

경사제 피복재의 안정성 해석을 위한 동력학적 신뢰성 모형

Dynamic Reliability Model for Stability Analysis of Armor Units on Rubble-Mound Breakwater

이 철 응*
Cheol-Eung Lee

Abstract

A dynamic reliability model for analyzing the stability of armor units on rubble-mound breakwater is mathematically developed by using Hudson's formula and definition of single-failure mode. The probability density functions of resistance and loading functions are defined properly, the related parameters to those probability density functions are also estimated straightforwardly by the first-order analysis. It is found that probabilities of failure for the stability of armor units on rubble-mound breakwater are continuously increased as the service periods are elapsed, because of the occurrence of repeated loading of random magnitude by which the resistance may be deteriorated. In particular, the factor of safety is incorporated into the dynamic reliability model in order to evaluate the probability of failure as a function of factor of safety. It may thus be possible to take some informations for optimal design as well as managements and repairs of armor units on rubble-mound breakwater from the dynamic reliability analyses .

키 워 드 : 동력학적 신뢰성 모형, 피복재의 안정성, 내용기간, 안전계수, 파괴확률

Keywords : *dynamic reliability model, stability of armor units, service period, factor of safety, probability of failure*

1. 서론

외해에서 내습하는 파랑 에너지를 차단하기 위하여 현재 우리나라에서 가장 많이 건설되고 있는 방파제 형식이 경사제이다. 경사제는 파랑과 직접적으로 만나는 피복층의 피복재에 의하여 단면의 안정성이 확보되는 특성을 갖는다. 따라서 경사제 형식으로 방파제를 설계할 때 피복층에 거치될 피복재의 중량을 올바르게 산정하는 것이 제체의 전체적인 안정성을 확보하는 문제와 직결된다. 현재 피복재의 중량을 산정할 수 있는 많은 경험식들이

제시되어 있다. 그러나 제시된 경험식들을 사용하여 설계·건설된 많은 경사제들이 제 기능을 수행하지 못할 정도로 파괴된 경우가 세계 여러 곳에서 관측되고 있다. 이와 같은 경사제의 파괴원인을 피복재의 중량 산정과 관련하여 다음과 같이 두 가지로 분류할 수 있다. 하나는 피복재의 중량을 산정하기 위하여 사용된 경험식에 많은 불확실성들이 내재될 수 있다는 것이다. 다른 하나는 경험식을 적용하기 위하여 파고와 같은 여러 확률변수들을 결정하는 과정에 예기치 못한 또 다른 불확실성들이 포함될 수 있다는 것이다. 즉, 피복재의 중량을 산정하는데 여러 단계에서 경사제 제체의 안정성을 위협하는 많은 불확실성들이 필연적으로

* 강원대학교 토목공학과 부교수

내재된다는 것이다. 현재 설계에서 일반적으로 사용되고 있는 결정론적 해석법에서 이와 같은 불확실성을 고려할 수 있는 유일한 방법이 안전계수를 도입하여 피복재의 중량을 임의로 증가시키는 것이다. 그러나 결정론적 해석법에서는 안전계수의 증가에 따라 경사재의 안정성이 얼마나 증가되는지를 정량적으로 해석할 수 없다. 또한 각 변수들의 거동에 따른 영향 등이 해석될 수 없다. 이와 같은 문제를 근본적으로 해결할 수 있는 방법은 피복재의 중량 산정과 관련된 각 변수들을 임의의 불확실성을 갖는 확률변수로 고려하여 확률적으로 해석하는 신뢰성 이론을 설계에 도입하는 것이다.

경사재와 같은 방파제의 신뢰성이나 파괴확률을 산정하기 위하여 현재 가장 일반적으로 사용되고 있는 방법이 정적 신뢰성 모형(static reliability model)이다. 정적 신뢰성 모형은 파괴확률을 계산하는 방법에 따라 Level I, Level II, 그리고 Level III로 분류된다. Burcharth(1992), PIANC(1992), Burcharth 등(1994), Burcharth와 Sorensen(1998) 등이 제시한 부분안전계수법(partial safety factors)이 Level I의 해석법에 속한다. Level II에는 Van der Meer(1988), CIRIA/CUR(1991), 이철용(2000a, 2000b) 등이 사용한 FORM(First Order Reliability Method)의 FMA(First-order Mean value Approach)와 FDA(First-order Design point Approach) 등이 있다. 이상의 Level II 방법은 모두 Taylor 급수를 이용하여 신뢰함수를 선형화하는 과정을 거치는데, 각 확률변수의 평균으로 전개하느냐, 아니면 설계점을 이용하여 전개하느냐가 다를 뿐이다. 또한 FORM의 제약성, 즉 신뢰함수를 선형화하는 과정을 거치지 않고 해석하는 SORM(Second Order Reliability Method)도 Level II에 해당된다. 마지막으로 Level III 해석법은 신뢰함수를 임의의 기법으로 선형화시키지 않고 해석적 또는 수치적으로 구조물의 신뢰성 또는 파괴확률을 직접 계산하는 방법이다. 전산기의 발달로 많은 분야에서 이용되고 있는 Monte-Carlo 해석법이 Level III에 해당된다. 이철용(1999)이 Monte-Carlo 해석법으로 경사재 피복재의 안정성에 대한 신뢰성 해석을 수행한 바 있다. 이상의 정적 신뢰성 모형은 단일하중에 대한 구조물의 저항성을 단위시간에 대하여 해석하는 방법이다. 따라서 정적 신뢰성 모형은 시간의 진행에 따라 각기 다른 크기를 가지고 불규칙하게 반복되는 하중사상이 작용되는 문제를 해석할 수가 없다. 그러나 실제 구조물의 저항성은 시간의 진행에 따라 각기 다르게 작용되는 반복적인 하중사상에 직접적으로 의존한다. 시간의 진행에 따른 구조물의 저항성을 예측하는 문제는 최적 설계와 장기적인 유지 및 보수를 위해서 반드시 필요하다. 이와 같은 시간의 진행에 따른 구조물의 저항성과 파괴확률을 해석하기 위하여

동력학적 신뢰성 모형(dynamic reliability model)이 제시되었다. 특히 동력학적 신뢰성 모형은 정적 신뢰성 모형에서와 같이 신뢰함수를 구성하는 각 확률변수들의 분포함수를 필요로 하지 않기 때문에 상대적으로 해석이 간편하다. 따라서 동력학적 신뢰성 모형은 정적 신뢰성 모형이 내재하는 제약성을 해결할 수 있을 뿐만 아니라 실제에 대한 적용성이 우수하다고 할 수 있다. 동력학적 신뢰성 모형도 임의의 기간동안에 불규칙하게 반복되는 하중사상을 어떻게 고려하느냐에 따라 계산방법이 다르게 분류된다. 시간에 따라 각기 다른 특성을 가지고 반복되는 하중조건을 이항분포(binomial distribution)를 이용하느냐, Poisson 분포를 이용하느냐에 따라 해석법이 다르게 정의된다. Tung과 Mays(1981), Tung(1985), Gui 등(1998), 이철용(2001) 등이 수리 구조물의 최적 설계를 위하여 동력학적 신뢰성 모형을 적용한 바 있다. 그러나 경사재와 같은 방파제의 안정성을 해석하기 위하여 동력학적 신뢰성 모형이 적용된 연구 사례는 아직까지 없었다.

본 연구에서는 경사재 피복재의 중량 산정과 관련된 안정성을 동력학적 신뢰성 모형을 이용하여 해석하고자 한다. 이를 위해 먼저 신뢰성 이론의 기본 개념과 경사재 피복재의 중량 산정을 위한 Hudson의 경험식을 결합하여 경사재 피복재의 신뢰성과 파괴확률을 정량적으로 산정할 수 있는 동력학적 신뢰성 모형이 유도되었다. 특히 안전계수를 본 연구에서 수립된 동력학적 신뢰성 모형에 도입함으로써 결정론적 해석법과 신뢰성 해석법을 직접적으로 연결시킬 수 있도록 하였다. 또한 임의의 파랑 및 경사재 제체의 조건에 본 연구에서 수립된 동력학적 모형을 적용하여, 설계와 관련된 변수, 즉, 구조물이 안정성을 유지할 것으로 예상되는 내용기간(service period)과 재현기간(return period) 그리고 안전계수(factor of safety)의 함수로 경사재 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률이 산정되었다. 또한 하중함수와 저항함수의 확률분포함수에 따른 파괴확률의 거동특성들이 비교·해석되었다. 마지막으로 방파제 단면의 최적 설계와 유지 및 보수를 위해 동력학적 신뢰성 모형의 결과를 이용할 수 있는 방법을 제시하였다.

2. 동력학적 신뢰성 모형의 수립

동력학적 신뢰성 해석법은 앞에서 언급된 바와 같이 정적 신뢰성 해석법의 제약성을 해결하기 위하여 도입된 신뢰성 해석 모형이다. 즉, 주어진 구조물의 저항성은 임의의 단일 하중에 의하여 결정되는 것이 아니라 시간에 따라 불규칙하게 반복적으로 발생하는 하중조건에 의존할 수 밖에 없다. 따라서 신뢰성 해석을 정확히 수행하기 위해서는

이와 같이 시간에 따라 각기 다르게 나타나는 하중사상과 구조물의 저항성을 올바르게 고려할 수 있는 동력학적 신뢰성 해석법이 적용되어야 한다. 동력학적 신뢰성 모형은 다음과 같이 정적 신뢰성 모형을 확장하여 수립할 수 있다.

구조물의 기능 수행능력을 수학적으로 정의하는 신뢰함수(reliability function), Z 는 구조물의 저항력을 정의하는 저항함수(resistance function), r 과 구조물에 작용하는 외력을 나타내는 하중함수(load function), l 에 의하여 다음 식 (1)과 같이 정의된다(Lewis, 1987).

$$Z(y_1, \dots, y_n | x_1, \dots, x_n) = r(y_1, \dots, y_n) - l(x_1, \dots, x_n) \quad (1)$$

여기서 x_i 와 y_i 는 각각 하중함수와 저항함수를 구성하는 확률변수이다. 따라서 식 (1)에서 $Z > 0$ 이면 구조물의 저항력이 외력보다 크게 되어 안정하게 되고, 반대로 $Z < 0$ 인 경우는 외력이 저항력보다 크게 되어 구조물이 불안정한 상태가 된다. 또한 $Z = 0$ 인 경우를 저항력과 외력이 같게 되는 한계상태(limit-state)라 한다. 신뢰성 해석 결과의 적용성은 식 (1)과 같은 신뢰함수를 얼마나 올바르게 수립하느냐에 전적으로 의존한다. 식 (1)에 확률개념을 도입하게 되면 주어진 하중조건과 저항조건에서 임의의 구조물이 갖게 되는 신뢰성과 파괴확률을 다음 식 (2) 및 (3)과 같이 쉽게 정의할 수 있다.

$$R(t) = P_r\{r(t) > l(t)\} \quad (2)$$

$$P_f(t) = P_r\{r(t) < l(t)\} \quad (3)$$

따라서 신뢰성 해석을 통하여 안전한 구조물을 설계하기 위해서는 먼저 저항함수와 하중함수, 그리고 각 함수의 확률밀도함수를 정확히 알아야 한다. 따라서 저항함수와 하중함수를 정의할 수 있는 관계식이 필요하다. 그러나 식 (1)에서 정의된 바와 같이 저항함수와 하중함수 또한 여러 확률변수들에 의존하는 확률변수가 되기 때문에 수학적으로 모형을 수립하는 것이 쉽지 않다.

한편 여러 확률변수들에 의하여 구성된 하중함수, l 이 $f_l(l)$ 의 확률밀도함수를 따른다고 가정할 때, 임의의 고정된 저항력, r 을 갖는 구조물의 신뢰성, R_0 는 식 (2)의 정의에 따라 다음 식 (4)와 같이 정의된다.

$$R_0 = \int_0^r f_l(l) dl \quad (4)$$

그러나 식 (1)에서 정의된 바와 같이 구조물의 저항력도 하중함수와 마찬가지로 임의의 불확실성을 갖는 확률변수로 고려되어야 하기 때문에, 식 (4)를 다음 식 (5)와 같이 확장할 수 있다.

$$R_1 = \int_0^\infty f_r(r) \left\{ \int_0^r f_l(l) dl \right\} dr \quad (5)$$

여기서 $f_r(r)$ 은 저항함수, r 의 확률밀도함수이다. 식 (5)에 정의된 신뢰성은 하나의 하중사상을 가지고 단위 시간에 대하여 계산하는 정적 신뢰성 해석법의 수학적 모형이다. 그러나 실제 자연에서는 크기와 발생간격이 각기 다른 하중사상들이 반복적으로 발생하게 된다. 만약 구조물이 제 기능을 수행하리라 기대되는 시간 동안에 크기와 발생간격이 각기 다른 n 개의 하중사상이 독립적으로 반복된다고 생각하면, 식 (2)에 의하여 신뢰성이 다음 식 (6)과 같이 정의된다.

$$R_n = P_r\{(l_1 < r) \cap (l_2 < r) \cap \dots \cap (l_n < r) | l_1, l_2, \dots, l_n \geq l_T\} \quad (6)$$

여기서 l_1, l_2, \dots, l_n 은 각기 다른 크기를 가지고 서로 다른 시간에 독립적으로 발생하는 하중사상이다. 또한 l_T 은 T_r 년의 재현기간에 해당하는 하중함수의 크기를 의미한다. 식 (6)은 T_r 년의 재현기간에 해당하는 하중사상으로 설계되었을 때, 설계 하중사상보다 크거나 같은 크기를 갖는 하중사상이 반복적으로 발생되었을 때의 구조물이 갖게 되는 신뢰성을 정의한 것이다. 따라서 “ n 개의 서로 독립적인 시행에서 발생하는 확률은 각각의 시행에서 발생하는 확률들의 곱과 같다”는 확률이론을 이용하여 식 (5)와 식 (6)을 결합하게 되면 다음 식 (7)을 얻을 수 있다.

$$R_n = \int_{l_T}^\infty f_r'(r) \left\{ \int_{l_T}^r f_l'(l) dl \right\}^n dr \quad (7)$$

여기서 $f_r'(r)$ 과 $f_l'(l)$ 은 각각 식 (6)의 조건에 따라 정의된 저항함수와 하중함수의 절단확률분포함수이다. 마지막으로 n 개의 하중사상이 시간에 따라 어떻게 발생하는가를 확률적으로 정의하면, 하중사상의 시간에 따른 발생특성을 정의하는 확률 분포함수와 식 (7)을 결합하여 동력학적 신뢰성 해석법의 수학적 모형을 수립할 수 있다. 현재 이와 같은 하중사상의 시간에 따른 발생특성을 정의할 수 있는 확률분포함수로는 이항분포와 Poisson 분포가 사용되고 있다. 전 절에서 언급된 바와 같

이 본 과업에서는 현재 여러 연구자들에 의하여 일반적으로 이용되고 있고, 그 적용성이 높은 Poisson분포를 이용하는 해석법을 적용하였다. 시간의 함수로 표시된 Poisson분포는 다음 식 (8)과 같이 정의되는 이산형 분포함수이다.

$$\pi_n(t) = \frac{(at)^n}{n!} e^{-at} \quad (8)$$

여기서 t 는 구조물이 제 기능을 수행할 것으로 예상되는 내용기간이고, a 는 하중사상의 평균 발생률이다. 년 자료(annual data)를 이용하는 경우에는 하중사상의 평균발생률은 재현기간의 함수로 $a = 1/T_r$ 가 된다. 따라서 구조물이 제 기능을 수행하리라 기대되는 시간 동안에 크기와 발생 간격이 각기 다른 n 개의 하중사상이 독립적으로 반복되는 경우, 해당 구조물의 시간에 따른 신뢰성은 다음 식 (9)와 같이 정의할 수 있다(Kapur과 Lamberson, 1977).

$$R(t) = \sum_{n=0}^{\infty} \pi_n(t) R_n \quad (9)$$

$$\sum_{n=0}^{\infty} \pi_n(t) = 1 \quad (10)$$

따라서 식 (7)과 식 (8)을 식 (9)에 대입하고 정리하면, 동력학적 신뢰성 해석법의 수학적 모형을 다음 식 (11)과 같이 쉽게 얻을 수 있다.

$$R(t) = \frac{1}{1 - F_r(l_{T_r})} \int_{l_{T_r}}^{\infty} f_r(r) e^{-t[1 - F_r(r)]} dr \quad (11)$$

여기서 $F_r(r)$ 과 $F_l(l)$ 은 각각 저항함수와 하중함수의 누가확률분포함수(cumulative density function)이다. 또한 식 (3)에 주어진 관계식을 이용하면 시간에 따른 파괴확률은 다음 식 (12)와 같이 정의할 수 있다.

$$P_f(t) = \frac{1}{1 - F_r(l_{T_r})} \int_{l_{T_r}}^{\infty} f_r(r) \{1 - e^{-t[1 - F_r(r)]}\} dr \quad (12)$$

이미 언급된 바와 같이 하중함수와 저항함수의 확률분포를 정확하게 알게 되면 구조물이 제 기능을 수행할 것이라 예상되는 내용기간 동안에 구조물이 파괴될 확률을 식 (12)로부터 쉽게 얻을 수

있다. 이때 신뢰성 해석을 통하여 얻을 수 있는 다른 중요한 사실은 임의의 구조물에 대한 허용 파괴확률(acceptable probability of failure)이 사회적·경제적 요인에 의하여 결정될 수 있다면, 식 (12)를 이용하여 최적 설계가 가능할 뿐만 아니라 지속적인 기능 수행능력을 유지하기 위한 보수 시점이 쉽게 결정될 수 있다는 것이다. 왜냐하면 파괴확률이 설계와 관련된 제반 변수, 즉, 내용기간과 안전계수 그리고 재현기간의 함수로 산정되기 때문이다. 최적 설계인 경우에는 주어진 내용기간과 재현기간을 가지고 허용 파괴확률에 해당하는 안전계수를 결정하면 된다. 또한 내용기간의 함수로 계산된 파괴확률의 결과에서 허용 파괴확률을 초과하는 시점이 유지를 위한 보수 시점이 되기 때문이다.

3. 피복재 중량 산정에 대한 신뢰함수의 수립

신뢰성 해석을 통하여 안전한 구조물을 설계하기 위해서는 먼저 저항함수와 하중함수에 의하여 정의되는 신뢰함수를 올바로 수립해야 한다. 그러나 식 (1)에서 볼 수 있듯이 저항함수와 하중함수 또한 여러 확률변수들에 의존하기 때문에 문제가 복잡해진다. 따라서 경사제 피복재의 중량 산정과 관련된 모든 확률변수들을 포함하면서 적용성이 우수한 공식이 필요하다. 또한 신뢰함수를 수립하기 위해서는 파괴모드에 대한 정의가 명확하게 설정되어야 한다. 신뢰성 해석에서 파괴모드란 주어진 하중조건에서 해당 구조물의 안정성, 즉, 그 기능 수행능력을 상실하게 되는 조건으로 정의된다. 따라서 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성 해석에서는 산정된 피복재의 중량보다 큰 하중이 작용될 때 피복층에 거처된 피복재가 이탈되는 상태로 정의할 수 있다. 즉, 파랑과 직접적으로 만나는 피복층의 피복재가 이탈되면 하부층의 작은 피복재들이 연속적으로 이탈되어, 결국에는 경사제 전체의 전반적인 파괴가 발생된다는 개념이다.

본 연구에서는 신뢰함수를 수립하기 위해 경사제 피복재의 중량 산정을 위해 현재 실무에서 가장 일반적으로 적용되고 있는 Hudson의 공식(SPM,1984)을 이용하였다. 따라서 이철용(2000a)에 자세히 제시된 기본 개념들을 이용하면 다음 식 (13)과 같이 신뢰함수를 쉽게 수립할 수 있다.

$$Z = \lambda \Delta D_{\#60} (K_D \cot \alpha)^{1/3} - (H_s + F_{H_s}) \quad (13)$$

여기서 λ 는 Hudson의 경험식 자체가 내포할 수 있는 불확실성을 고려하기 위하여 도입된 보정계수이다. 또한 $\Delta = \rho_s / \rho_w - 1$, ρ_s 와 ρ_w 는 각각 피복재와 해수의 밀도, $D_{\#60}$ 은 피복재의 대표입

경, K_D 는 피복재의 피해정도를 나타내는 안정계수, $\cot \alpha$ 는 경사제의 기울기, H_s 는 입사파랑의 유의파고, F_{Hs} 는 유의파고 추정시 발생될 수 있는 오차를 고려하기 위하여 도입한 확률변수이다. 식 (13)에서 K_D 를 제외한 모든 변수를 임의의 분포를 따르는 확률변수로 고려하였다. 식 (13)은 경사제 피복층에 거치된 피복재의 안정성과 관련된 파괴모드의 정의로부터 유도된 신뢰함수로, 식 (1)에 의하여 다음 식 (14) 및 (15)와 같이 우변의 첫 항이 저항력을 나타내는 저항함수가 되고, 두 번째 항이 외력을 나타내는 하중함수가 된다.

$$r = \lambda \Delta D_{\neq 0} (K_D \cot \alpha)^{1/3} \quad (14)$$

$$l = H_s + F_{Hs} \quad (15)$$

식 (14)와 (15)에서 쉽게 알 수 있듯이 저항함수는 피복재의 대표입경, 상대밀도 그리고 제체의 경사 등 구조물의 기하학적 특성과 관련된 확률변수들에 의하여 구성되는 반면, 하중함수는 입사파랑의 대표적인 특성을 정의하는 파고만의 함수로 구성된다. 따라서 식 (14)와 (15)에 정의된 저항함수와 하중함수의 확률분포함수만 알게 되면 식 (11)과 (12)에 정의된 동력학적 신뢰성 모형을 이용하여 경사제 피복재의 안정성과 파괴확률을 구할 수 있다. 그러나 저항함수와 하중함수의 확률분포함수를 정확하게 정의하는 것이 쉽지 않다. 왜냐하면 각각의 함수가 통계적 거동특성이 다를 것으로 생각되는 여러 확률변수들에 의하여 정의되었기 때문이다. 각 함수들의 확률적인 거동특성에 대한 관측자료가 거의 없는 상태에서 분포함수를 정의할 수 있는 가장 좋은 방법은 수치적으로 모의된 자료를 이용하여 각 함수들의 확률분포함수를 설정하는 것이다. 즉, 각각의 확률변수들이 다를 것으로 예상되는 통계적 특성과 분포함수를 설정하여 Monte-Carlo 기법으로 각 함수들을 반복적으로 모의한 후, 모의된 자료에 임의의 적합도 판정식을 적용하여 확률분포함수를 결정하는 방법이다.

본 연구에서 해석하려는 경사제 피복재의 안정성과 관련된 저항함수와 하중함수의 경우는 이와 같은 복잡한 수치적 모의과정을 통하지 않고도 확률분포함수를 비교적 쉽게 정의할 수 있다. 왜냐하면 하중함수는 파고만의 함수이고, 단지 저항함수만이 제체의 구조적 특성과 관련된 확률변수들로 구성되었기 때문이다. 따라서 하중함수는 파고의 거동특성과 관련된 분포함수를 사용하면 되고, 저항함수의 분포함수만 정의하면 된다. 현재까지 수행된 Van der Meer(1988), CIRIA/CUR(1991), Burcharth(1992), PIANC(1992), 이철웅(1999, 2000a,b) 등 대부분의 신뢰성 해석에서는 저항함수에 포함된 각각의 확률변수들이 정규분포를 따

다고 정의하였다. 이는 저항함수를 구성하는 확률변수, 즉, 피복재의 대표입경, 상대밀도, 그리고 제체의 경사가 상호간의 상관성이나 왜곡정도가 작다고 가정한 것이다. 특히 이철웅(1999)이 이와 같은 가정을 가지고 Monte-Carlo 기법으로 해석한 바에 의하면 저항함수의 거동특성이 정규분포함수에 의하여 올바르게 정의될 수 있다. 따라서 본 연구에서도 저항함수가 정규분포를 따른다고 가정하였다. 그러나 대수정규분포에 대하여도 해석하였다. 왜냐하면 식 (14)의 저항함수의 형태가 여러 확률변수들의 곱으로 이루어 졌기 때문이다. 즉, 정규분포는 여러 확률변수 중에 어느 하나의 확률변수가 우세하지 않은 경우, 확률변수들의 합으로 구성된 함수의 분포특성을 정의하는데 적합한 반면, 대수정규분포는 본 경우와 같이 여러 확률변수들의 곱으로 이루어진 경우에 적합하기 때문이다. 한편 입사파랑의 파고로 정의된 하중함수의 분포함수는 빈도별 설계파고 산정에서 일반적으로 적용되고 있는 극치분포의 Gumbel분포와 Weibull분포를 따른다고 가정하여 해석하였다. 따라서 본 연구에서는 이상에서 언급된 네 가지의 분포함수를 조합하여 Table 1에 제시된 분포함수의 변화에 따른 결과도 비교·해석하였다.

4. 피복재의 안정성에 대한 신뢰성 해석

피복재의 증량보다 큰 하중이 작용될 때 파랑과 직접적으로 만나는 피복층에 거치된 피복재가 이탈된다는 파괴모드에 대한 정의와 Hudson의 공식을 이용하여 경사제 피복재의 안정성을 해석할 수 있는 신뢰함수가 식 (13)과 같이 수립되었다. 따라서 식 (11)과 (12)의 동력학적 신뢰성 해석법을 이용하여 설계와 관련된 변수들의 함수로 파괴확률을 산정하기 위해서는 먼저 하중함수와 저항함수의 확률분포함수가 정확하게 정의되어야 한다. 또한 각각의 분포함수와 관련된 변수들이 올바르게 추정되어야 한다. 이미 전 장에서 저항함수와 하중함수의 확률분포함수에 대한 정의가 Table 1에 제시되었다. 따라서 각 확률분포함수와 관련된 평균과 변동계수 그리고 제반 변수들을 올바르게 추정하게 되면 정량적인 파괴확률의 산정이 가능하다.

Table 1에 제시된 바와 같이 저항함수는 정규분포와 대수정규분포를 따른다고 가정하였다. 따라서 관측자료를 이용하여 저항함수의 평균과 변동계수를 올바르게 추정하게 되면 저항함수와 관련된 모든 확률적 특성들이 정의된다. 왜냐하면 대수정규 확률분포함수와 관련된 변수들도 저항함수의 평균과 변동계수의 함수로 정의되기 때문이다. 그러나 이미 앞에서 언급된 바와 같이 저항함수의 평균과 변동계수를 통계적으로 정확하게 추정할 수 있는 관측자료가 거의 없는 상태이다.

Table 1. Computational cases for reliability analyses.

Case	Probability density function		Notations for reliability
	Resistance function	Loading function	
#1	Normal	Gumbel	R_{NG}, P_{fNG}
#2	Normal	Weibull	R_{NW}, P_{fNW}
#3	Log-normal	Gumbel	R_{LG}, P_{fLG}
#4	Log-normal	Weibull	R_{LW}, P_{fLW}

따라서 본 연구에서는 저항함수를 구성하는 각 확률변수들의 통계적 특성을 이용하는 방법으로 저항함수의 평균과 변동계수를 산정하였다. 즉, 식 (14)에 정의된 저항함수를 각 확률변수들의 평균에 대하여 Taylor 급수 취한 후, 선형화하게 되면 저항함수의 평균과 변동계수는 각각 다음 식 (16) 및 (17)로부터 쉽게 산정할 수 있다. 여기서 주의할 점은 식 (17)을 얻는 과정에 내포된 가정에 의하여 추정된 변동계수에 약간의 오차가 포함될 수 있다는 것이다.

$$\mu_r = \mu_\lambda \mu_\Delta \mu_{D_{\text{eff}}} (K_D \mu_{\text{cot } \alpha})^{1/3} \quad (16)$$

$$\Omega_r = \sqrt{\Omega_\lambda^2 + \Omega_\Delta^2 + \Omega_{D_{\text{eff}}}^2 + \frac{1}{9} \Omega_{\text{cot } \alpha}^2} \quad (17)$$

관련 하중함수에 대한 확률분포함수도 Table 1에 이미 제시되었다. 먼저 Gumbel 분포함수는 다음 식 (18)과 같이 정의된다.

$$f_{lG}(l) = \frac{1}{v} \exp\left[-\left(\frac{l-u}{v}\right)\right] \exp\left\{-\exp\left[-\left(\frac{l-u}{v}\right)\right]\right\} \quad (18a)$$

$$\mu_l = u + \gamma v \quad (18b)$$

$$\sigma_l^2 = \frac{\pi^2}{6} v^2 \quad (18c)$$

따라서 저항함수와 마찬가지로 하중함수의 평균과 변동계수를 알게 되면 Gumbel분포함수에 대한 모든 확률적 특성들을 정의할 수 있다. 동일하게 Weibull 분포함수도 다음 식 (19)와 같이 정의할 수 있다.

$$f_{lW}(l) = \frac{m}{\theta} \left(\frac{l-l_o}{\theta}\right)^{m-1} \exp\left\{-\left(\frac{l-l_o}{\theta}\right)^m\right\} \quad (19a)$$

$$\mu_l = l_o + \theta \Gamma\left(\frac{m+1}{m}\right) \quad (19b)$$

$$\sigma_l^2 = \theta^2 \left\{ \Gamma\left(\frac{m+2}{m}\right) - \Gamma^2\left(\frac{m+1}{m}\right) \right\} \quad (19c)$$

식 (19)의 Weibull 분포는 $m=1$ 인 경우에는 지수분포가 되고, $m=2$ 인 경우에는 Rayleigh 분포가 된다. 따라서 식 (19)에 포함된 관련 변수들은 식 (19b)와 식 (19c) 그리고 다음 식 (20)을 함께 사용하면 구할 수 있다.

$$l_{Tr} = \theta \left\{ -\ln\left(\frac{1}{T_r}\right) \right\}^{1/m} + l_o \quad (20)$$

여기서 l_{Tr} 은 T_r 년의 재현기간에 해당하는 하중함수의 크기, 즉, 설계과고를 의미하기 때문에 식 (18)을 이용하면 재현기간의 함수로 다음 식 (21)과 같이 정의된다.

$$l_{Tr} = u - v \ln\left\{-\ln\left(1 - \frac{1}{T_r}\right)\right\} \quad (21)$$

이상에서 저항함수와 하중함수에 대한 각각의 확률분포함수와 관련 변수들을 추정하는 방법에 대하여 언급되었다. 따라서 정의된 각각의 확률분포함수를 식 (11)과 (12)의 동력학적 신뢰성 모형에 대입하게 되면 설계와 관련된 변수들의 함수로 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률을 쉽게 구할 수 있는 방정식을 유도할 수 있다. 즉, Table 1에 정의된 각각의 경우에 대한 경사제 피복재의 안정성을 해석할 수 있는 동력학적 신뢰성 모형을 수립할 수 있다.

먼저 저항함수는 정규분포를 따르고, 하중함수가 Gumbel 분포와 Weibull 분포를 따르는 경우에 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성은 각각 다음 식 (22)와 (23)으로부터 구할 수 있다.

$$R_{NG}(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_r \{1 - F_r(l_{Tr})\}} \int_{l_{Tr}}^{\infty} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{r-\mu_r}{\sigma_r}\right)^2\right] \exp\left\{-t \left[1 - \exp\left(-\exp\left(-\frac{r-u}{v}\right)\right)\right]\right\} dr \quad (22)$$

$$R_{NW}(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_r \{1 - F_r(l_{Tr})\}} \int_{l_{Tr}}^{\infty} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{r-\mu_r}{\sigma_r}\right)^2\right] \exp\left\{-t \exp\left[-\left(\frac{r-l_o}{\theta}\right)^m\right]\right\} dr \quad (23)$$

동일하게 저항함수가 대수정규분포를 따르는 경우에도 하중함수가 Gumbel분포와 Weibull 분포를 따르는 경우로 구분하여 다음 식 (24)와 (25)로부터 경사제 피복재의 신뢰성을 구할 수 있다.

$$R_{LG}(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\xi_r\{1-F_r(l_r)\}} \int_{l_r}^{\infty} \frac{1}{r} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln r - \chi_r}{\xi_r}\right)^2\right] \exp\left\{-t\left[1 - \exp\left(-\exp\left(-\frac{r-u}{v}\right)\right)\right]\right\} dr \quad (24)$$

$$R_{LW}(t) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\xi_r\{1-F_r(l_r)\}} \int_{l_r}^{\infty} \frac{1}{r} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{\ln r - \chi_r}{\xi_r}\right)^2\right] \exp\left\{-t \exp\left[-\left(\frac{r-l_o}{\theta}\right)^m\right]\right\} dr \quad (25)$$

한편 본 연구에서 제시하지 않았지만 동력학적 신뢰성 모형의 식 (12)를 이용하면 식 (22)~(25)와 동일한 형태로 경사제 피복재의 안정성에 대한 파괴확률을 구할 수 있는 수학적 모형의 수립이 가능하다. 따라서 식 (14)와 (15)에 정의된 저항함수와 하중함수를 구성하는 각 확률변수들의 통계적 특성을 가지고 경사제 피복재의 안정성에 대한 동력학적 신뢰성 모형을 적용할 수 있다.

Table 2. Statistical properties of random variables in reliability function(Burcharth, 1992).

X_i	μ_{X_i}	Ω_{X_i}
λ	1.0	0.180
Δ	1.6	0.038
$D_{ns0}(m)$	1.5	0.067
$\cot \alpha$	2.0	0.050
$H_s(m)$	4.4	0.159

경사제 피복재의 안정성에 대한 동력학적 신뢰성 모형의 적용성을 연구하기 위해 본 연구에서 사용한 각 확률변수들의 통계적 특성을 Table 2에 제시하였다. Table 2에 제시된 확률변수의 통계적 특성은 Burcharth(1992)가 신뢰성 해석을 위해 제시한 것으로, 동일한 자료를 이용하여 이철웅(2000a,b)이 직접계산법의 개발에 사용한 바 있다.

Table 2의 자료를 이용하여 식 (16)과 (17)로부터 계산한 저항함수와 하중함수의 평균 및 변동계

수가 Table 3에 제시되었다. Table 3의 결과는 $K_D=4.0$ 이라는 조건에서 산정된 결과이기 때문에 안정계수, K_D 에 따라 통계적 특성들이 다르게 산정된다.

Table 3. Statistical properties of resistance function and loading function.

Function	Mean	Coefficient of variation	Standard deviation
Resistance function	4.797	0.196	0.943
Loading function	4.400	0.159	0.700

따라서 Table 3의 자료를 이용하게 되면 저항함수의 확률분포함수, 정규분포 및 대수정규분포함수와 관련된 변수들이 쉽게 정의될 수 있다. 또한 하중함수의 Gumbel 분포함수와 관련된 변수들도 식 (18b)와 (18c)에 의하여 쉽게 결정된다. 그러나 하중함수의 Weibull 분포함수와 관련된 세 개의 변수는 쉽게 결정되지 않는다. 식 (19b)와 (19c) 그리고 식 (20)을 이용하여 추정된 Weibull 분포함수의 관련 변수들이 Table 4에 제시되었다. 따라서 산정된 각 확률분포함수의 변수들을 동력학적 신뢰성 모형인 식 (22)~(25)에 대입하여 수치 적분하게 되면, 주어진 조건에서 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률을 내용기간의 함수로 계산할 수 있다.

Table 4. Estimates of shape, scale and location parameters for Weibull distribution.

Shape parameters, m	Scale parameter, θ	Location parameter l_o
1.0	0.700	3.700
1.2	0.889	3.564
1.5	1.142	3.369
1.7	1.296	3.244
2.0	1.511	3.061
2.5	1.844	2.764
3.0	2.157	2.474

경사제 피복재의 안정성에 대한 파괴확률을 산정하기 전에 주어진 조건에서 저항함수와 하중함수의 분포 특성을 먼저 해석하였다. Fig. 1에 하중함수와 저항함수의 확률분포함수들을 달리하여 비교·제시하였다. 식 (12)에서 쉽게 알 수 있듯이 저항함수와 하중함수의 분포함수가 겹쳐지는 영역에서 경사제 피복재의 불안정성이 발생된다. 즉, 주어진 조건에서 경사제 피복재의 신뢰성과 파괴확

률은 두 함수가 겹치는 영역의 크기에 따라서 결정된다고 할 수 있다. 그림에서 알 수 있듯이 전반적으로 하중함수와 저항함수의 겹치는 영역이 정의된 분포함수에 따라 다르게 나타나고 있다. 먼저 Fig. 1(a)는 하중함수가 Gumbel 분포함수를 따르는 경우로, 저항함수가 정규분포를 따르느냐 대수정규분포를 따르느냐에 따라 발생할 수 있는 영역의 차이를 보이기 위하여 제시한 그림이다. 그림에서 볼 수 있듯이 같은 저항함수의 분포 특성에 따라 약간의 차이를 보이고 있다. 또한 Fig. 1(b)와 (c)는 하중함수가 Weibull 분포함수를 따르는 경우로, 형태변수를 각각 1.5와 2.0으로 변화시켰을 때의 결과이다. 두 그림을 비교하면 형태변수에 따라 분포함수의 왜곡정도가 다르게 나타나고 있다. 이는 같은 분포함수를 사용하더라도 분포함수와 관련된 변수들이 정확하게 추정되지 못하면 파괴확률이 다르게 산정될 수 있다는 것을 의미하는 것이다. 마지막으로 Fig. 1(a)와 Fig. 1(b) 및 (c)를 비교하면 하중함수를 어떻게 정의하느냐에 따라라도 파괴확률이 다르게 나타날 수 있다는 사실을 쉽게 알 수 있다. 따라서 동력학적 신뢰성 해석을 올바르게 수행하기 위해서는 저항함수와 하중함수의 분포함수가 정확하게 정의되어야 하며, 또한 각 확률분포함수와 관련된 변수들의 추정도 정확하게 이루어져야 한다. 이와 같은 문제는 관련된 현상에 대한 관측 및 실험자료가 확보될 때만 해결될 수 있기 때문에, 신뢰성 해석을 정확하게 수행하기 위해서는 무엇보다 제 현상에 대한 많은 관측 및 실험자료가 확보되어야 한다.

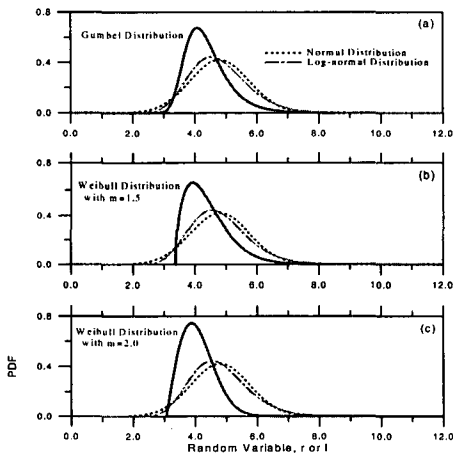


Fig. 1. Overlapping distribution curves for loading function (——) and resistance function (-----, - - - - -).

저항함수와 하중함수의 확률분포와 관련된 특성들이 정성적으로 비교·해석되었다. 따라서 이하에서는 추정된 자료를 가지고 식 (22)~(25)를 이용하여 경사제 피복재의 신뢰성과 파괴확률이 정량

적으로 계산되었다. 내용기간의 함수로 계산된 경사제 피복재의 파괴확률이 Fig. 2와 Fig. 3에 제시되었다. 이때 동력학적 신뢰성 모형의 예측정도를 살펴보기 위하여 이철용(2000a)과 Burcharth(1992)가 정적 신뢰성 모형을 이용하여 산정한 파괴확률(\times)도 함께 비교하였다. 그림에서 볼 수 있듯이 정적 신뢰성 모형에 의하여 계산된 파괴확률이 동력학적 신뢰성 모형에 의하여 산정된 파괴확률보다 크게 나타나고 있다. 왜냐하면 정적 신뢰성 모형에서는 주어진 하중조건이 단위 시간동안에 반드시 발생된다는 가정하에 파괴확률을 계산하는데 반해, 동력학적 신뢰성 모형에서는 그와 같은 가정을 사용하지 않기 때문이다. 즉, 식 (9)에서 알 수 있듯이 동력학적 신뢰성 모형에서는 주어진 하중사상이 단위 시간동안에 발생할 수도 있고, 발생되지 않을 수 있다는 조건에서 파괴확률을 산정하기 때문이다. 내용기간이 증가할수록 주어진 하중사상의 발생 가능성이 높아진다는 효과를 처음부터 고려하여 반복하중에 대한 파괴확률을 산정할 수 있는 모형이 동력학적 신뢰성 모형이다. 식 (20)과 (21)에 의하면 주어진 하중사상은 재현빈도가 약 2.35년이기 때문에 단위 시간동안에 반드시 발생된다고 가정하게 되면 파괴확률은 과대평가될 수밖에 없다. 또 생각할 수 있는 다른 원인은 앞에서 언급된 바와 같이 식 (16)과 (17)의 기법을 이용하여 각 함수의 변동계수를 추정하는 과정에 약간의 오차가 포함될 수 있기 때문이다. 그러나 이철용(2001)에 의하면 이와 같은 오차에 의한 차이는 크지 않은 것으로 확인되었다. 한편 각각의 그림에서 쉽게 알 수 있듯이 전반적으로 내용기간에 따라 파괴확률의 크기가 증가하는 경향을 보이고 있다. 이는 내용기간이 진행될수록 반복적으로 하중이 가해져 구조물의 저항성이 약해지기 때문이다. Fig. 2는 하중함수가 일정한 분포를 따른다고 가정하였을 때, 저항함수의 분포함수를 다르게 정의함으로써 나타나게 되는 파괴확률의 크기를 정량적으로 비교하기 위하여 제시한 결과이다. Fig. 2(a)는 Gumbel 분포함수에 대한 결과이고, Fig. 2(b)는 Weibull 분포함수에 대한 결과이다. 그림에서 쉽게 알 수 있듯이 본 계산에 사용한 조건에서는 저항함수의 분포함수, 즉, 정규분포와 대수정규분포에 따른 차이가 거의 나타나지 않고 있다. 반대로 Fig. 3은 저항함수가 일정한 분포를 따른다고 가정하였을 때, 하중함수의 분포함수를 다르게 정의함으로써 나타나게 되는 파괴확률의 크기를 정량적으로 비교하기 위하여 제시한 결과이다. Fig. 3(a)는 하중함수가 정규분포를 따를 때의 결과이고, Fig. 3(b)는 대수정규분포를 따를 때의 결과이다. 동일하게 하중함수의 분포특성에 따른 차이도 거의 나타나지 않고 있다. 다만 하중함수가 Weibull 분포를 따르는 경우에, 형태변수에 따라 파괴확률

이 약간의 차이를 보이고 있다. 따라서 본 연구에서 제시한 동력학적 신뢰성 모형을 이용하게 되면 임의의 내용기간 동안에 반복적으로 작용되는 하중사상에 따른 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률을 쉽게 설계와 관련된 제반 변수들의 함수로 산정할 수 있다.

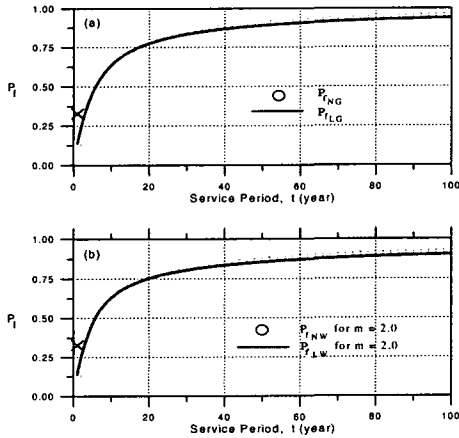


Fig. 2. Comparison of probability of failure for normal distribution with for log-normal distribution of resistance function, given (a) Gumbel; (b) Weibull distribution with $m=2.0$ of loading function.

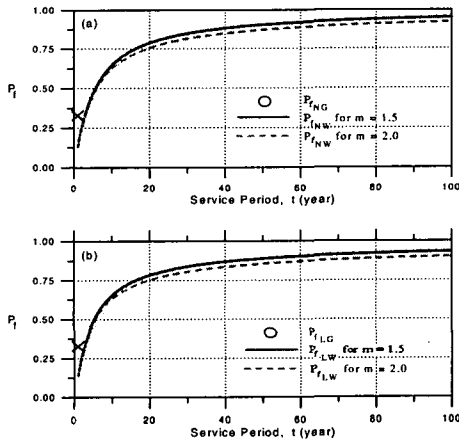


Fig. 3. Comparison of probability of failure for Gumbel distribution with for Weibull distribution with $m=1.5$ and 2.0 of loading function, given (a) normal; (b) log-normal distribution of resistance function.

경사제 피복재의 안정성과 관련하여 일반적으로 예측될 수 있는 제 현상들이 동력학적 신뢰성 모형을 통하여 올바르게 해석될 수 있다는 사실이 확인되었다. 따라서 이하에서는 동력학적 신뢰성 모형을 경사제 피복재의 안정성 해석에 적용하였을 때, 설계와 관련된 제반 변수들의 함수로 산정된 신뢰성과 파괴확률이 경사제 피복재의 안정성에 대한 최적설계와 장기적인 유지 및 보수에 어

떻게 사용되는지를 설명하고자 한다. 현재 결정론적 설계법에서 불확실성을 고려할 수 있는 유일한 방법은 안전계수를 도입하는 것이다. 따라서 본 연구에서는 결정론적 설계법과의 동력학적 신뢰성 모형을 직접적으로 연결시키기 위하여 다음 식 (26)에 정의된 안전계수를 도입하였다(Tang 등, 1975; Yen, 1979).

$$\mu_r = S_F I_T \quad (26)$$

재현기간이 주어지면 식 (20)이나 (21)로부터 해당 재현기간에 대한 하중조건을 결정할 수 있기 때문에, 안전계수에 따라 변화되는 구조물 저항성을 고려할 수 있다. 그러므로 재현기간과 안전계수 그리고 내용기간의 함수로 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률을 쉽게 계산할 수 있다. 결정론적 해석법에서는 재현기간, 안전계수 그리고 내용기간의 변화에 따라 구조물의 저항성이 어떻게 변화하는지를 정량적으로 해석할 수 없다. 이와 같은 해석을 수행하기 위해 본 연구에서는 재현기간과 내용기간이 주어졌을 때 경사제 피복재의 파괴확률이 안전계수의 함수로 계산되었다. 재현기간 50년에 대해 내용기간을 변화시키면서 안전계수의 함수로 산정된 경사제 피복재의 파괴확률이 Fig. 4와 5에 제시되었다.

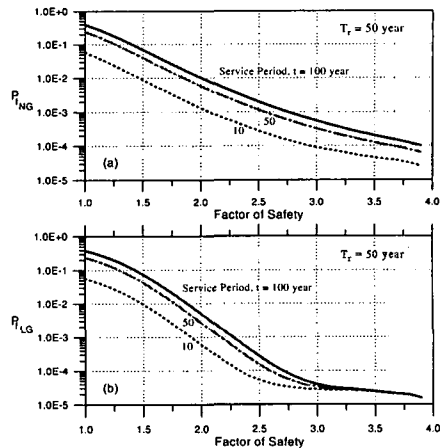


Fig. 4. Probability of failure as a function of factor of safety for Gumbel distribution of return period 50 year at various service periods.

Fig. 4는 하중함수가 Gumbel 분포로 일정할 때 저항함수의 분포에 따른 결과이고, Fig. 5는 하중함수가 형태변수 2.0을 갖는 Weibull 분포로 일정할 때의 결과이다. 먼저 Fig. 4(a)와 (b)를 비교하면 저항함수의 분포에 따라 안전계수의 함수로 계산된 파괴확률의 거동특성이 다르게 나타나고 있다. 즉, 저항함수가 대수정규분포를 따를 때 보다 정규분포를 따를 때 파괴확률이 더 완만하게 변화

하고 있다. 그러나 두 경우 모두 내용기간이 증가함에 따라서는 파괴확률이 증가하는 경향을 보이고 있다. 이는 내용기간이 증가할수록 주어진 재현기간에 해당하는 하중사상의 발생 가능성이 커지기 때문이다.

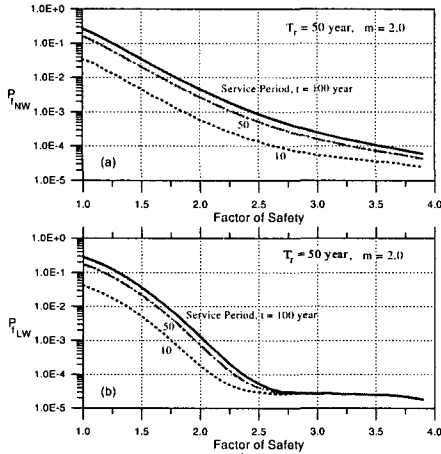


Fig. 5. Probability of failure as a function of factor of safety for Weibull distribution with $m=2.0$ of return period 50 year at various service periods

Table 1에 제시된 저항함수와 하중함수의 확률 분포함수에 따른 파괴확률의 거동특성을 더 자세히 비교하기 위하여 내용기간 50년과 100년에 대한 비교 결과를 Fig. 6~Fig. 9에 제시하였다.

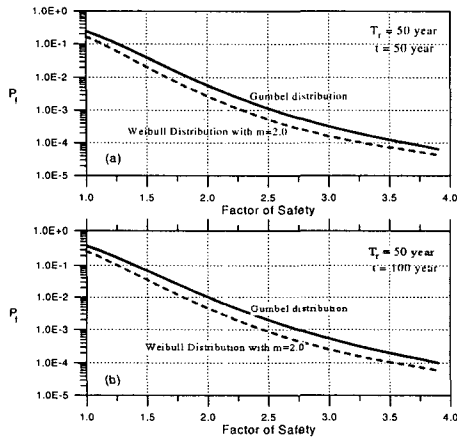


Fig. 6. Comparison of probability of failure for Gumbel distribution with Weibull distribution with $m=2.0$ of loading function at (a) $t=50$ year; (b) $t=100$ year, given normal distribution of resistance function.

Fig. 6과 7은 각각 저항함수가 정규분포와 대수 정규분포를 따를 때 하중함수의 분포에 따른 파괴확률을 비교한 것이다. 또한 Fig. 8과 9는 하중함수가 각각 Gumbel 분포와 Weibull 분포를 따를 때 저항함수의 분포에 따른 파괴확률을 비교한 것이다. 먼저 저항함수가 정규분포를 따르는 Fig. 6

을 보면 하중함수의 분포함수에 따라 안전계수의 전 범위에 대하여 일정한 차이가 발생되고 있다. 그러나 저항함수가 대수정규분포를 따르는 Fig. 7의 경우는 안전계수가 3.0보다 작은 구간에서만 하중함수의 분포에 따른 차이가 발생되고 있다. 특히, 안전계수가 3.0보다 커지더라도 파괴확률은 더 이상 감소되지 않고 일정한 값으로 수렴하는 특성을 보이고 있다. 또한 안전계수가 약 2.5부근에서 하중함수의 분포에 따른 파괴확률의 차이가 가장 크게 발생되고 있다. 한편 하중함수가 Gumbel 분포를 따르는 Fig. 8에서는 저항함수의 분포에 따라 파괴확률의 크기에서 많은 차이를 보이고 있다. 특히, 안전계수가 1.6보다 작은 구간에서는 차이가 거의 없으나, 1.6보다 커지게 되면 차이가 점점 커지다가 다시 같아지는 경향을 보이고 있다. Weibull 분포를 사용한 Fig. 9에서도 이와 같은 유사한 특성들이 나타나고 있다. 다만 두 분포함수에 따른 최대 차이를 보이는 안전계수가 다를 뿐이다.

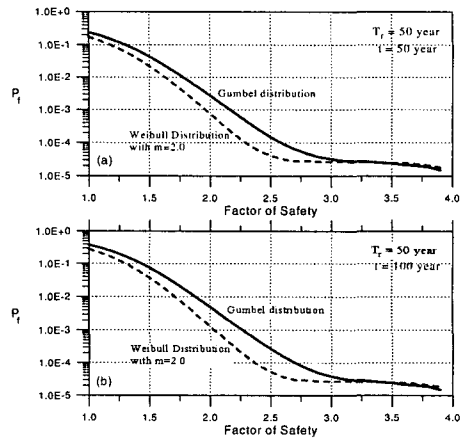


Fig. 7. Comparison of probability of failure for Gumbel distribution with Weibull distribution with $m=2.0$ of loading function at (a) $t=50$ year; (b) $t=100$ year, given log-normal distribution of resistance function.

따라서 이와 같은 결과들을 이용하게 되면 안전계수가 확률적인 관점에서 결정될 수 있기 때문에 최적 설계 뿐만 아니라 유지 및 보수를 위한 시점의 결정이 가능해진다. 즉, 설계에서 허용할 수 있는 파괴확률이 여러 사회적·경제적 관점에서 결정될 수 있다면, 주어진 재현기간에 해당하는 파괴확률을 안전계수의 함수로 계산한 다음, 허용 파괴확률보다 작거나 같게 되는 안전계수가 결정될 수 있다. 또한 내용기간에 따라 파괴확률이 증가되기 때문에 허용 파괴확률을 초과하는 시점이 결정될 수 있다. 이와 같이 결정된 시점이 구조물의 기능을 향상시키기 위한 보수 시점으로 판단할 수 있다. 예로 Fig. 6~Fig. 9의 결과에 이와 같은 개념을 적용하였다. 먼저 내용기간 50년에 대한 허용

파괴확률을 5%와 10%로 설정하게 되면 Fig. 6~Fig. 9로부터 저항함수와 하중함수의 분포특성에 따른 최적의 안전계수가 Table 5와 같이 결정될 수 있다. 따라서 결정론적 설계법으로 결정된 설계 변수에 Table 5에 제시된 안전계수를 고려하면, 해당 허용 파괴확률을 만족하는 경제적인 최적설계가 가능해진다. 또한 이와 같이 결정된 최적 안전계수로 설계된 구조물의 저항성을 가지고 Fig. 2 및 3과 같이 내용기간의 함수로 파괴확률을 구하게 되면, 5%와 10%의 허용 파괴확률을 초과하는 보수시점이 쉽게 결정될 수 있다.

Table 5. Optimal values of factor of safety determined under the condition of acceptable probability of failure of 5% and 10% at service period 50 year.

Distribution		Acceptable probability of failure	Optimal value of factor of safety
Resistance function	Loading function		
Normal	Gumbel	5 %	1.43
		10%	1.25
Normal	Weibull	5%	1.31
		10%	1.13
Log-normal	Gumbel	5%	1.48
		10%	1.29
Log-normal	Weibull	5%	1.34
		10%	1.19

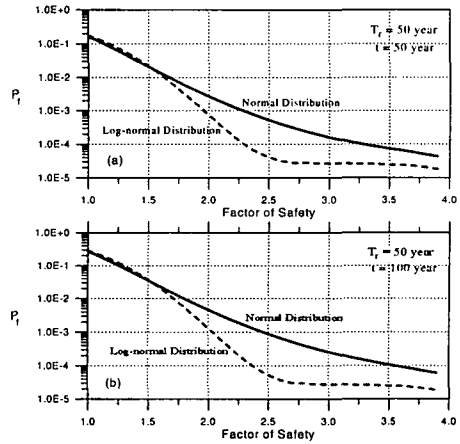


Fig. 9. Comparison of probability of failure for normal distribution with for log-normal distribution of loading function at (a) $t=50$ year; (b) $t=100$ year, given Weibull distribution with $m=2.0$ of loading function.

5. 결론

경사제 피복재의 안정성을 해석할 수 있는 동력학적 신뢰성 모형이 본 연구에서 개발되었다. 먼저 경사제 피복재의 중량산정을 위한 Hudson의 경험식과 파괴모드에 대한 정의를 이용하여 저항함수와 하중함수로 구성되는 경사제 피복재의 안정성을 해석할 수 있는 신뢰함수가 수립되었다. 또한 저항함수와 하중함수의 확률적 특성을 올바르게 나타낼 수 있는 분포함수들을 정의하여, 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률을 내용기간의 함수로 산정할 수 있는 수학적 모형이 수립되었다. 저항함수와 하중함수가 갖는 통계적 특성들을 해석하여 저항함수는 정규분포와 대수정규분포를 따른다고 가정하였으며, 하중함수는 극치분포인 Gumbel분포와 Weibull분포를 따른다고 가정하였다. 각 확률분포함수의 거동을 지배하는 변수, 즉, 평균과 변동계수 등은 확률이론에 제시된 개념을 이용하여 쉽게 추정할 수 있도록 하였다. 주어진 확률변수들의 통계적 특성들을 가지고, 저항함수와 하중함수의 분포특성들이 정성적으로 비교·해석되었다. 또한 본 연구에서 제시된 수학적 모형을 이용하여 경사제 피복재의 안정성에 대한 파괴확률이 내용기간의 함수로 산정되었다. 경사제 피복재의 안정성과 관련하여 일반적으로 예상할 수 있는 제 현상들이 본 연구에서 제시된 동력학적 신뢰성 모형에 의하여 올바르게 해석될 수 있음이 확인되었다. 즉, 내용기간이 진행될수록 주어진 하중조건에 반복적인 발생 가능성이 높아지게 되고, 이에 따라 구조물의 저항성이 내용기간에 따라 감소하는 현상 등이 잘 묘사되었다.

한편 본 연구에서는 동력학적 신뢰성 모형의 결

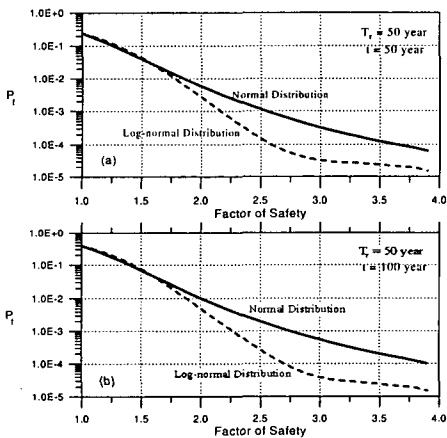


Fig. 8. Comparison of probability of failure for normal distribution with for log-normal distribution of loading function at (a) $t=50$ year; (b) $t=100$ year, given Gumbel distribution of loading function.

과를 경사제 피복재의 안정성에 대한 최적설계와 장기적인 유지 및 보수에 이용할 수 있는 방법을 제시하였다. 특히 결정론적 설계법과 동력학적 신뢰성 모형을 직접적으로 연결시키기 위하여 안전계수 개념이 도입되었다. 즉, 안전계수와 재현기간 그리고 내용기간의 함수로 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성과 파괴확률을 쉽게 산정할 수 있도록 하였다. 임의로 설정된 50년의 재현기간에 대해 내용기간을 변화시키면서 파괴확률이 안전계수의 함수로 계산되었다. 마지막으로 주어진 조건에서 계산된 파괴확률의 결과에 허용 파괴확률을 도입하여 최적의 안전계수가 산정되었다. 따라서 저항함수와 하중함수의 확률분포와 관련된 변수들이 정확하게 추정되고 허용 파괴확률이 사회적·경제적 관점에서 적절하게 결정되면, 경사제 피복재의 안정성에 대한 최적설계가 가능하다. 또한 본 연구에서 유도된 동력학적 신뢰성 모형의 결과들이 이용하면 장기적인 유지를 위한 보수 시점이 정확하게 추정될 수 있다.

참 고 문 헌

[1] 이철응(1999) 경사제 피복재의 안정성에 대한 신뢰성 해석, 한국해양·해양공학회지, 제 11권, 제 3호, pp. 165-172.

[2] 이철응(2000a) 경사제 피복재의 신뢰성 해석을 위한 직접 계산법의 개발, 대한토목학회논문집, 제 20권, 제 3-B호, pp. 387-397.

[3] 이철응(2000b) 직접 계산법에 의한 경사제 피복재의 신뢰성 해석, 대한토목학회논문집, 제 20권, 제 3-B호, pp. 399-409.

[4] 이철응(2001) 동력학적 신뢰성 모형에 의한 교각 주위의 국부 세굴 해석, 대한토목학회논문집, 제 21권, 제 2-B호, pp.129-138.

[5] Burcharth, H.F. (1992) Reliability evaluation of a structure at sea, *Proc. of Short Course on Design and Reliability of Coastal Structures*, pp. 470-517.

[6] Burcharth, H.F., Sorensen, D. (1998) Design of vertical wall cassion breakwaters using partial safety factors, *Porc. of 23rd. Int. Coast. Engrg. Conf.* pp. 2138-2151.

[7] Burcharth, H.F., Sorensen, D. and Christiani, E. (1994) On the evaluation of failure probability of monolithic vertical wall breakwaters, *Rep. of*

Port and Harbor Res. Inst., pp. 458-468.

[8] CIRIA/CUR (1991) Manual on the use of rock in coastal and shore engineering, *Center for Civil Engrg. Research and Codes Rep. 154*, Special Publication 83, Construction Industry Research and Information Association, UK.

[9] Gui, S., Zhang, R., and Wu, J. (1998) Simplified dynamic reliability models for hydraulic design, *J. Hydr. Engrg.*, ASCE, Vol. 124, No. 3, pp. 329-333.

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

[11] Lewis, E.E. (1987) *Introduction to reliability engineering*, John Wiley & Sons, New York.

[12] PIANC (1992) Analysis of rubble mound breakwaters, *Rep. of Working Groups No. 12 of PTC II*, Belgium.

[13] *SPM(Shore Protection Manual)* (1984) 4th Ed., U.S. Army Corps of Engrs., Coast. Engrg. Res. Ctr., Washington, D.C.

[14] Tang, W.H., Mays, L.W., and Yen, B.C. (1975) Optimal risk-based design of storm sewer networks, *J. Environ. Engrg. Div.*, ASCE, Vol. 101, No. EE3, pp.381- 398.

[15] Tung, Y.K. (1985) Models for evaluating flow conveyance reliability of hydraulic structures, *Water Resour. Res.*, Vol. 21, No. 10, pp. 1463-1468.

[16] Tung, Y.K., and Mays, L.W. (1981) Risk models for flood levee design, *Water Resour. Res.*, Vol. 17, No. 4, pp. 833-841.

[17] Van der Meer, J.W. (1988) Deterministic and probabilistic design of break- water armor layers, *J. Wtrway., Port, Coast. and Oc. Engrg.*, ASCE, Vol. 114, No. 1, pp. 66-80.

[18] Yen, B.C. (1979) Safety factor in hydrologic and hydraulic engineering design, in *Reliability in Water Resources Management*, Fort Collins, Colo.