

다중하중에 따른 경사제 피복재의 추계학적 신뢰성 해석 Stochastic Reliability Analysis of Armor Units of Rubble-Mound Breakwaters Subject to Multiple Loads

이철응
Cheol-Eung Lee*

요 지 : 경사제에 불규칙하게 작용하는 임의 크기의 다중하중으로 인해 피복재의 안정성에 대한 성능이 시간에 따라 어떻게 달라지는지를 해석할 수 있는 추계학적 신뢰성 해석 모형이 개발되었다. Hudson의 공식과 Melby 공식을 이용하여 재현기간에 따른 파고의 함수로 경사제 피복재의 초기 저항력 크기와 피해율을 확률적으로 산정할 수 있는 새로운 방법이 제시되었다. 생애기간에 대한 신뢰성 분석을 실시하여 시간에 따른 다중하중의 작용과 사용한계나 극한한계 등 한계상태에 따른 구조물의 성능을 올바르게 해석할 수 있었다. 마지막으로 보수보강 목표확률을 시간에 따른 누적파괴확률의 결과와 조합하여 구조물 유지관리에서 가장 중요한 변수인 보수보강 시점을 정량적으로 산정할 수 있는 방법이 제시되었다.

핵심용어 : 추계학적 신뢰성 해석, 다중하중, 경사제 피복재, 한계상태, 유지관리

Abstract : A stochastic reliability analysis model has been developed for evaluating the time-dependent stability performance of armor units of rubble-mound breakwaters subjected to the multiple loads of arbitrary magnitudes which could be occurred randomly. The initial structural capacities and the damage rates of armor units of rubble-mound breakwaters could be estimated as a function of the incident wave height with a given return period by using the modified Hudson's formula and Melby's formula. The structural stability performances of armor units of rubble-mound breakwaters could be analyzed in detail through the lifetime reliability investigations according to the limit states such as the serviceability or ultimate limit state and the conditions of multiple loads. Finally, repair intervals for the structural management of armor units of rubble-mound breakwaters could quantitatively be evaluated by a new approach suggested in this paper that has been based on the target probability for repair and the accumulated probabilities of failure obtained from the present stochastic reliability analysis model.

Keywords : stochastic reliability analysis, multiple loads, armor units of rubble-mound breakwaters, limit state, structural management

1. 서 론

시간이 진행됨에 따라 경사제 등의 모든 항만 구조물은 최초 설계 당시 그 구조물에 부여된 고유한 성능이 감소할 수밖에 없다. 이와 같은 시간에 따른 성능 감소, 즉, 사용 및 극한한계에 대한 파괴확률의 증가는 일반적으로 다음과 같은 두 가지 원인에 의하여 발생된다. 하나는 부식 등 재령에 따른 구조부재의 강도저하이고, 다른 하나는 하중의 반복적인 작용으로 인해 발생하는 피해들이 누적되어 야기되는 구조물 체체의 저항력 감소이다. 특히 기상이변에 따라 예기치 못하게 발생하는 하중들의 반복적인 작용으로 인한 구조물 체체의 누적피해는 구조물의 사용년수를 상당히 단축시킬 수 있다. 따라서 장래 환경 변화에서 구조물의 사용년수를 최대한 증대

시키기 위해서는 적절한 시점에 올바른 보수보강이 이루어져야 된다. 미국 등 선진국에서는 구조물의 유지관리, 보수보강을 위하여 매년 수 십조원이 사용되고 있고, 이와 같은 비용은 점점 증가할 수밖에 없다. 유지관리의 목표는 최소의 비용으로 설계 당시 설계기준에 의하여 부여된 구조물의 고유한 성능을 가능하면 최대수준까지 끌어올리는 것이다. 이를 위해서는 어느 시점에 구조물의 성능이 얼마인지를 정확히 정량적으로 평가하는 것이 필요하다. 즉, 확률론적 기법을 이용하는 생애주기분석을 실시하여 시간에 따른 다중하중의 작용과 사용한계나 극한한계 등 한계조건에 따른 구조물의 성능을 정량적으로 산정하여야 한다.

먼저 부식 등 재령에 따른 부재의 구조적 강도저하 기구에 대한 연구는 Liu and Weyers(1998), Li(2003), Val and

*강원대학교 토목공학부(Department of Civil Engineering, Kangwon National University, Chuncheon, Gangwon 200-701, Korea. celee@kangwon.ac.kr)

Stewart(2005) 등에 의하여 수행되었는데 주로 시간의존 감쇄함수 수립에 대한 것이었다. 또한 Kleiner(2001), Mishalani and Madanat(2002), Kubler and Faber(2003), Guillaumot et al.(2003), Frangopol et al.(2004) 그리고 Li and Zhao(2010) 등이 MDP(Markov Decision Process)나 RCP(Renewal Counting Process) 개념을 이용하여 확률론적 접근법으로 재령에 따른 강도저하를 정량적으로 평가하였다. 한편 누적피해에 따른 구조물의 저항력 감소에 대한 개념이 Rosenblueth and Mendoza(1971), Hasofer(1974), Rosenblueth(1976)에 의하여 처음으로 제시되었다. 그 후 Nakagawa(1976), Sherif and Smith(1981), Wortman et al.(1994), Aven and Jensen(1999), Yang and Klutke(2000), Sanchez-Silva and Rackwitz(2004) 등이 지진하중을 고려하는 방법을 달리하여 누적피해에 따른 구조물 체제의 저항력 감소를 해석하였다. 최근 Sanchez-Silva et al.(2011) 등이 앞에서 언급한 두가지 저항력 감소를 정량적으로 평가할 수 있는 일반적인 접근법을 제시하였다. 일정한 초기 저항력의 크기를 알고 있을 때 불규칙하게 발생하는 다중하중에 의한 피해를 확률적으로 산정하여 시간에 따른 구조물의 파괴확률을 산정하는 방법이다. 이상의 연구들은 모두 육상 구조물에 대한 것으로 항만 구조물의 다중하중에 따른 저항력 감소에 대한 연구는 아직 미진한 수준이다. 또한 이상의 육상 구조물에 대한 연구에서는 대부분 구조물의 초기 저항력을 결정론적 상수로 고려하고 있으나, 경사제 등 항만 구조물 설계에서는 설계과량의 불확실성에 따라 실제 항만 구조물의 초기 저항력을 확률변수로 고려하는 것이 중요하다.

본 연구의 궁극적인 목적은 경사제 등 항만 구조물의 전 생애기간 중 어느 시점에 보수보강을 해야 하는지 등을 판단하는데 필요한 제반 정보를 제공하기 위함이다. 이를 위해 본 연구에서는 전 생애기간 동안에 발생하는 다중하중에 의한 구조물의 성능을 시간의 함수로 산정할 수 있는 추계학적 신뢰성 해석 모형을 개발하고, 이를 경사제 피복재에 적용하였다. 특히 해석 모형에 포함된 관련된 변수들을 모두 확률변수나 확률과정으로 고려하여 전 생애기간 동안에 발생하는 다중하중에 의한 구조물의 한계상태별 파괴확률을 시간의 함수로 산정하였다. 본 논문은 다음과 같이 구성되었다. 먼저 제 2절에 다중하중에 의한 구조물의 성능을 시간의 함수로 산정할 수 있는 추계학적 신뢰성 해석 모형을 제시하였다. 수학적 모형 뿐만 아니라 기존에 제시된 결과와의 비교를 통해 수립된 모형을 검증하였다. 제 3절에 수립된 추계학적 신뢰성 해석 모형을 경사제 피복재에 적용하기 위한 초기강도의 크기 산정이나 하중 작용에 따른 피복재의 피해율의 산정 등과 관련된 이론적 근거를 제시하였다. Hudson의 공식과 Melby 공식을 이용하여 재령기간에 따른 파고의 함수로 경사제 피복재의 초기 저항력 크기와 피해율을 확률적으로 산정할 수 있는 새로운 방법이 제시되었다. 또한 제 4절에서 경사제 피복재의 생애기간에 대한 신뢰성 분석을 실시하여 시간에 따른 다

중하중의 작용과 사용한계나 극한한계 등 한계상태에 따른 구조물의 성능을 올바르게 해석할 수 있었다. 보수보강 목표확률 개념을 도입, 시간에 따른 누적파괴확률의 결과와 조합하여 구조물 유지관리에서 가장 중요한 변수인 보수보강 시점을 정량적으로 산정할 수 있는 방법이 제시되었다. 마지막으로 제 5절에 결론을 언급하였다.

2. 추계학적 신뢰성 해석 모형의 수립

경사제 등과 같은 항만 구조물의 초기 저항력을 C_0 , 시간의 진행에 따라 발생하는 피해를 $D(t)$ 라 할 때 구조물의 시간에 따른 저항력은 다음 식 (1)과 같이 정의된다.

$$C(t) = C_0 - D(t) \quad (1)$$

여기서 C_0 는 임의의 파괴모드에 대한 현재 상태의 저항력을 의미하는 확률변수이다. 일반적으로 $D(t)$ 는 재령에 따라 연속적으로 진행되는 피해, $D_A(t)$ 와 단속적인 다중하중 작용에 의해 갑작스럽게 발생하는 피해, $D_L(t)$ 로 구분할 수 있어 다음 식 (2)와 같이 정의된다(Madsen, et al., 1986; Sanchez-Silva et al., 2011).

$$D(t) = D_A(t) + D_L(t) \quad (2a)$$

$$D_A(t) = \int_0^t \phi(\tau) d\tau \quad (2b)$$

$$D_L(t) = \sum_{i=1}^{N_t} Y_i \quad (2c)$$

여기서 $\phi(t)$ 는 부식 등 재령에 따른 감쇄함수이고, N_t 는 t 시간까지 발생하는 하중의 개수를 나타내는 확률과정(stochastic process), Y_i 는 i 번째 하중 작용에 의하여 발생하는 피해를 나타내는 확률변수이다. 따라서 식 (1)과 식 (2)를 이용하면 시간에 따른 피해와 구조물의 저항력 변화를 쉽게 알 수 있다. Fig. 1에 전 생애기간 동안에 발생하는 저항력의 변화와 사용한계 및 극한한계상태의 관계를 제시하였다. 그림에서 L_S 와 L_U 를 각각 임의의 파괴모드에 대한 사용한계와 극한한계라 정의하면, 물리적으로 $C(t)$ 가 L_S 를 초과하는 시점에서 사용성이 제한을 받게 되고, $C(t)$ 가 L_U 를 초과하는 시점에서 구조물이 파괴된다. 유지관리 차원에서는 $C(t)$ 가 L_S 를 초과하는 시점에서 보수보강이 이루어져야 하고, $C(t)$ 가 L_U 를 초과하는 시점에 기존 구조물이 새로운 구조물로 대체되어야 한다.

대부분의 항만 구조물의 경우 염분에 따른 부식 등 재령에 따른 저항력 감소는 어느 정도 예측 가능하다. 그러나 단속적인 다중하중 작용에 의한 피해, 저항력 감소는 예측하기가 상대적으로 어렵다. 특히 기상이변에 따른 하중 발생빈도나 강도의 크기가 기존의 경향과는 다르게 발생할 가능성이 높다. 따라서 본 연구에서는 부식 등과 같은 재령에 따른 저항력 감소는 고려하지 않고 식 (2c)에 나타낸 단속적인 다중하중 작용

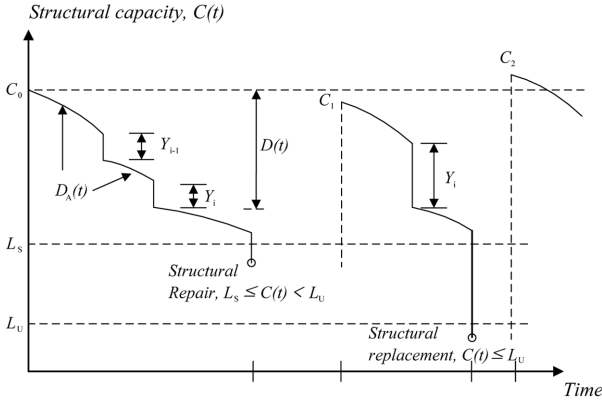


Fig. 1. Definition sketch of the stochastic reliability analysis model for multiple loads(Sanchez-Silva et al., 2011).

에 의해 갑작스럽게 발생하는 저항력 감소만을 고려하였다. 즉, 일정시간 동안 작용하는 다중하중에 의해 사용 또는 극한한계상태에 도달할 순간과피확률과 누적과피확률을 산정하여 구조물의 성능을 평가하고자 한다. 따라서 식 (2)를 식 (1)에 대입하면 다음 식 (3)을 얻을 수 있다.

$$C(t; C_o, N_p, Y_i) = C_o - \sum_{i=1}^{N_i} Y_i \quad (3)$$

식 (3)은 앞에서 언급된 바와 같이 단속적인 다중하중 작용에 의한 시간에 따른 저항력의 감소를 나타내는 식이다. 따라서 식 (3)을 해석하기 위해서는 먼저 우변의 두 번째항을 올바르게 이해하여야 한다. 우변의 두 번째항은 t 시간까지 발생하는 하중사상의 개수를 나타내는 확률과정(stochastic process)과 각각의 하중에 의하여 발생하는 피해를 나타내는 확률변수(random variable)의 관계를 나타낸 식으로 FPP(Filterd Poisson Process)라 한다(Parzen, 1962). 대부분의 연구에서처럼 t 시간 동안 발생하는 하중의 개수를 PP(Poisson Process)로 취급하면 하중의 발생특성, 즉, 하중도착시간과 발생간격을 나타내는 확률변수와 발생한 하중의 강도를 나타내는 확률변수는 서로 독립이며, 지수분포나 극치분포 등과 같이 각기 다른 분포를 사용하여 나타낼 수 있다.

물리적으로는 임의의 파괴모드로 인해 구조물이 파괴되기 위해서는 먼저 하중이 발생되어야 하고, 그 하중에 의하여 발생한 피해로 인한 구조물의 저항력이 앞에서 언급한 사용한계나 극한한계 이하로 떨어져야한다. 따라서 Fig. 2에 따르면 순간과피확률, $v(t)$ 는 다음 식 (4)와 같이 정의된다.

$$v(t) = 1 - \int_0^{C(t; C_o, N_p, Y_i, L_T)} f_Y(y) dy \quad (4)$$

여기서 L_T 는 사용한계, L_S 나 극한한계, L_U 를 의미하는 한계상태이고, $f_Y(y)$ 는 하중작용에 의하여 발생하는 피해를 나타내는 확률변수의 분포함수이다. 따라서 $C(t; C_o, N_p, Y_i, L_T)$ 는 t 시간에 구조물이 갖게 되는 여유저항력(marginal capacity)을 의미하게 된다. 식 (4)를 이용하여 순간과피확률을 산

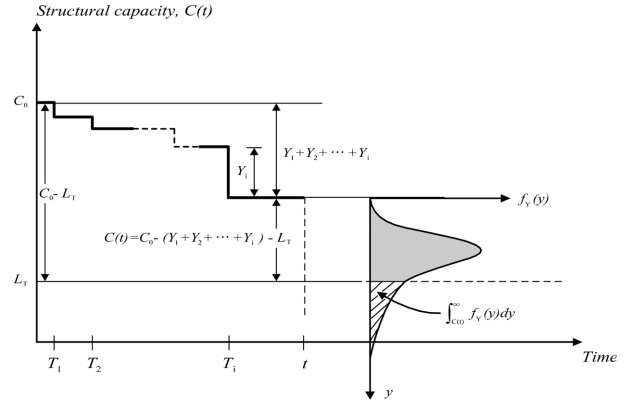


Fig. 2. Definition of probability of failure with respect to multiple loads(Sanchez-Silva et al., 2011).

정하기 위해서는 여유저항력과 분포함수에 대한 정의가 필요하다.

먼저 한계상태에 대한 여유저항력, $C(t; C_o, N_p, Y_i, L_T)$ 는 식 (3)에 의하여 다음 식 (5)와 같이 정의할 수 있다.

$$C(t; C_o, N_p, Y_i, L_T) = C_o - \sum_{i=1}^{N_i} Y_i - L_T \quad (5)$$

만약 t 시간까지 하나의 하중만 발생($N_i = 1$) 한다고 가정하면 $C(t; C_o, 1, Y_1, L_T) = C_o - Y_1 - L_T$ 가 된다. 따라서 첫 번째 하중 발생에 의하여 파괴가 발생할 확률은 다음 식 (6)과 같이 나타낼 수 있다.

$$v(t) = \int_0^{\infty} \left\{ \left[1 - \int_0^{C(t; C_o, 1, Y_1, L_T)} f_Y(y) dy \right] P(N_i = 1) \right\} \times f_{C_o}(c_o) dc_o \quad (6)$$

여기서 $P(N_i = 1)$ 는 임의의 t 시간까지 하나의 하중이 발생할 확률을 의미하며, 다음 식 (7)에 정의된 Poisson 분포로부터 산정할 수 있다.

$$P(N_i = n) = \frac{(\lambda t)^n}{n!} e^{-\lambda t} \quad (7)$$

비록 이상과 같이 하중 발생시간과 발생개수에 대한 문제는 해결하였으나, 아직 발생한 하중의 강도가 얼마이고 그에 따른 피해의 크기가 얼마인지에 대한 관계가 정의되지 못하였다. 이를 위하여 본 연구에서는 다음 식 (8)을 제시하였다.

$$Y = \int_0^{\infty} \Psi(x) f_X(X = x) dx \quad (8)$$

여기서 $\Psi(x)$ 는 발생한 하중의 강도 x 에 의하여 유발되는 피해의 크기 Y 를 산정하는데 필요한 피해함수(damage function)를 의미하고, $f_X(X = x) dx$ 는 임의의 분포함수를 따르는 하중의 강도가 발생할 확률을 의미한다. 일반적으로 항만 구조물을 설계할 때 대부분 극치자료를 이용하기 때문에 Weibull이나

Gumbel과 같은 극치분포로부터 대표하중의 강도, 예로 유의 파고를 산정하고 Rayleigh 분포를 이용하여 실제 하중의 특성을 확률적으로 나타낼 수 있다.

비록 단일하중이지만 식 (6)을 이용하여 추계학적 신뢰성 해석, 즉, 시간에 따른 파괴확률을 산정하기 위해서도 여러 과정을 거쳐야 한다. 특히 피해함수, $\Psi(x)$ 에 대한 정의, 피해크기, Y 의 정확한 산정과 그와 관련된 불확실성을 어떤 분포함수, $f_Y(y)$ 로 고려하느냐가 문제의 핵심이다. 이와 관련하여 현재까지 가장 일반적으로 사용하는 방법이 단일하중(single load)에 의한 피해를 극치분포의 하나인 다음 식 (9)와 같이 정의되는 지수분포를 이용하는 방법이다(Madsen, et al., 1986; Sanchez-Silva et al., 2011).

$$f_Y(y) = \theta e^{-\theta y} \quad (9)$$

여기서 θ 는 임의의 단일하중에 의하여 발생하는 피해율을 의미하고 이는 발생 하중의 강도에 의존한다. 따라서 불확실성을 고려한 여유저항력은 다음 식 (10)을 이용하여 산정할 수 있다.

$$C(t; C_o, 1, Y_1, L_T) = \int_0^{(C_o - L_T)} (C_o - Y - L_T) f_Y(y) dy \quad (10)$$

이상에서 추계학적 신뢰성 해석 모형에 대한 이해를 돕기 위하여 단일하중에 대하여 언급하였다. 따라서 이를 다중하중 (multiple loads)으로 확장하는 것은 어렵지 않다.

임의의 t 시간까지 n 개의 다중하중이 발생되었다고 가정하면 식 (6)은 다음 식 (11)과 같이 변형된다.

$$v(t) = \int_0^\infty \left\{ \sum_{n=0}^\infty \left[1 - \int_0^{C(t; C_o, n, Y_n, L_T)} f_Y(y) dy \right] P(N_t = n) \right\} \times f_{C_o}(c_o) dc_o \quad (11)$$

여기서 식 (9)를 이용하면 $Y_n = \sum_{i=1}^n Y_i$ 의 분포는 다음 식 (12)에 정의된 Erlang 분포를 따르게 되고 식 (10)은 다음 식 (13)과 같이 변형된다.

$$f_{Y_n}(y) = \frac{1}{(n-1)!} \theta^n y^{(n-1)} e^{-\theta y} \quad (12)$$

$$C(t; C_o, n, Y_n, L_T) = \int_0^{C_o - L_T} (C_o - Y - L_T) f_{Y_n}(y) dy \quad (13)$$

따라서 식 (11)~식 (13)을 이용하면 다중하중에 의하여 발생하는 순간파괴확률을 산정할 수 있다. 마지막으로 순간파괴확률을 적분하면 임의의 t 시간까지 누적된 누적파괴확률을 다음 식 (14)로부터 산정할 수 있다.

$$A(t) = \int_0^t v(\tau) d\tau \quad (14)$$

이상과 같이 식 (11)과 식 (14)를 이용하면 시간의 진행에 따른 다중하중 작용에 의한 구조물의 순간파괴확률과 누적파괴확률을 산정할 수 있다. 이는 구조물의 저항력이 시간에 따라 얼마나 감소하는지에 대한 정량적 해석으로부터 시작한다. 따라서 본 연구에서 수립된 추계학적 신뢰성 해석 모형을 이용하면 구조물의 보수보강 시점을 쉽게 결정할 수 있는 등 유지관리에 필요한 유용한 자료를 얻을 수 있다.

먼저 기존의 해석 결과와 비교하여 본 연구에서 수립된 모형에 대한 검증을 수행하였다. 계산조건은 Sanchez-Silva et al.(2011)이 사용한 $C_o = 100.0$, $\theta = 0.05$, $L_T = 25.0$ 그리고 $\lambda = 1/20$ 이다. 식 (11)과 식 (14)로부터 산정된 시간에 따른 순간파괴확률과 누적파괴확률을 Fig. 3에 제시하였다. 각 그림에 두 가지 결과가 제시되었는데, 하나는 내용년수 동안 단일하중이 작용한다는 가정하에 계산된 결과이고 다른 하나는 다중하중이 작용하는 경우에 대한 계산 결과이다. 그림에서 기호로 표시된 것은 Sanchez-Silva et al.(2011)이 C_o 를 결정론적 상수로 고려하여 계산한 결과이다. 본 연구의 결과가 기존의 연구 결과와 매우 잘 일치하고 있다. 또한 Fig. 4에는 한계상태, L_T 를 변화시키면서 계산된 결과를 제시하였다. 여기서 $L_T = 60.0$ 은 피해가 경미한 허용한계상태이고 $L_T = 2.5$ 는 파괴가 발생하는 극한한계상태를 의미한다. 즉, 초

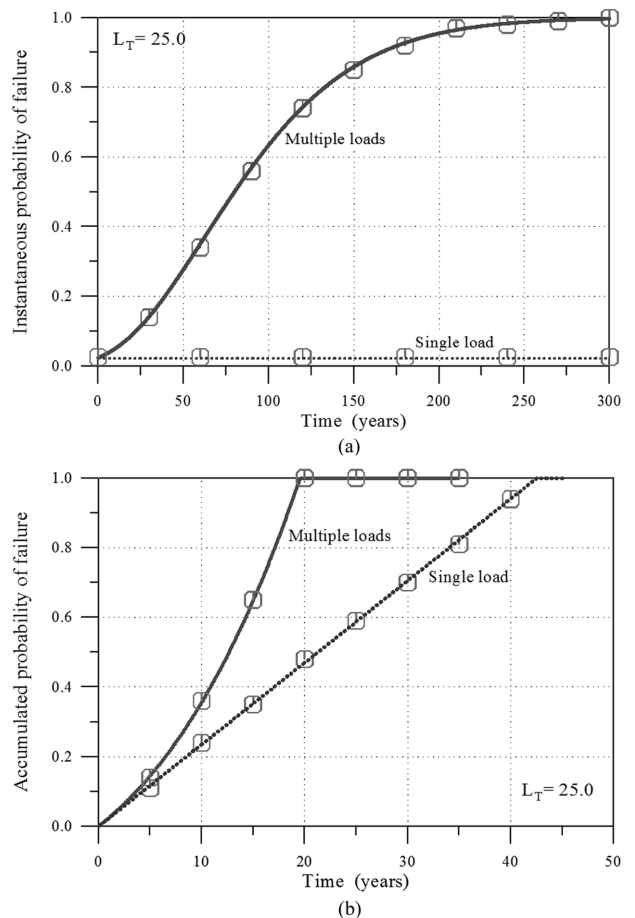


Fig. 3. Comparison of the present results with Sanchez-Silva et al.(2011)'s results on the limit state $L_T = 25.0$.

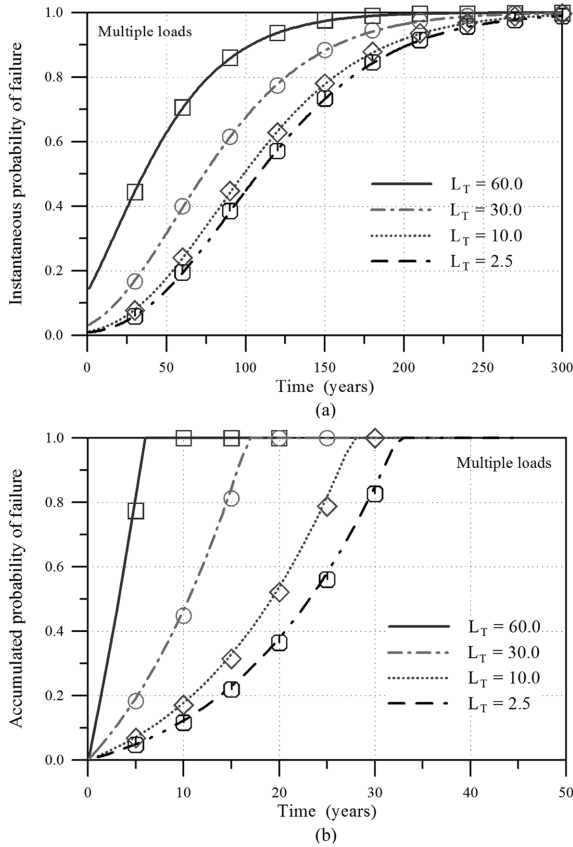


Fig. 4. Comparison of the present results with Sanchez-Silva et al.(2011)'s results on the various limit states, L_T .

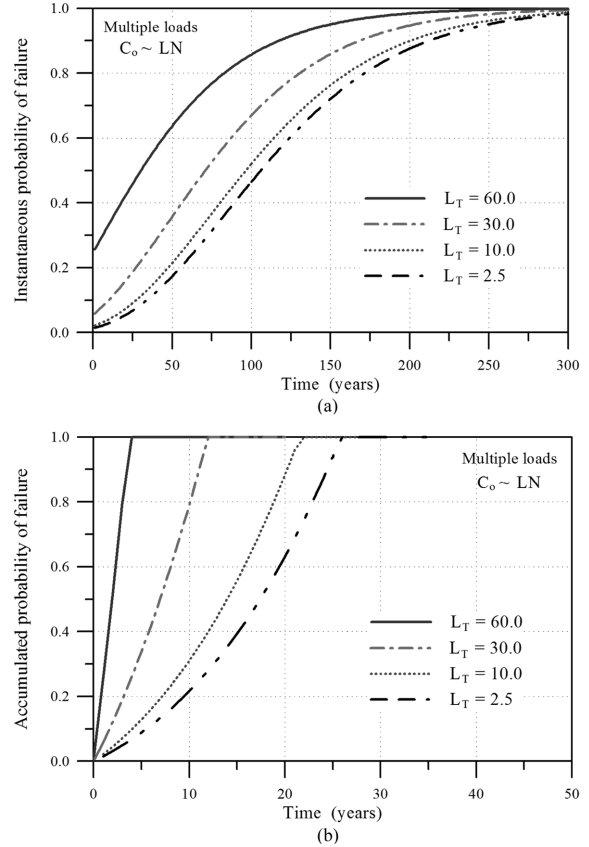


Fig. 6. (a) Instantaneous and (b) accumulated probability of failure as a function of the service periods on the various limit states, L_T .

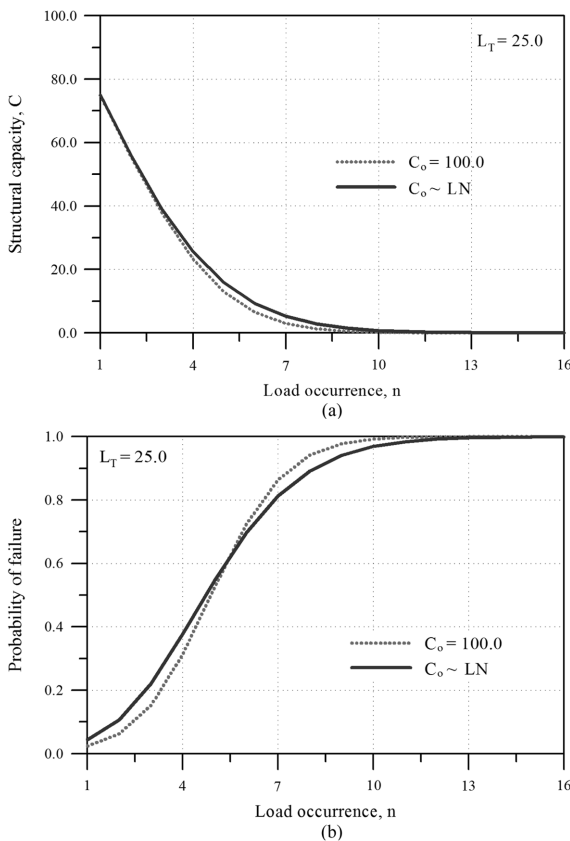


Fig. 5. Variation of (a) structural capacity and (b) probability of failure on the limit state $L_T = 25.0$ with respect to load occurrence.

기 저항력이 100.0인 구조물의 저항력이 다중하중의 작용으로 2.5이하로 내려간다는 것은 구조물이 파괴된다는 것을 의미한다. 반면 $L_T = 10.0$ 이나 $L_T = 30.0$ 의 경우는 중간 단계인 사용한계상태를 의미하며, 사용성의 중요도에 따라 구분하여 해석할 수 있다. 여러 한계상태에 대한 결과도 매우 잘 일치하고 있다. 따라서 본 연구에서 수립된 추계학적 신뢰성 해석 모형은 올바르게 수립되었음을 알 수 있다.

한편 본 연구에서 수립된 모형은 기존의 모형에서는 해석하지 못한 초기 저항력을 확률변수로 취급할 수 있다. 따라서 초기 저항력을 확률변수로 고려했을 때의 결과도 함께 제시, 해석하였다. 먼저 Fig. 5에 하중발생 개수에 따른 저항력의 감소와 파괴확률을 산정하였다. 이때 초기저항력은 항상 양의 값을 가져야 하기 때문에 평균이 100.0, 변동계수가 0.25인 대수정규분포를 따른다고 가정하였다. 그림에서 쉽게 알 수 있듯이 하중발생 개수가 증가함에 따라 구조물의 저항력은 급격히 감소하다가 하중이 8개 이상 발생하면 저항력이 거의 상실되는 것으로 나타났다. 이를 시간의 관점에서 해석하면 주어진 시간 동안에 0.05의 피해율을 주는 하중이 8개 이상 발생하면 해당 한계상태에 대한 파괴확률이 1.0에 가까워진다는 것을 의미한다. 또한 Fig. 6에 한계상태별 결과들을 제시하였다. Fig. 4와 비교하면 초기 저항력을 확률변수로 고려하였을 때의 파괴확률이 더 크다. 따라서 서론에서 언급한 바와 같이 초기 저항력의 변동성이 상대적으로 큰 항만 구조

물에서는 이에 따른 영향을 반드시 고려하여야 한다.

3. 경사제 피복재에 대한 적용

경사제 등과 같은 항만 구조물에 다중하중이 작용할 경우 임의의 파괴모드에 대한 시간에 따른 파괴확률을 산정할 수 있는 추계학적 신뢰성 해석 모형이 수립되었다. 전 절에서 수립된 수학적 모형에서 쉽게 알 수 있듯이 모형을 올바르게 적용하기 위해서는 관련 변수들의 물리적 특성이 올바르게 반영되어야 한다. 특히 식 (4)의 한계상태에 대한 정의와 식 (8)의 발생하중 강도와 피해의 관계, 그리고 식 (9)의 피해율에 대한 해석이 먼저 수행되어야 한다.

본 연구에서는 먼저 경사식 사석제의 피복재 문제를 해석하였다. 이는 사석제의 피복재를 설계할 때 일반적으로 피해수준, S 의 개념을 이용하여 설계하기 때문이다. 조금씩 차이가 있지만 $S=2$ 를 허용피해수준(marginal damage), $S=6$ 을 사용피해수준(moderate damage), 그리고 $S=14$ 를 파괴피해수준(failure damage)으로 정의하고 있다(PIANC, 1992). 또한 실제 설계할 때 임의의 재현기간, 예로 50년의 설계파에 대하여 허용피해수준을 가지고 피복재의 중량을 결정하게 된다. 이는 $S=14$ 의 파괴피해수준에 대하여 일정 크기 이상의 초기 저항력을 설계시 부여한다는 의미이다. 따라서 식 (8)에 제시된 내습하는 하중의 크기, 즉, 파고와 피해의 관계를 기존의 경험식을 이용하여 해석할 수 있다. 본 연구에서는 PIANC(1992)에 제시된 수정 Hudson 공식과 Melby(1999)의 공식을 사용하였다.

먼저 설계파고를 산정하기 위하여 년최대유의파고 자료가 다음 식 (15)와 같은 Gumbel 극치분포를 따른다고 가정하였다.

$$F_{H_s}(h_s) = e^{-e^{-A(h_s-B)}} \quad (15)$$

여기서 축척계수, A 와 위치계수, B 를 각각 1.3961/m와 1.705 m로 가정하였다. 따라서 재현기간, R 에 따른 설계유의파고, H_s^R 은 다음 식 (16)과 같이 정의된다.

$$H_s^R = B - \frac{1}{A} \ln \left\{ -\ln \left(1 - \frac{1}{R} \right) \right\} \quad (16)$$

또한 재현기간에 따른 피복재의 중량을 결정하기 위하여 본 연구에서는 다음 식 (17)과 같은 수정 Hudson 공식(PIANC, 1992)과 Melby 공식(1999)을 사용하였다.

$$N_s = a(K_D \cot \alpha)^{1/3} S^b \quad (17a)$$

$$S = a_s N_s^5 N_w^b \quad (17b)$$

여기서 S 는 피해수준을 의미하는 확률변수이고 $N_s =$

Table 1. Nominal diameters of rock unit with respect to damage level, S

Limit state, S	$D_n(m)$	
	Hudson	Melby
$S_{marginal} = 2$	1.811	1.654
$S_{moderate} = 6$	1.536	1.328
$S_{failure} = 14$	1.352	1.212

$H_s^R / \Delta D_n$ 이다. 경험상수 $a=0.7$, $b=0.15$, $\Delta = \rho_s / \rho_w - 1 = 1.6$, $K_D=4.0$ 그리고 $\cot \alpha = 2.0$ 을 가정하였다. 또한 식 (17b)의 경험상수 $a_s=0.025$, $b_s=0.25$ 이고, $N_w = 1000$ 이라 가정하였다. 재현기간 50년의 설계파고, $H_s^{50} = 4.5m$ 에 대해 앞에서 언급한 3가지 피해수준에 따른 피복재의 크기를 산정하여 Table 1에 제시하였다.

표에서 볼 수 있듯이 동일 피해수준에서 수정 Hudson 공식이 Melby 공식보다 더 큰 피복재를 산정하고 있다. 또한 허용피해수준에 해당하는 피복재의 중량은 파괴피해수준에 해당하는 피복재 보다 일정한 비율로 증가한다. 만약 설계시 허용피해수준에 해당하는 피복재의 중량을 사용한다면 구조물은 파괴피해수준에 대하여 일정 크기 이상의 초기 저항력을 갖게 된다. 따라서 본 연구에서는 경사제 피복재의 초기 저항력의 크기, C_o 를 산정하기 위하여 다음 식 (18)을 제시하였다.

$$C_o = S_{failure} \frac{(D_n)_{S_{marginal}}}{(D_n)_{S_{failure}}} \quad (18)$$

여기서 $S_{failure}$ 는 파괴한계상태에 대한 피해수준을 의미하고, $(D_n)_{S_{marginal}}$ 과 $(D_n)_{S_{failure}}$ 는 각각 허용피해수준과 파괴피해수준에 해당하는 피복재의 크기를 의미한다.

식 (18)은 Melby(1999)의 연구에서 제시하였듯이 피복재의 피해수준, S 는 시간이 진행함에 따라 증가하다가 $S_{failure}$ 에 도달하면 파괴된다는 기본 개념에 근거한 것이다. 설계시 사용된 파괴수준에 대한 안전율을 그대로 초기 저항력 산정에 도입한 것이다. 특히 식 (17)과 식 (18)을 살펴보면 발생하는 하중의 크기와 피해수준이 양함수 형태로 관련을 갖게 된다. 이는 설계시 부여된 초기 저항력을 갖는 구조물의 내용년수에 따른 피해를 내습하는 하중의 크기, 파고의 함수로 산정할 수 있다는 의미이다. 따라서 설계파보다 작거나 큰 임의의 폭풍이 내습한 후, 구조물의 잔류 저항력과 파괴확률을 산정할 수 있다. 현재 사용하고 있는 정적 신뢰성 해석법에서 이와 같은 다중하중에 의한 결과를 얻기가 어렵다.

먼저 Fig. 7에 식 (17)을 이용하여 산정한 입사파고에 따른 피해수준의 거동특성을 제시하였다. 50년 재현기간의 설계파, 4.5 m와 허용피해수준, $S=2$ 로 설계된 피복재의 파고 변화에 따른 피해수준이다. 쉽게 알 수 있듯이 설계파 보다 작은 파고가 내습하면 피해가 작게 발생하나 설계파보다 큰 파가 내습하는 경우에는 피해가 지수적으로 증가하는 경향을

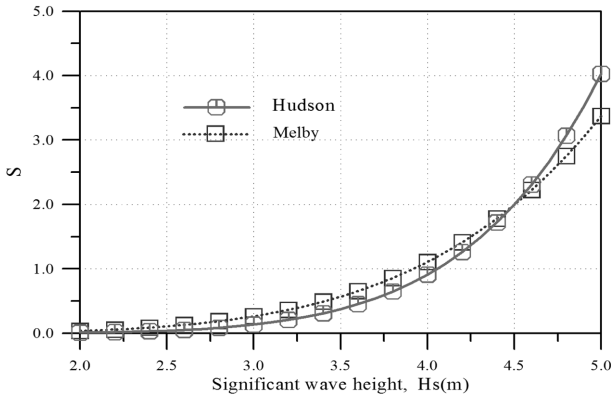


Fig. 7. Comparison between damage levels calculated by Hudson's formula and Melby's formula as a function of wave height.

나타내고 있다. 특히 Melby 공식은 설계파고 이하의 파고에서는 피해수준을 더 크게 산정하나 설계파고보다 큰 파고에서는 반대의 경향을 나타내고 있다. 따라서 식 (9)에 제시된 피해율, $\theta = 1/S$ 과 같이 정의할 수 있다. 이는 물리적으로 동일 파고 내습시 피복재의 직경이 크면 피해율이 작아진다는 사실을 이용한 것으로, 이를 식 (8)과 연계하면 피해율, θ 가 커져야하기 때문이다. 따라서 Fig. 7의 결과로부터 피해율을 쉽게 파고의 함수로 산정할 수 있고 임의의 크기를 갖는 다중하중에 대한 해석이 가능하다.

4. 피복재에 대한 해석 결과

다중하중에 따른 추계학적 신뢰성 해석 모형을 경사제 피복재에 적용하기 위하여 먼저 3절에서 제시한 개념들을 이용하여 관련 변수들을 산정하였다. 먼저 식 (18)로부터 초기 저항력의 크기를 산정하여 Table 2에 제시하였다. 초기 저항력을 확률변수로 고려할 때 초기 저항력의 평균은 결정론적 상수로 고려한 경우와 동일하고 변동계수는 0.25로 가정하였다.

한편 식 (17)의 수정 Hudson 공식과 Melby 공식을 이용하여 하중강도, 즉, 파고의 함수로 산정된 피해율을 Table 3

Table 2. Initial capacities calculated by Eq. (18)

Return periods, $R(\text{years})$	Wave height, $H_s^R (m)$	C_o	
		Hudson	Melby
50	4.5	19.0	21.0

Table 3. Damage rates with respect to wave heights

Return periods, $R(\text{years})$	Wave height, $H_s^R (m)$	θ			
		Hudson		Melby	
		Deterministic approach	Rayleigh distribution	Deterministic approach	Rayleigh distribution
25	4.0	1.099	1.206	0.904	1.544
50	4.5	0.500	0.550	0.500	0.857
100	5.0	0.248	0.272	0.296	0.506

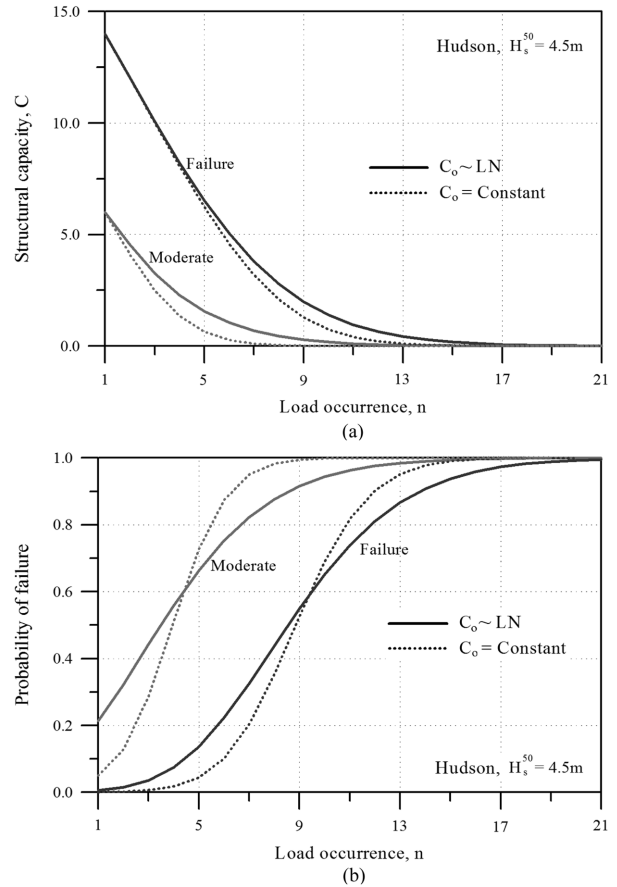


Fig. 8. Variation of (a) structural capacity and (b) probability of failure on the moderate and failure limit states of armor units with respect to load occurrence of $H_s^{50} = 4.5 m$.

에 제시하였다. 재현기간에 따른 파고와 식 (8)을 이용하여 하나는 결정론적 상수로 고려한 경우이고 다른 하나는 Rayleigh 분포를 따른다고 가정하여 산정된 결과이다.

Hudson 공식의 결과는 분포함수를 고려한 경우와 그렇지 않은 경우가 비슷하다. 그러나 Melby 공식의 경우는 분포함수를 고려한 경우가 훨씬 크다. 따라서 Table 3을 이용하면 여러 다른 크기를 갖는 하중이 반복적으로 내습하는 경우에 시간에 따른 파괴확률을 해석할 수 있다. 식 (12)에서 알 수 있듯이 θ 가 크면 분포함수의 폭이 좁아지고, 상대적으로 θ 가 작은 경우보다 피해가 작게 발생한다. 본 연구에서는 두 가지 경우에 대하여 모두 계산하였으나 유지관리 차원에서 안전하다고 판단되는 결과에 대하여만 제시하였다.

먼저 Fig. 8에 재현기간 50년의 설계파고가 다중으로 내습

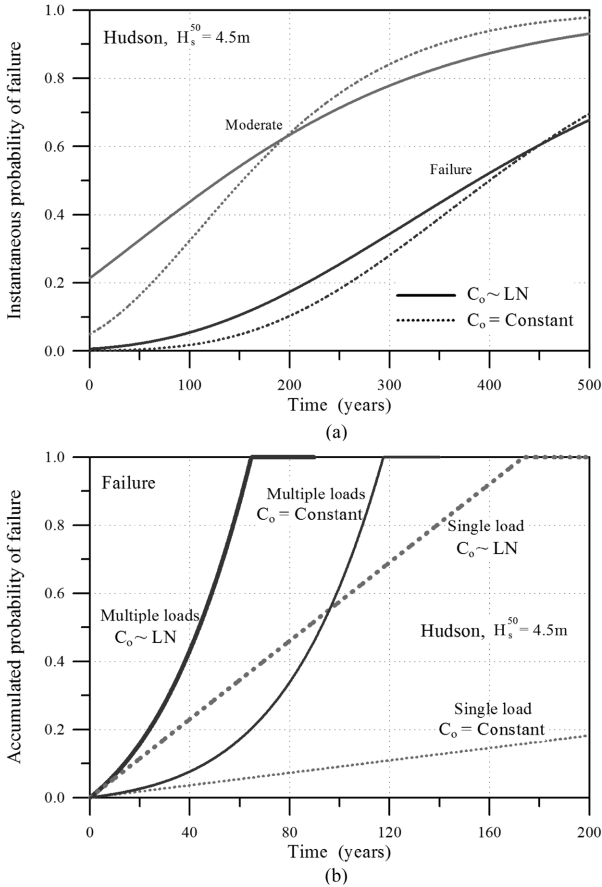


Fig. 9. (a) Instantaneous and (b) accumulated probability of failure as a function of the service periods on the moderate and failure limit states of armor units for $H_s^{50} = 4.5 m$.

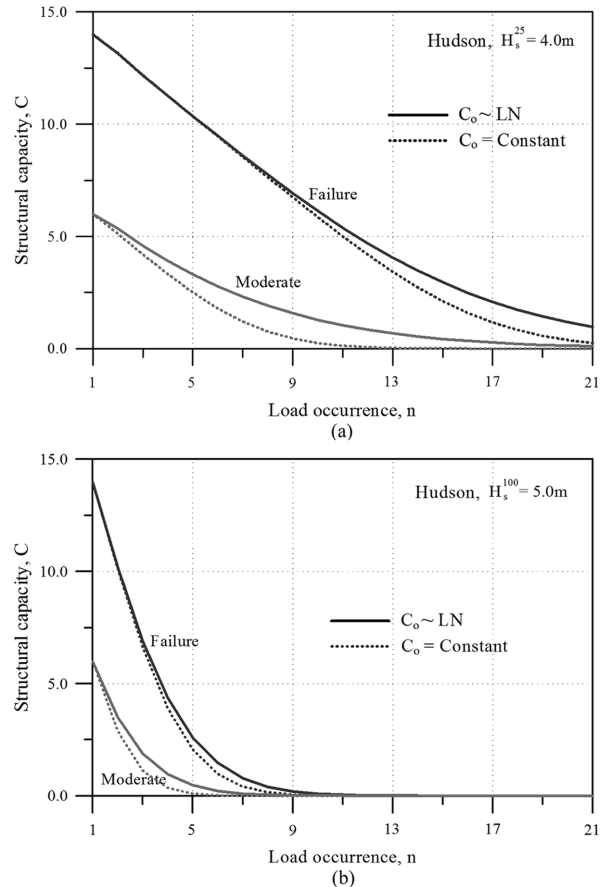


Fig. 10. Variation of structural capacity on the moderate and failure limit states of armor units with respect to load occurrence of (a) $H_s^{25} = 4.0 m$ and (b) $H_s^{100} = 5.0 m$.

하는 경우 하중 발생개수에 따른 파괴피해수준과 사용피해수준에 대한 잔류 저항력의 크기와 파괴확률을 나타내었다. 그림에서 쉽게 알 수 있듯이 하중 발생개수에 따라 저항력의 크기가 급격하게 감소하고 파괴확률은 증가한다. 특히 저항력의 크기를 결정론적 상수로 취급하는 경우와 확률변수로 고려하는 경우의 결과가 다르게 나타나고 있다. 이를 올바르게 해석하기 위하여 내용년수에 따른 순간파괴확률과 누적파괴확률을 Fig. 9에 제시하였다. 설계당시 구조물이 가지고 있던 허용피해수준 또는 사용피해수준에 대한 파괴확률이 내용년수에 따라 어떻게 변하는지를 해석한 결과가 순간파괴확률이다. 또한 누적파괴확률은 과거부터 있어 왔던 다중하중에 의한 피해들의 누적에 의해 갖게 되는 파괴확률로 보수보강 등 유지관리에 가장 의미 있는 정보를 제공한다. 설계시 파괴상태에 대하여 상당한 안전여유를 두기 때문에 내용년수에 따라 실제 구조물이 파괴상태에 도달할 확률을 현재 해석법으로는 산정하기가 곤란하다. 누적파괴확률을 보면 저항력의 크기를 결정론적 상수로 고려한 경우보다 확률변수로 고려한 결과가 더 크게 나타나고 있다. 또한 동일조건에서 다중하중에 따른 파괴확률이 단일하중으로 고려한 경우보다 훨씬 크게 나타나고 있다. 그러나 내용년수가 90년 이하에서는 저항력의 크기를 확률변수로 고려한 단일하중의 결과가 저항력의 크기

를 상수로 고려한 다중하중에 따른 파괴확률보다 오히려 크게 나타나고 있다. 따라서 파괴모드와 관련된 모든 변수를 확률변수로 취급하면서 다중하중의 효과를 고려하는 것이 중요하다. 또한 본 계산에서 내용년수가 약 40년 정도 되면 파괴피해수준에 이를 확률이 약 40% 정도인 것으로 확인되었다. 한편 본 연구에서 개발된 추계학적 신뢰성 해석 모형은 실제 재현기간 보다 작거나 큰 태풍이 반복적으로 내습하였을 때 구조물의 저항력 변화와 순간 또는 누적파괴확률을 시간에 따라 추정할 수 있다. 따라서 재현기간 50년으로 설계된 피복재에 재현기간 25년과 100년에 해당하는 파고가 다중으로 내습할 경우에 대하여 해석하였다. 먼저 Fig. 10은 다중하중 발생개수에 따른 저항력의 변화에 대한 것이다. Fig. 10(a)는 설계파고보다 작은 파고가 다중으로 내습하는 경우이고, Fig. 10(b)는 설계파고보다 큰 파고가 다중으로 내습하는 경우에 대한 결과이다. 이를 Fig. 8(a)를 함께 비교하면 각기 다른 하중의 강도, 즉, 파고가 내습할 때 저항력의 감소 특성을 정량적으로 해석할 수 있다. 다음으로 Fig. 10을 이용하여 누적파괴확률을 산정하여 Fig. 11에 제시하였다. 동일하게 Fig. 11(a)는 설계파고보다 작은 파고가 다중으로 내습하는 경우이고, Fig. 11(b)는 설계파고보다 큰 파고가 다중으로 내습하는 경우에 대한 결과이다. 이상의 결과에 의하면 큰 하중

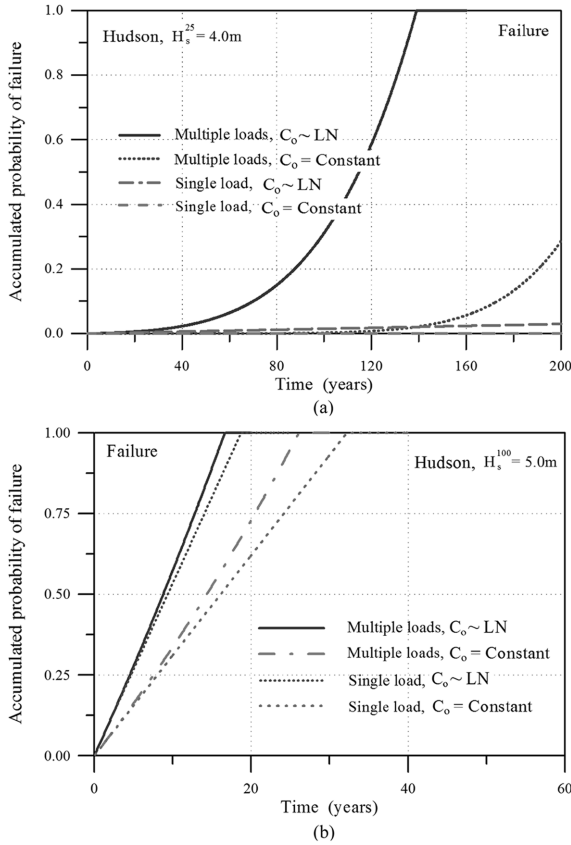


Fig. 11. Accumulated probability of failure as a function of the service periods on the failure limit states of armor units for (a) $H_s^{25} = 4.0\text{ m}$ and (b) $H_s^{100} = 5.0\text{ m}$.

이 다중으로 내습할 때 상대적으로 피해가 크게 발생하여 저항력이 빨리 감소되며 아주 짧은 기간에 파괴피해수준에 도달된다. 따라서 본 연구의 결과를 이용하면 시간에 따른 작용 하중과 구조물의 저항력 감소량 그리고 파괴확률을 동시에 정량적으로 해석할 수 있다.

이상의 결과는 수정 Hudson 공식을 이용하여 산정한 결과들이다. 식 (17)에 Melby 공식도 함께 언급하였기 때문에 두 공식의 결과를 이하에 비교하였다. Fig. 12에 내용년수에 따른 누적파괴확률 결과만을 제시하였다. 그림에서 쉽게 볼 수 있듯이 두 공식이 유사한 경향을 나타내고 있다. 그러나 설계파고 이하의 다중하중이 내습하는 경우는 Melby 공식이 사용년수에 따른 누적파괴확률을 더 크게 산정하나 설계파고보다 큰 하중이 다중으로 내습하는 경우는 반대의 경향을 나타내고 있다. 이는 Fig. 7에서 언급한 두 공식간의 피해수준 산정 특성이 파괴확률산정 모형에 올바르게 반영된 결과이다. 이와 같은 결과를 보수보강 관점에서 보면 동일한 보수보강 목표파괴확률에 대하여 공식에 따라 각기 다른 보수보강 시점이 산정된다는 것을 의미한다.

마지막으로 Fig. 12에 제시한 내용년수에 따른 누적파괴확률을 이용하여 유지관리에 필요한 보수보강 시점을 파괴피해수준에 도달할 가능성에 따라 산정하였다. 예로 파괴피해수준에 도달할 가능성, 즉, 보수보강 목표확률이 20%가 되는 시점에 보수보강을 실시한다고 가정하면 Hudson의 공식은 87년, 24년 그리고 4년, Melby 공식은 51년, 19년 그리고 5년의 보

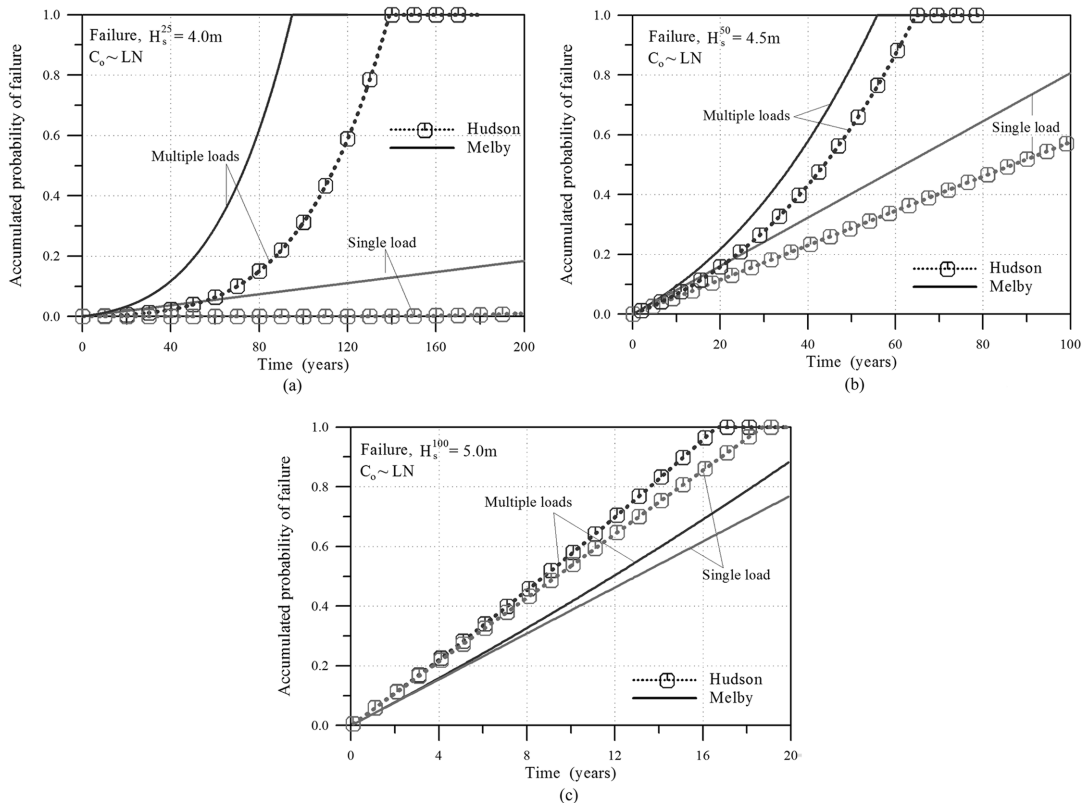


Fig. 12. Comparison between accumulated probabilities of failure estimated by Hudson's formula and Melby's formula on the failure limit state of armor units for (a) $H_s^{25} = 4.0\text{ m}$, (b) $H_s^{50} = 4.5\text{ m}$ and (c) $H_s^{100} = 5.0\text{ m}$.

Table 4. Estimate of elapsed-years for the structural repairs

Target probability for repair(%)	Significant wave height, H_s^R (m)					
	4.0		4.5		5.0	
	Hudson	Melby	Hudson	Melby	Hudson	Melby
10	70	37	14	11	2	3
20	87	51	24	19	4	5
30	99	61	32	26	6	7
40	108	68	38	31	7	10
50	115	74	44	36	9	12
60	121	79	49	41	11	14

수보강 시점을 산정한다. 따라서 내습하는 다중하중의 크기에 따라 두 공식은 각기 다른 보수보강 시점을 산정하고 있다. 또한 20%가 아닌 다른 보수보강 목표확률에 대하여도 본 연구의 결과를 이용하면 보수보강 시점을 쉽게 산정할 수 있다. 여러 보수보강 목표확률에 따라 산정된 보수보강 시점을 Table 4에 제시하였다. 표에서 쉽게 알 수 있듯이 내습하는 다중하중의 크기가 클수록, 보수보강 목표확률이 작을수록 보수보강 시점은 작다. 이는 큰 하중이 다중으로 내습하는 경우 상대적으로 피해가 크게 발생한다는 것을 의미한다. 또한 보수보강 목표확률을 작게 설정한다는 것은 파괴피해수준에 도달할 가능성을 그 이상 허용하지 않는다는 의미이다. 따라서 본 연구에서 수립된 추계학적 신뢰성 모형을 실제 태풍발생 이력자료로 해석하면 기존 구조물이나 새로운 구조물의 유지관리를 위한 보수보강 시점이 합리적으로 결정될 수 있다. 특히 기후변화에 따라 설계하중과 비교되는 하중의 빈번한 출현과 점차 신규 사업에 투자하는 예산의 제약성으로 인해 기존 구조물의 유지관리가 절실히 요구되는 시점에서 본 연구의 결과는 매우 유용하다고 할 수 있다. 그러나 보수보강 목표확률 설정에 대한 문제는 구조물의 중요도 등을 고려하여 결정되어야 하는 만큼 앞으로 이에 대한 다각적인 연구가 필요하다.

5. 결 론

경사제에 불규칙하게 작용하는 임의 크기의 다중하중으로 인해 피복재의 안정성이 시간에 따라 어떻게 달라지는지를 해석할 수 있는 추계학적 신뢰성 해석 모형이 개발되었다. Hudson의 공식과 Melby 공식을 이용하여 재현기간에 따른 파고의 함수로 경사제 피복재의 초기 저항력 크기와 피해율을 확률적으로 산정할 수 있는 새로운 방법이 제시되었다. 또한 보수보강 목표확률 개념을 도입, 본 연구에서 산정된 시간에 따른 누적파괴확률의 결과와 조합하여 구조물 유지관리에서 가장 중요한 변수인 보수보강 시점을 정량적으로 산정할 수 있는 방법이 제시되었다.

먼저 초기 저항력의 크기를 결정론적 상수로 고려하여 해석한 Sanchez-Silva et al.(2011)의 기존 결과와 비교하여 본

연구에서 개발된 추계학적 신뢰성 해석 모형이 올바르게 검증되었다. 여유한계, 사용한계 그리고 극한한계상태에 대한 한계상태별 해석을 수행하여 본 연구의 결과가 기존의 연구결과와 매우 잘 일치함을 확인할 수 있었다. 또한 초기 저항력을 확률변수로 고려하였을 때의 파괴확률이 그렇지 않은 경우의 파괴확률보다 훨씬 크게 산정되는 것을 알 수 있다. 이는 초기 저항력의 변동성이 큰 경사제 피복재 등과 같은 항만 구조물의 경우, 이에 따른 영향이 매우 중요하다는 것을 의미한다.

한편 경사제 피복재 설계시 사용되는 개념들을 추계학적 신뢰성 해석 모형에 도입하여 시간에 따른 다중하중의 작용과 사용한계나 극한한계 등 한계상태에 따른 구조물의 성능을 올바르게 해석할 수 있었다. 먼저 PIANC(1992)에 제시된 피해수준을 나타내는 변수를 이용하여 사용한계 및 극한한계를 정의하였다. 또한 유의파고와 피해수준 그리고 피복재의 대표입경의 관계를 나타내는 Hudson의 공식과 Melby 공식을 이용하여 초기 저항력의 크기와 피해율을 합리적으로 산정할 수 있는 새로운 방법들이 본 연구에서 처음으로 제시되었다. 다양한 조건에 대한 생애주기분석을 실시하여 시간에 따른 다중하중의 작용과 사용한계나 극한한계 등 한계상태에 따른 구조물의 성능을 올바르게 해석할 수 있었다.

마지막으로 시간에 따른 저항력의 변화와 순간 또는 누적 파괴확률의 결과를 이용하여 유지관리에서 가장 중요한 변수인 보수보강 시점을 올바르게 산정할 수 있는 방법이 제시되었다. 다중하중의 크기와 보수보강 목표확률에 따른 건설이후의 보수보강 시점을 정량적으로 결정할 수 있는 방법이다. 여러 파랑조건에 대하여 수정 Hudson의 공식 및 Melby의 공식을 이용하여 산정된 보수보강 시점의 추정 결과를 비교해보면 각 공식들이 내재하고 있는 물리적 특성들이 본 연구에서 개발된 추계학적 신뢰성 해석 모형에 잘 반영되는 것을 알 수 있었다. 특히 기존 구조물의 노후화 및 기후변화에 따라 설계하중과 비교되는 하중의 빈번한 출현으로 구조물의 성능 저하가 앞으로 가속화될 것이다. 따라서 최소의 비용으로 설계 당시 설계기준에 의하여 부여된 구조물의 고유한 성능을 가능하면 최대수준까지 끌어올리기 위한 최적 유지관리가 절실히 요구되는 시점에서 본 연구의 결과는 매우 유용하다고

할 수 있다. 그러나 보수보강 목표확률 설정에 대한 문제는 구조물의 중요도 등을 고려하여 결정되어야하는 만큼 앞으로 이에 대한 다각적인 연구가 필요하다.

참고문헌

- Aven, T.J. and Jensen, U. (1999). Stochastic models in reliability. Applications of mathematics; stochastic modelling and applied probability series, 41, Springer, N.Y., USA.
- Frangopol, D.M., Kallen, M.J. and Noortwijk, M. (2004). Probabilistic models for life-cycle performance of deteriorating structures: review and future directions, Prog. Struct. Eng. Mater., 6, 197-212.
- Guillaumot, V.M., Durango, P.L. and Madanat, S. (2003). Adaptive optimization of infrastructure maintenance and inspection decisions under performance model uncertainty, J. Inf. Syst. ASCE, 9(4), 133-139.
- Hasofer, A.M. (1974). Design for infrequent overloads, Earthquake Eng. Struct. Dynam., 2(4), 387-388.
- Kleiner, Y. (2001). Scheduling inspection, renewal of large infrastructure assets, J. Inf. Syst. ASCE, 7(4), 136-143.
- Kubler, O. and Faber, M.H., Optimal design of infrastructure facilities subject to deterioration, Proc. ICASP'03, 1031-1039.
- Li, C.Q. (2003). Life cycle modelling of corrosion affected concrete structures-Propagation, J. of Struct. Eng., ASCE, 15(4), 753-761.
- Li, C.Q. and Zhao, J.M. (2010). Time-dependent risk assessment of combined overtopping and structural failure for reinforced concrete coastal structures, J. Waterway, Port, Coast., and Ocn. Eng., ASCE, 136(2), 97-103.
- Liu, Y. and Wyers, R.E. (1988). Modelling the time-to-corrosion cracking of the cover concrete in chloride contaminated reinforced concrete structures, ACI Master J., 95, 675-681.
- Madsen, H.O., Krenk, S. and Lind, N.C., 1986, *Methods of structural safety*, Prentice-Hall, N.J., USA.
- Melby, J.A. (1999). Damage progression on breakwaters, Ph.D. thesis, Dept. of Civ. Engrg., Univ. of Delaware, USA.
- Mishalani, R.G. and Madanat, S.M. (2002), Computation of infrastructure state transition probabilities using stochastic duration models, J. Inf. Syst., ASCE, 8(4), 139-148.
- Nagakawa, T. On a replacement problem of cumulative damage model, Oper. Res. Quart., 27(4), 895-900.
- Parzen, E. (1962). Stochastic processes, Holden-Day, S.F., USA.
- PIANC (1992). Analysis of rubble mound breakwaters, Supplement to Bull., N. 78/79, Brussels, Belgium.
- Rosenblueth, E. (1976). Optimum design for infrequent disturbances, J. Struct. Div., ASCE, 102(ST9), 1807-1825.
- Rosenblueth, E. and Mendoza, E. (1971). Reliability optimization in isostatic structures, J. Eng. Mech. Div., ASCE, 97(EM6), 1625-1642.
- Sanchez-Silva, M. and Rackwitz, R. (2004). Implications of the high quality index in the design of optimum structures to withstand earthquake, J. Struct. Eng., ASCE, 130(6), 969-977.
- Sanchez-Silva, M., Klutke, G.A. and Rosowsky, D.V. (2011). Life-cycle performance of structures subject to multiple deterioration mechanisms, Struct. Safety, 33, 206-217.
- Sherif, Y. and Smith, M. (1981). Optimal maintenance models for systems subject to failure-a review, Naval Res. Logist. Quart., 28, 47-74.
- Val, D. and Stewart, M. (2005). Decision analysis for deteriorating structures, Reliab. Eng. Syst. Safety, 87, 377-387.
- Wortman, M.A., Klutke, G.-A. and Ayhan, H. (1994). A maintenance strategy for systems subjected to deterioration governed by random shocks, IEEE Trans. Reliab., 43(3), 439-445.
- Yang, Y. and Klutke, G. A. (2000). Improved inspection schemes for deteriorating equipment, Probab. Eng. Inform. Sci., 14, 445-460.

원고접수일: 2012년 3월 16일

수정본채택: 2012년 4월 18일

게재확정일: 2012년 4월 19일