정할 수 있다는 것을 의미한다. 본 연구에서는 Fig. 5와 Fig. 6의 결과를

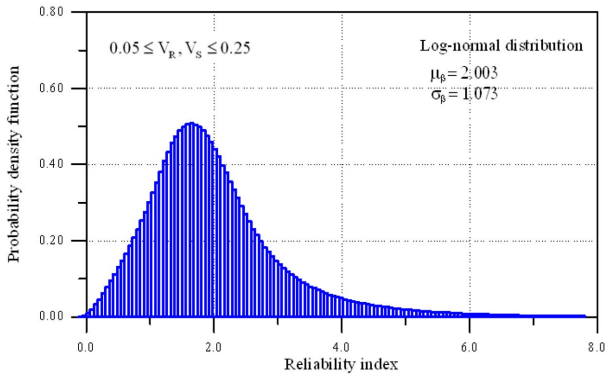

Fig. 6. Probability density function of reliability index evaluated by Monte-Carlo simulation with Eq. (4).

이용하여 다음 식 (20)과 같이 직립 방파제의 활동 파괴모드에 대한 목표파괴수준 산정 방법을 제시하였다.

$$\beta_T = \mu_\beta + k_\alpha \sigma_\beta \tag{20}$$

여기서 k_α는 초과확률 α에 해당하는 확률변수의 추정량이다. 예로, 초과확률을 1/3로 설정하는 경우 분포함수를 표준정규분포로 등가화 하였을 때 $k_{1/3}$=0.43이 된다. 따라서 식 (3)과 식 (4)에 의하여 산정된 각각의 목표파괴수준 β_T는 2.400와 2.464가 된다. 본 연구에서는 이를 유의목표파괴수준(significant target level of failure)이라 정의하였다.

한편 식 (7)과 식 (10)에 의하여 MCS 기법으로 산정된 신뢰지수의 분포함수를 Fig. 7과 Fig. 8에 제시하였다. 먼저 Fig. 7(a)는 식 (8)을 이용하여 1차항까지 만 고려하여 확률변수의 발생 가능한 전 범위의 불확실성에 대하여 해석한 결과이고, Fig. 7(b)는 식 (9)를 이용하여 고차항까지 고려하여 해석한 결과이다. 두 그림을 비교해 보면 약간 다른 평균과 변동계수를 보이나 전반적으로 신뢰지수의 분포특성은 유사하다. 식 (7)에서 언급하였듯이 Fig. 7과 Fig. 8의 결과에서는 신뢰지수의 평균과 변동계수가 중요한 것이 아니고, 발생 가능한 범위에서 파괴확률의 최소값, 즉, 신뢰지수의 최대값이 중요하다. 따라서 과거 자료에 기초하여 사용되어진 안전율의 입력조건과 확률변수의 발생 가능한 전 범위의 불확실성에 대하여 산정된 신뢰지수의 최대값이 목표파괴수준으로 정의된다. 이와 같은 개념하에서 산정된 목표파괴수준을 Table 2에 제시하였다. 앞에서 산정된 유의목표파괴수준도 비교를 목적으로 함께 제시하였는데 모든 모형에서 유사한 수준의 결과를 나타내고 있다. 이는 최근 일본에서 제시한 목표신뢰지수 2.4와 약간의 차이를 보이지만 거의 유사한 결과이다. 앞

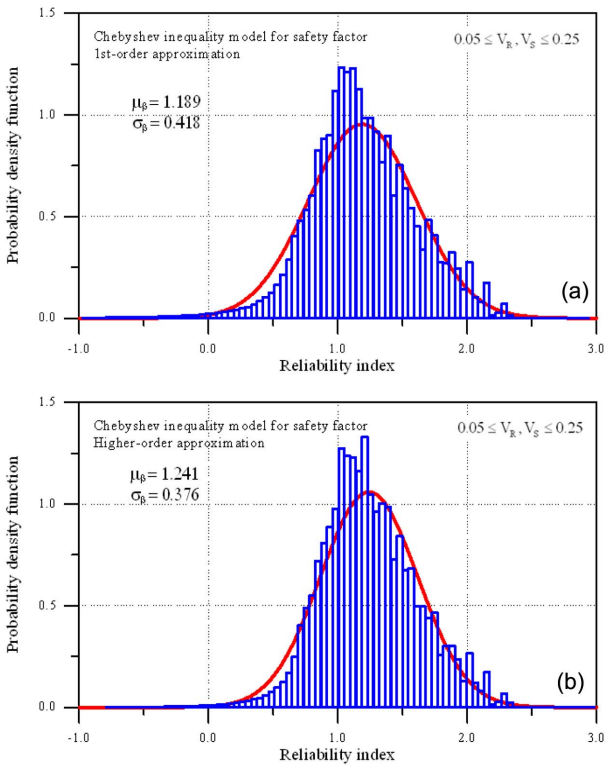

Fig. 7. (a) Probability density function of reliability index evaluated by Monte-Carlo simulation with Eq. (7) and Eq. (8), (b) Probability density function of reliability index evaluated by Monte-Carlo simulation with Eq. (7) and Eq. (9).

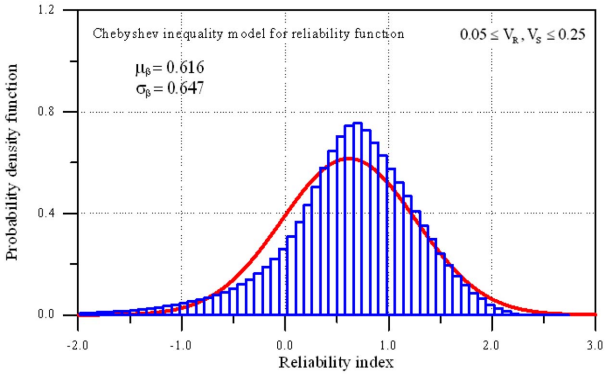

Fig. 8. Probability density function of reliability index evaluated by Monte-Carlo simulation with Eq. (10).

으로 과거 결정론적 설계법으로 설계된 안전율에 대한 더 많은 자료가 확보된다면 한국 실정에 맞는 정확한 목표파괴수준을 결정할 수 있다. 따라서 이에 대한 추가적인 해석이 앞으로 더 수행되어야 한다.

Table 2. Target reliability index evaluated by the present study

Reliability index model*		Chebyshev model		
Normal distribution	Log-normal distribution	Safety factor model		Reliability function model
		First-order model	Higher-order model	
2.400	2.464	2.332	2.332	2.260

*Significant target reliability index

5. 결 론

본 연구에서는 직립 방파제의 활동 파괴모드에 대한 목표파괴확률을 산정할 수 있는 새로운 방법을 제시하였다. 방법론적으로는 현행의 결정론적 설계법과의 비교에 의한 방법과 유사하다. 그러나 본 연구에서 제안한 방법은 파괴모드와 관련된 모든 확률변수들의 통계적 특성과 분포함수를 이용하여 반복적으로 신뢰성 해석을 수행해야하는 기존의 방법과 다르게 단순히 결정론적 설계법으로 설계된 안전율에 대한 자료만을 이용하여 목표파괴수준을 설정할 수 있다. 이는 과거 결정론적 설계법으로 설계된 항만 구조물의 안전율을 통계적으로 해석하면 일정한 범위내에 분포하는 확률변수로 고려해야 한다는 개념에 근거한 것이다.

먼저 순수하게 수학적으로 신뢰지수를 산정할 수 있는 정규분포와 대수정규분포함수를 따르는 신뢰함수에 대하여 결정론적 설계법에서 사용되는 안전율과 신뢰성 설계법에서 사용되는 신뢰지수를 직접적으로 연결시켜주는 모형을 수립하였다. 각 확률변수의 분포함수와 불확실성에 따른 영향들이 자세히 분석되었으며, 또한 부분안전계수 개념을 이용하여 수립된 모형들이 올바르게 구조물의 목표파괴수준을 산정할 수 있음이 검증되었다. 특히 분포함수의 영향에 대한 제약성을 극복하고자 Chebyshev 부등식을 이용하여 안전율과 신뢰함수를 확률변수로 고려할 수 있는 수학적 모형이 수립되었다.

수립된 모형들을 직립 방파제의 활동 파괴모드에 적용하였다. 과거 결정론적 설계법으로 설계된 직립 방파제의 활동 파괴모드에 대한 중앙안전율의 자료를 해석하여 안전율에 대한 확률분포함수를 유도하였다. 본 연구에서 제시한 MCS 기법을 이용하면 안전율 및 확률변수들이 가질 수 있는 불확실성의 전 범위에 적용 가능한 신뢰지수의 분포함수 및 통계적 특성들을 얻을 수 있다. 이는 안전율 및 확률변수의 분포함수와 불확실성에 따라 다르게 산정되는 신뢰지수 적용의 한계성을 극복하였다는 것을 의미한다. 비록 제한적인 자료를 사용하였음에도 불구하고 유의목표파괴수준이라는 개념으로 본 연구에서 산정한 직립 방파제의 활동 파괴모드에 대한 목표파괴수준이 최근 일본에서 제안된 결과와 매우 잘 일치하였다.

앞으로 과거 결정론적 설계법으로 설계된 안전율에 대한 더 많은 자료가 확보된다면 본 연구에서 제시한 MCS 기법을 통해 한국 실정에 맞는 항만 구조물의 형식별, 파괴모드별 목표파괴수준을 결정할 수 있다.

감사의 글

본 연구는 한국해양수산진흥원 지원과제인 “항만구조물 신뢰성 설계 개발” 과제의 일부임을 밝히며, 국토해양부 및 한국해양수산진흥원의 지원에 감사드립니다.

참고문헌

김승우, 서경덕 (2009). 국내 케이슨 방파제의 활동에 대한 신뢰성 해석 및 부분안전계수 산정, 한국해안·해양공학회논문집, 제21권, 제4호, pp.278-289.

이철응 (2007a). 신뢰성 설계법의 개요, 제1회 항만구조물 신뢰성 설계법 기술교육 Workshop, pp.2-4.

이철응 (2007b). 항만 구조물의 부분안전계수 산정 및 적용, 제1회 항만구조물 신뢰성 설계법 기술교육 Workshop, pp.101-120.

이철응 (2002). 기대 총 건설비 최소화기법에 의한 혼성제 직립 케이슨의 최적설계, 대한토목학회논문집, 제22권, 제6-B호, pp.819-831.

이철응 (2001). 안전계수에 따른 경사제 피복재의 파괴확률, 한국해안해양공학회지, 제13권, 제1호, pp.9-17.

Hoshitani, M. and Ishii, K. (1986). *Reliability design method of structures*, Kajima Pub. Co.

Kapur, K.C. and Lamberson, L.R. (1977). *Reliability in engineering design*, John Wiley & Sons.

Losada, M.A. and Benedicto, M.I., (2005), Target design levels for maritime structures, *Journal of Water., Port, Coas., and Oc. Eng.*, ASCE, Vol. 131, No. 4, pp.171-180.

Madsen, H.O., Krenk, S. and Lind, N.C. (1986). *Methods of structural safety,* Prentice-Hall.

MLIT(Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism) (2009). *Technical standards and commentaries for port and harbour facilities in japan*, Vol. I, II.

Nagao, T., Kadowaki, Y. and Terauchi, K. (2005). Overall system stability of a breakwater based on reliability design method(First report) - Discussion on the stability against sliding, *Proceeding of Struc. Eng.*, ASCE, Vol.51A, pp.389-400.

Rackwitz, R. (2000). Optimization - the basis of code-making and reliability verification, *Struc. Safety,* Vol. 22. pp.27-60.

Rackwitz, R. and Joanni, A. (2009). Risk acceptance and maintenance optimization of aging civil engineering infrastructures, *Struc. Safety,* Vol. 31. pp.251-259.

Sexsmith, R.G. (1999). Probability-based safety analysis-value and drawbacks, *Struc. Safety,* Vol. 21. pp.303-310.

Sorensen, J.D., Kroon, I.B. and Faber, M.H. (1994). Optimal reliability-based code calibration, *Struc. Safety,* Vol. 15. pp.197-208.

Trbojevic, V.M. (2009). Another look at risk and structural reliability criteris, *Struc. Safety,* Vol. 31. pp.245-250.

원고접수일: 2010년 3월 5일
수정본채택: 2010년 4월 1일
게재확정일: 2010년 4월 8일