

국내 항만의 방파제 피복 블록의 신뢰성 해석 Reliability Analyses of Breakwater Armor Blocks of Harbors in Korea

김승우* · 서경덕* · 이철웅** · 박동헌**

Seung Woo Kim*, Kyung Duck Suh*, Cheol Eung Lee** and Dong Heon Park**

요 지 : 방파제 피복 블록은 주로 Hudson 공식과 van der Meer 공식을 사용하여 설계되고 있다. 각 공식을 사용하여 저항과 하중이 같아지는 최소 중량을 각각 산정하며 그 중 큰 값을 설계중량으로 채택한다. 이렇게 설계된 국내 무역항 12곳과 연안항 8곳의 방파제 피복 블록에 대하여 신뢰성 해석을 수행하였다. 신뢰성 해석 결과 산정된 파괴확률은 각 항만별 피복 블록의 안정성을 평가하는 기준이 된다. 최소 중량으로 설계한 경우에 파괴확률은 모든 항만에서 거의 비슷하게 계산되어 기존 방파제 피복 블록의 안전수준을 정량적으로 평가할 수 있게 되었다. 그리고 결정론적 설계법의 설계 기준인 안전율과 신뢰성 설계법의 설계 기준인 파괴확률은 뚜렷한 선형관계를 이루고 있다는 것을 확인했다. 이를 통해 기존 구조물의 파괴확률은 안전율을 통해 정량적으로 파악할 수 있게 되었다. 이 결과는 향후 방파제 피복블록의 목표파괴확률을 결정하는 중요한 자료로 사용될 것이다.

핵심용어 : 방파제, 피복재, 신뢰성 해석, 파괴확률

Abstract : Most breakwater armor blocks are designed by using Hudson's or van der Meer's formula. The minimum weight of armor blocks is calculated by equating the resistance to the load in each formula. The larger value is then chosen as the design weight. In this study, we have performed reliability analyses for thus designed breakwater armor blocks of 12 trade harbors and 8 coastal harbors in Korea. The probability of failure calculated by the reliability analysis provides a criterion for evaluating the stability of armor blocks. The calculated probability of failure was almost same for all the breakwaters so that we were able to quantitatively evaluate the safety level of armor blocks of existing breakwaters. We also found that the safety factor used in the deterministic design method and the probability of failure in the reliability design method show a linear relationship. Therefore the probability of failure of existing breakwaters can be quantitatively calculated from the safety factors. The calculated probability of failure could also be used for determining the target probability of failure in the future.

Keywords : Breakwaters, Armor blocks, Reliability analysis, Probability of failure

1. 서 론

국내 항만의 경사식 방파제는 물론이고 케이슨식 방파제에서도 구조물의 안정성을 높이기 위해 피복 블록 및 피복석을 사용하고 있다. 우리나라는 방파제의 피복재로서 공급이 제한적인 피복석보다 콘크리트 제작이 가능한 피복 블록을 주로 사용하고 있다. 피복 블록의 종류는 Tetrapod, Cube, Dolos 등 여러 가지가 있지만 국내에서는 시공사례가 가장 많은 Tetrapod 사용을 선호하며 국내

무역항과 연안항의 피복 블록은 대부분 Tetrapod이다. 본 연구에서는 Tetrapod에 대해 신뢰성 해석을 수행하고자 한다.

피복 블록의 설계중량을 산정하기 위해 주로 Hudson(1959) 공식과 van der Meer(1988b) 공식을 사용하며 적용된 두 경험식 중 보다 큰 중량을 설계중량으로 선정한다. 기존 구조물은 모든 설계변수를 상수로 취급하는 결정론적 설계법으로 계산되었다. 그러나 실제 하중 및 저항변수들은 임의의 상수 값을 가지는 것이 아니라 확률분포의 형태

*서울대학교 건설환경공학부(Corresponding author: Kyung-Duck Suh, Department of Civil and Environmental Engineering, Seoul National University, 599 Gwanangno, Gwanak-gu, Seoul 151-744, Korea, kdsuh@snu.ac.kr)

**강원대학교 토목공학과(Department of Civil Engineering, Kangwon National University, 192-1 Hyoja 2-Dong, Chunchon 200-701, Korea)

로 존재한다. 설계변수를 확률분포의 형태로 사용한다는 것은 실제 설계변수가 결정론적 설계법에서 사용한 임의의 상수 값보다 커질 수도 있고 작아질 수도 있다는 것을 의미한다. 신뢰성 설계법은 이러한 확률변수의 불확실성을 고려하여 목표수준에 따라 설계하는 방법이다. 국내에서는 김 등(2005)이 동해항 방파제의 피복 블록에 대해 신뢰성 해석을 수행하였고 조 등(2003)은 울산항, 나로도항, 계마항 방파제의 피복 블록에 대해 파괴확률을 산정한 바 있다. 최근 이(2008)는 심해파 자료를 이용하여 무역항 및 연안항의 경사제 피복블록에 대해 신뢰성 해석 및 부분안전계수를 산정하였다. 국외에서는 PIANC(1992)가 각 국가별 항만에 대한 신뢰성 해석을 적용한 바 있다. 본 연구에서는 국내 무역항 12곳과 연안항 8곳의 방파제 피복블록에 대하여 신뢰성 해석을 수행하여 파괴확률을 계산하였다. 계산된 파괴확률은 기존 구조물의 안정성을 판단하는 기준이 되며 향후 목표파괴확률을 제안하는 중요한 자료로 사용될 것이다.

본 연구에서는 Level 2, AFDA(Approximate Full Distribution Approach) 방법과 Level 3, MCS(Monte-Carlo Simulation) 방법을 사용하여 신뢰성 해석을 수행하였다. AFDA 방법은 각 확률변수의 통계적 특성과 분포함수를 이용하여 신뢰함수로 정의된 파괴모드의 파괴확률을 정량적으로 산정하는 반복 계산법이다. 한편 MCS 방법은 확률변수들의 분포함수에서 표본 집단을 생성, 신뢰함수에 직접 대입하여 저항이 하중보다 작게 되는 경우의 수로 파괴모드의 파괴확률을 산정하는 방법이다.

2. 대상 구조물의 선정

대상 구조물은 국내 무역항 및 연안항의 피복블록으로 피복된 방파제 중 수심이 깊은 제간부 단면을 대표단면으로 선정하였다. 본 연구에서 적용된 항만은 무역항 12군데, 연안항 8군데이다. 무역항은 속초항, 옥계항, 묵호항, 동해항, 삼척항, 포항항, 울산항, 삼천포항, 장승포항, 옥포항, 제주항, 그리고 서귀포항이다. 한편 연안항은 주문진항, 후포항, 구룡포항, 부산남항, 나로도항, 거문도항, 한림항, 그리고 화순항이다. 피복재의 역할이 중요한 전형적인 경사식 방파제 단면을 사용하였다. 대표적으로 Fig. 1에 무역항인 묵호항, 제주항 그리고 연안항인 후포항, 화순항의 단면을 제시하였다. 각 항만별 단면도는 해운항만청(1992) 및 해양수산부(2007)의 자료에서 인용되었다.

3. 설계변수의 통계적 특성치

3.1 심해파고와 주기

심해파 제원은 수산청(1988) 보고서를 사용하였으며, 이는 국내 무역항 및 연안항의 설계가 대부분 수산청 자료를 이용하였기 때문이다. 비록 최근 개정된 심해 설계과는 수산청 자료보다 전반적으로 높은 파고를 제안하지만, 본 연구의 목적이 기왕에 설계 및 시공된 방파제 피복재의 파괴확률을 정량적으로 평가하는 것이기 때문에 수산청 자료를 사용하여 해석하는 것이 합리적인 방법이라 생각하였다. Table 1에 주어진 자료는 Fig. 1에 제시된 대표적인 항만의 재현기간에 따른 심해파고와 주기이다. 심해 주파향과 심해파고의 극치분포함수의 모수들, 그리고 50년 최대통계량의 변동계수 등도 함께 주어졌다. 심해파고에 대한 단위 년에 대한 극치분포함수는 다음 식 (1)에 정의된 Gumbel 분포를 사용하였다. 본 연구에서 Gumbel 분포를 사용하게 된 이유는 추정해야 할 모수가 적어 제한된 파고의 통계 자료를 이용하여 분포함수의 모수를 추정해야 하는 현 실정에 적합하기 때문이다.

$$F(H_0) = \exp[-\exp(-k_0(H_0 - \lambda_0))] \quad (1)$$

여기서 k_0 는 심해파고 분포의 척도모수(scale parameter)이며 λ_0 는 위치모수(location parameter)이다.

심해파고의 50년 최대통계량의 평균과 표준편차는 각각 다음 식 (2) 및 (3)과 같다.

$$\mu_{H_0} = \lambda_0 + (\ln 50 + \gamma)/k_0 \quad (2)$$

$$\sigma_{H_0} = \pi/(k_0\sqrt{6}) \quad (3)$$

여기서 γ 는 오일러 상수(=0.5772)이다. 또한 심해파고의 50년 최대통계량의 변동계수는 다음 식 (4)와 같이 정의된다.

$$COV_{H_0} = \sigma_{H_0}/\mu_{H_0} \quad (4)$$

3.2 방파제 위치에서 파고 분포의 모수 산정

결정론적 설계법에서는 방파제 위치에서 임의의 재현기간에 해당하는 파고 하나만 가지고 설계하지만, 신뢰성 해석을 수행하기 위해서는 파고의 극치분포가 필요하다. 따라서 아래와 같이 몇 가지 가정을 사용하여 합리적인 파고분포의 모수를 추정하였다. 극치분포함수의 통계적 특성치는 그 분포함수의 모수로 나타낼 수 있다. 본 연구에서는 파고분포의 모수를 추정하기 위해 다음 식 (5)와 같

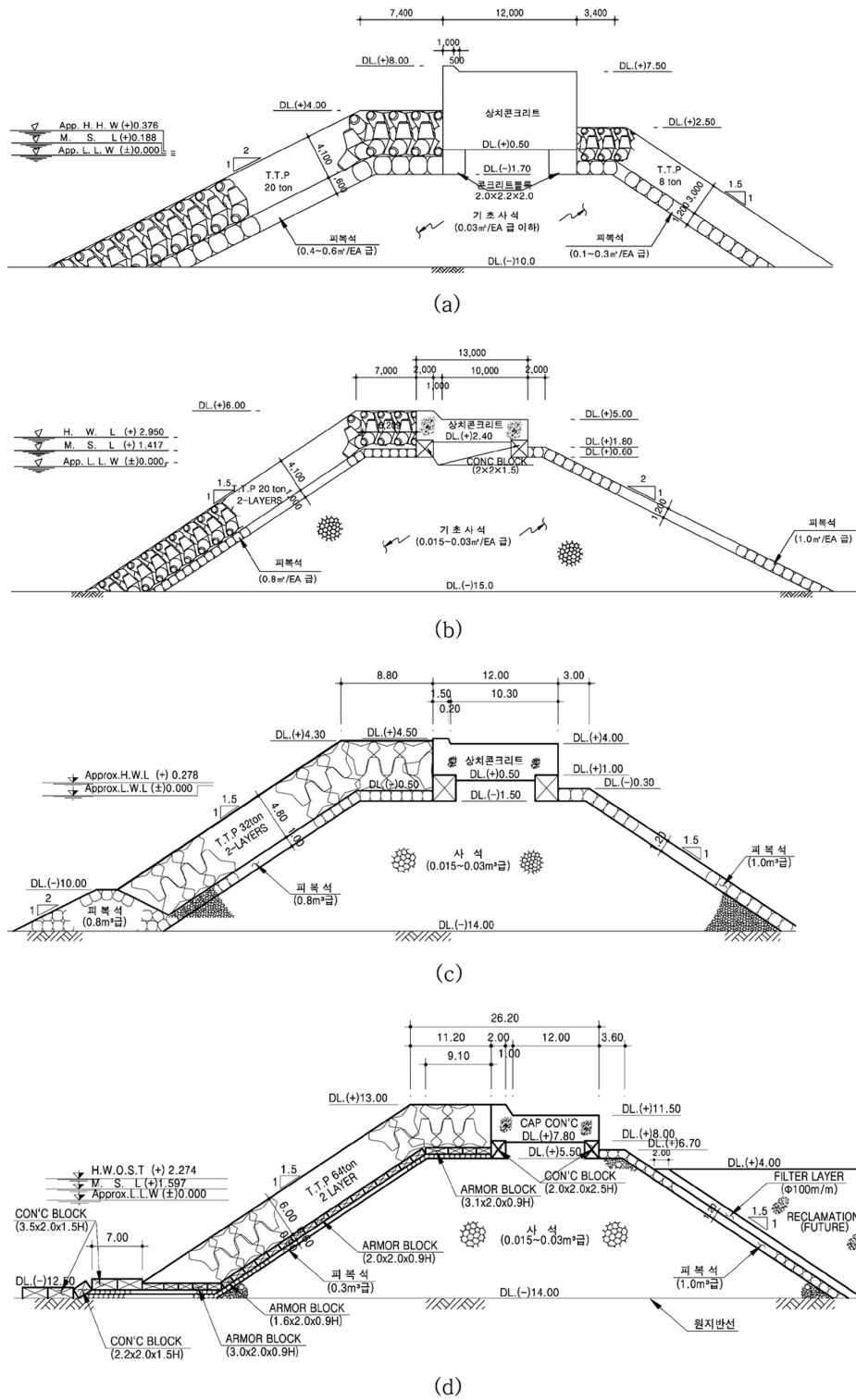


Fig. 1. Cross-sections of representative breakwaters: (a) Sec. 14 of Mukho north breakwater, (b) Sec. 11 of Jeju west breakwater, (c) Sec. I of Hupo east breakwater, and (d) Sec. E of Hwasun breakwater.

Table 1. Deepwater wave heights and periods for different return periods for representative harbors

(a) Trade harbors							
	Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Mukho (NE)	Wave height (m)	6.3	7.1	7.6	8.2	8.6	9.0
	Wave period (s)	10.0	11.0	12.0	13.0	13.0	14.0
$k_0 = 0.865, \lambda_0 = 3.687, COV_{H_0} = 0.167$							
	Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Jeju (NNW)	Wave height (m)	5.8	6.3	6.6	7.0	7.2	7.4
	Wave period (s)	10.0	10.0	11.0	11.0	11.0	12.0
$k_0 = 1.443, \lambda_0 = 4.251, COV_{H_0} = 0.121$							
(b) Coastal harbors							
	Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Hupo (E, NE)	Wave height (m)	5.9	6.7	7.2	7.7	8.1	8.5
	Wave period (s)	10.0	11.0	11.0	12.0	13.0	13.0
$k_0 = 0.908, \lambda_0 = 3.433, COV_{H_0} = 0.169$							
	Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Hwasun (S)	Wave height (m)	7.8	8.4	8.7	9.1	9.3	9.6
	Wave period (s)	11.0	12.0	12.0	13.0	13.0	13.0
$k_0 = 1.323, \lambda_0 = 6.128, COV_{H_0} = 0.102$							

이 방파제 위치에서의 파고 H_s 의 50년 최대통계량 변동계수가 심해파고의 50년 최대통계량 변동계수와 같다는 가정을 사용하였다.

$$COV_{H_s} = COV_{H_0} \quad (5)$$

식 (5)의 가정이 가지는 의미는 심해파고의 통계적 특성이 방파제 위치 파고의 통계적 특성과 유사하다는 뜻이다. 즉 심해파고가 천해로 전파하면서 파랑변형을 할 때 평균값이 작아지면서 표준편차도 같이 작아져서 파고의 변동계수가 일정하게 유지된다는 것이다. 극치분포함수는 정규분포와는 달리 왜곡도가 존재하며 왼쪽 혹은 오른쪽으로 긴 꼬리를 가지고 있다. 따라서 변동계수만으로 그 분포를 대표할 수는 없지만 변동계수 자체가 분포함수의 모수로 표현되기 때문에 극치분포함수의 형태를 크게 손상시키지 않는다고 생각한다. 다시 말하면 방파제 위치에서의 극치분포함수의 왜곡도는 심해파의 극치분포함수의 왜곡도와 유사하다고 가정하는 것이다. 즉, 심해파의 극치분포함수 형태가 유지되면서 그 값만 작아지는 것이다.

따라서 파고의 50년 최대통계량의 표준편차와 평균은 각각 다음 식 (6) 및 (7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma_{H_s} = COV_{H_s} \times \mu_{H_s} = \pi / (k\sqrt{6}) \quad (6)$$

$$\mu_{H_s} = \lambda + (\ln 50 + \gamma) / k \quad (7)$$

또한 결정론적 설계법에서 사용하는 재현기간 50년의 파고 H_s 는 Gumbel 분포에서 다음 식 (8)과 같이 방파제 위

치 파고의 50년 최대통계량의 mode와 거의 같다. 즉, 파고의 50년 최대통계량의 mode의 재현기간은 사용년수 50년이다.

$$H_s \approx \lambda + \ln 50 / k \quad (8)$$

여기서 k 와 λ 는 각각 방파제 위치에서 파고분포의 척도모수와 위치모수이다.

3.3 모수 산정 방법의 검증

모수 산정방법을 검증하기 위해 김 등(2005)의 동해항 주변의 파랑변형 자료를 사용하였다. Table 2는 동해항의 재현기간별 심해파고 및 주기이며 50년 최대통계량의 변동계수 COV_{H_0} 는 0.167이다. Table 2를 입력 자료로 하여 파랑변형 모델로 계산한 방파제 위치의 파고가 Table 3에 제시되어 있다. 파랑 변형된 파고자료를 이용하여 산정한 모수를 함께 제시하였다.

한편 재현기간 50년의 파고 $H_s = 7.64$ m만 알고 있을 경우 앞 절에서 제안한 식 (5)와 같이 방파제 위치 파고의 50년 최대통계량의 변동계수가 심해파의 50년 최대통계량의 변동계수 0.167과 같다고 가정한다. 또한 재현기간 50년의 파고는 50년 최대통계량의 mode와 같다는 식 (8)을 사용하여 산정한 파고분포의 척도 및 위치 모수는 각각 0.930과 3.434이다. 이렇게 산정한 모수를 이용하여 계산한 각 재현기간별 파고를 Table 4에 제시하였다. Fig.

Table 2. Deepwater wave heights and periods for different return periods for Donghae harbor

Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Wave height (m)	6.3	7.1	7.6	8.2	8.6	9.0
Wave period (s)	10.0	11.0	12.0	13.0	13.0	14.0

$k_0 = 0.865, \lambda = 3.687, COV_{H_0} = 0.167$

Table 3. Significant wave heights and periods for different return periods for Donghae harbor (Wave transformation model)

Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Wave height (m)	5.75	6.58	7.05	7.64	8.03	8.44
Wave period (s)	10.0	11.0	12.0	13.0	13.0	14.0

$k_1 = 0.874, \lambda_1 = 3.178$

Table 4. Significant wave heights and periods for different return periods for Donghae harbor (Estimation by Eqs. (5)-(8))

Return period (yrs)	10	20	30	50	70	100
Wave height (m)	5.85	6.63	7.07	7.63	8.02	8.38
Wave period (s)	10.0	11.0	12.0	13.0	13.0	14.0

$k_2 = 0.930, \lambda_2 = 3.434$

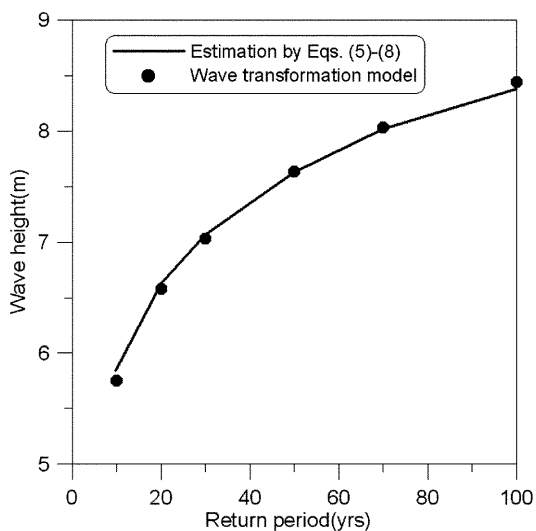


Fig. 2. Comparison of wave heights versus return periods between wave transformation model calculation and estimation by Eqs. (5) to (8).

2는 파랑변형 모델을 이용하여 계산한 파고와 본 연구에서 제안한 방법으로 산정한 파고를 비교한 것이다. 두 방법이 아주 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 따라서 본 연구에서 사용한 3.2절의 방법은 합리적이라고 생각된다. 이상의 검증은 모든 재현기간에 대한 파랑변형 모델 결과가 있는 동해항에 대해서만 실시하였다. 동해항은 해저 지형이 비교적 단조로운 특징이 있어 본 연구에서 가정된 내용과 잘 일치한다. 만약 해저 지형이 복잡하다면 천해파의 극치분포함수 형태가 다소 변할 수 있다. 하지만 50

년 재현기간의 파고만 알고 있는 다른 항만에 대해서도 동일한 방법을 사용할 수 있는 것으로 가정한다. 이와 같은 가정은 엄밀하게 대상위치의 파고분포를 추정하지는 못하지만 주어진 자료에서 얻을 수 있는 최선의 방법이라 생각된다.

3.4 방파제 위치에서의 파고와 주기

방파제 위치에서의 재현기간 50년의 파고는 대부분 해운항만청(1992)의 설계파고를 사용하였고 연안항인 부산 남항, 나로도항, 화순항은 해운항만청(1992)에 설계파고가 제시되어 있지 않아서 해양수산부(2007)의 자료를 사용하였다. Table 5에는 각 항만별로 파고, 주기 그리고 앞 절에서 제안한 방법으로 계산한 Gumbel 분포의 모수가 제시되어 있다.

3.5 허용피해도의 결정

피복제의 초기피해에 해당하는 피해율이 0~5% 미만일 경우 van der Meer(1988b)가 제안한 피해도 N_0 는 0이다. 피해도가 0일 경우는 van der Meer 공식의 설계변수인 파의 개수는 없어지고 파형경사의 의미도 감소된다. 따라서 피해도가 0이 아닌 초기피해에 해당하는 허용피해도를 산정해야 한다. Hanzawa et al(1996)은 초기피해에 해당하는 허용피해도를 계산하기 위해 자신들이 제안한 공식의 피해도를 변화시켜 가면서 파고에 따른 설계중량을 계산하여 Hudson 공식과 가장 잘 일치하는 값을 허용피해도로 선정하였다.

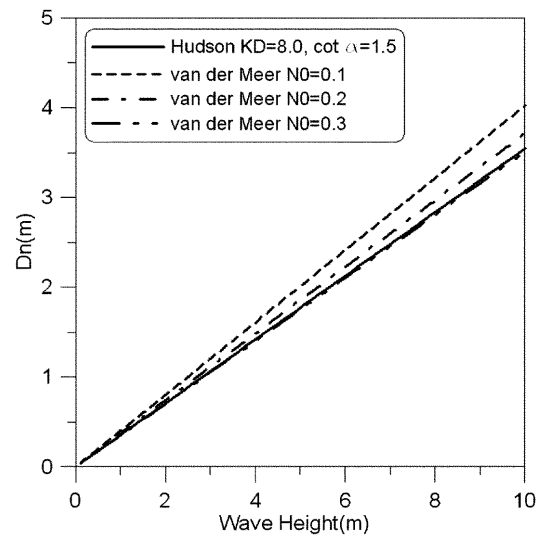
본 연구에서도 이와 동일한 방법으로 Hudson 공식에서

Table 5. Significant wave heights and periods of 50 years return period and estimated parameters of Gumbel distribution of extreme wave heights

Name	Wave height (m)	Wave period (s)	Parameter(Gumbel)		COV_{H_s}
			k	λ	
(a) Trade harbors					
Sokcho	6.5	14.0	1.311	3.515	0.141
Okgye	6.2	14.0	1.305	3.201	0.148
Mukho	6.1	14.0	1.164	2.740	0.167
Donghae	7.4	13.0	0.960	3.324	0.167
Samcheok	4.9	14.0	1.450	2.201	0.167
Pohang	5.6	10.0	1.244	2.456	0.170
Ulsan	3.2	10.3	2.356	1.540	0.158
Samchungpo	5.4	14.0	1.824	3.255	0.123
Jangseungpo	4.5	12.0	1.529	1.941	0.172
Okpo	3.5	7.5	1.966	1.510	0.172
Jeju	6.0	12.0	1.670	3.658	0.121
Seogwipo	8.8	12.0	1.129	5.335	0.122
(b) Coastal harbors					
Jumunjin	4.7	14.0	1.734	2.443	0.147
Hupo	6.7	14.0	1.047	2.962	0.169
Guryongpo	6.1	13.0	1.142	2.675	0.170
South Busan	5.0	15.0	1.376	2.157	0.172
Narodo	4.0	10.0	2.303	2.302	0.131
Geomundo	4.7	11.0	1.960	2.704	0.131
Hanlim	4.5	11.0	1.967	2.512	0.136
Hwasun	9.4	15.0	1.276	6.335	0.102

$\cot \alpha = 1.5$, $K_D = 8.0$ 일 때 파고를 변화시켜 가면서 설계 중량을 계산하였다. 한편 van der Meer 공식에서 파형경사 $s_{om} = 0.04$, $N_w = 1,000$, $N_0 = 0.1 \sim 0.3$ 일 때 파고에 따른 설계중량을 산정하였다. 앞에서 사용한 파형경사는 신뢰성 해석에 사용된 우리나라 항만의 평균값이며, van der Meer(1988a)는 파형경사의 평균을 0.04, 표준편차를 0.01로 제안하였다. 또한 해양수산부(2005)는 피복블록의 초기피해를 발생시키는 파의 개수로 1,000을 제안하고 있다. 1,000 파를 사용한다는 말은 예를 들어 평균 주기가 12 초인 파랑이 3시간 20분 정도 작용한다는 것이다. 이는 태풍 및 계절풍이 우리나라 주변 해역에 작용할 때, 한 지점에서 약 3~4 시간 정도 설계파에 해당하는 큰 파가 발생함을 의미한다.

Fig. 3은 각 공식에 의해 파고에 따른 설계중량을 계산하고 이를 비교한 것이다. Hudson 공식의 초기피해에 해당하는 van der Meer 공식의 허용피해도는 0.3인 것을 확인할 수 있다. 한편 K_D 값이 쇄파조건인 7.0이고 나머지 설계변수는 모두 동일할 때 비슷한 계산을 해 보면 허용피해도는 0.2가 된다.

**Fig. 3.** Relationship between significant wave height and weight of Tetrapod calculated by Hudson(1959) and van der Meer(1988b) formulas.

3.6 설계변수의 통계적 특성치

Hudson 공식은 다음 식 (9)과 같이 표현할 수 있다.

$$D_n \geq \frac{H_s}{(K_D \cot \alpha)^{1/3} \Delta} \quad (9)$$

여기서 D_n 은 피복재의 공칭직경(피복재를 정육면체로 가정했을 경우 한 변의 길이), H_s 는 방파제 위치의 설계 유의파고, K_D 는 피복재의 종류, 쇄파 조건, 피복층 두께, 거치 방법 등에 의해 결정되는 안정상수, $\cot \alpha$ 는 제체의 경사, $\Delta = \gamma_s/\gamma_w - 1$ 이며 γ_s 는 피복재의 단위중량, γ_w 는 해수의 단위중량이다.

각 항만별 확률변수의 평균값으로 제체의 경사는 1:1.5가 가장 많았고 1:2 혹은 3:4이며 K_D 는 비쇄파 조건인 8.0을 가정하였다. 각 항만의 해저경사를 알 수 없기 때문에 방파제 설치 수심에서 쇄파 여부를 정확히 판단할 수 없어 비쇄파 조건으로 가정하였다. 또한 각 항만별 방파제 중 수심이 깊은 제간부 부분을 대표단면으로 채택했기 때문에 비쇄파 가정이 큰 무리가 아닐 것이라고 생각된다. 피복재의 단위중량 γ_s 은 피복블록의 재료가 무근 콘크리트이기 때문에 22.54 kN/m³을 사용하였다. 각 확

률변수의 변동계수는 Burcharth(1991)과 van der Meer (1988a) 그리고 US Army(2006)의 내용을 참고하였다. 각 항만별 확률변수의 통계적 특성은 Table 6에 제시하였다. 이 표에서 A_H 는 Hudson 공식 자체가 가지는 불확실성을 나타내는 경험계수이다.

한편 van der Meer 공식은 다음 식 (10)과 같이 표현된다.

$$D_n \geq \frac{H_s}{\left(3.75 \frac{N_0^{0.5}}{N_w^{0.25}} + 0.85\right) s_{om}^{-0.2} \Delta} \quad (10)$$

여기서 N_w 은 폭풍 시 파의 개수이며 N_0 는 방파제에 나란한 방향으로 1 공칭직경의 폭에서 이탈되는 블록의 개수로 정의되는 상대피해, $s_{om}(=H_s/L_{om})$ 은 파형경사, $L_{om}(=gT_z^2/2\pi)$ 는 평균주기 $T_z(T_s/1.15)$ 로 계산한 심해파장을 의미한다.

각 확률변수의 평균값으로 N_w 는 1,000파이며 N_0 는 3.5 절에서 구한 0.3을 사용하였고 s_{om} 은 각 항만별로 다양하

Table 6. Statistical characteristics of design variables for Hudson(1959) formula

Name/Variable	Mean	Standard deviation	Coefficient of variation	Distribution	
(a) Trade harbors					
Mukho	A_H	1.00	0.180	0.180	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	2.06	0.103	0.050	Normal
	$\cot \alpha$	2.00	0.100	0.05	Normal
	K_D	8.00	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.164, \lambda = 2.740$			Gumbel
Jeju	A_H	1.00	0.180	0.180	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	2.06	0.103	0.050	Normal
	$\cot \alpha$	1.50	0.100	0.067	Normal
	K_D	8.00	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.670, \lambda = 3.658$			Gumbel
(b) Coastal harbors					
Hupo	A_H	1.00	0.180	0.180	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	2.41	0.121	0.050	Normal
	$\cot \alpha$	1.50	0.100	0.067	Normal
	K_D	8.00	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.047, \lambda = 2.962$			Gumbel
Hwasun	A_H	1.00	0.180	0.180	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	3.03	0.152	0.050	Normal
	$\cot \alpha$	1.50	0.100	0.067	Normal
	K_D	8.00	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.276, \lambda = 6.335$			Gumbel

Table 7. Statistical characteristics of design variables for van der Meer(1988b) formula

Name/Variable	Mean	Standard deviation	Coefficient of variation	Distribution	
(a) Trade harbor					
Jeju	A_H	1.00	0.100	0.100	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	2.06	0.103	0.050	Normal
	N_w	1000	500	0.500	Normal
	s_{om}	0.035	0.009	0.250	Normal
	T_s (s)	12.00	-	-	-
	N_o	0.30	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.670, \lambda = 3.658$			Gumbel
(b) Coastal harbors					
Hupo	A_H	1.00	0.100	0.100	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	2.41	0.121	0.050	Normal
	N_w	1000	500	0.500	Normal
	s_{om}	0.029	0.007	0.250	Normal
	T_s (s)	14.0	-	-	-
	N_o	0.30	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.047, \lambda = 2.962$			Gumbel
Hwasun	A_H	1.00	0.100	0.100	Normal
	Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
	D_n (m)	3.03	0.152	0.050	Normal
	N_w	1000	500	0.500	Normal
	s_{om}	0.035	0.009	0.250	Normal
	T_s (s)	15.00	-	-	-
	N_o	0.30	-	-	-
	H_s (m)	$k = 1.276, \lambda = 6.335$			Gumbel

며 전체 평균값은 약 0.04이다. van der Meer 공식은 제체의 경사가 1:1.5일 때만 사용 가능하기 때문에 묵호항을 비롯한 경사가 1:1.5를 벗어난 경우에는 신뢰성 해석을 수행하지 않았다. 각 항만별 확률변수의 통계적 특성을 Table 7에 제시하였다. 이 표에서 A_v 는 van der Meer 공식의 불확실성을 나타내는 경험계수이다.

4. 신뢰성 해석

4.1 Hudson 공식

신뢰성 해석을 수행하기 위해서는 피복블록 안정식을 신뢰함수의 형태로 변형해야 한다. 3.6절의 식 (9)을 신뢰함수의 형태로 바꾸면 식 (11)과 같이 표현할 수 있다.

$$G = A_H D_n \Delta (K_D \cot \alpha)^{1/3} - H_s^T \quad (11)$$

여기서 A_H 의 평균은 1.0, 표준편차는 0.18을 사용하였다. H_s^T 의 분포는 년 분포인 $F(H_s)$ 를 T 승한 $[F(H_s)]^T$ 를 이용한다.

Level 2의 AFDA 방법에서는 우선 비정규분포인 파괴분포를 Rackwitz-Fiessler 변환법을 이용하여 등가정규분포로 변환해야 한다. 이는 다음 식 (12) 및 (13)과 같이 설계점(design point)에서 확률밀도함수 f_{H_s} 와 누적분포함수 F_{H_s} 가 변하지 않도록 하면서 비정규분포를 정규분포로 변환하는 것이다.

$$f_{H_s}(H_s^*) = \frac{1}{\sigma_{H_s}^N} \phi \left(\frac{H_s^* - \mu_{H_s}^N}{\sigma_{H_s}^N} \right) \quad (12)$$

$$F_{H_s}(H_s^*) = \Phi \left(\frac{H_s^* - \mu_{H_s}^N}{\sigma_{H_s}^N} \right) \quad (13)$$

여기서 H_s^* 는 설계점에서의 유의파고이며 ϕ 와 Φ 는 각각 표준정규분포의 확률밀도함수와 누적분포함수이다. $\mu_{H_s}^N$ 과 $\sigma_{H_s}^N$ 은 각각 등가정규분포의 평균과 표준편차를 나타내며, 각각 다음 식 (14) 및 (15)와 같이 정의된다.

$$\mu_{H_s}^N = H_s^* - \sigma_{H_s}^N \Phi^{-1} [F_{H_s}(H_s^*)] \quad (14)$$

$$\sigma_{H_s}^N = \frac{\phi[\Phi^{-1}\{F_{H_s}(H_s^*)\}]}{f_{H_s}(H_s^*)} \quad (15)$$

매번 갱신되는 파괴점의 좌표마다 식 (14)~(15)로부터 등가정규분포의 평균과 표준편차를 계산하여 신뢰도지수 산정을 위한 파괴의 입력자료로 사용한다.

그리고 Table 6의 입력자료를 이용하여 Rackwitz(1976) 알고리즘으로부터 영향계수를 식 (16)과 같이 계산한다.

$$\alpha_i = \frac{(\partial G/\partial X_i)^*}{\sqrt{\sum_{i=1}^n (\partial G/\partial X_i)^2}} \quad (16)$$

여기서 X_i 는 각 설계변수를 의미하고 윗첨자 *은 설계변수를 정규화 한다는 뜻이다. 그리고 아래첨자 *는 설계점을 의미한다.

식 (16)에서 구한 영향계수를 이용하여 정규화한 설계값 x_i^* 을 신뢰도 지수 β 와 영향계수 α_i 의 곱으로 표현한다.

$$x_i^* = -\beta\alpha_i \quad (17)$$

설계점은 다음 식으로 표현된다.

$$x_i^* = \sigma_{X_i}x_i^* + \mu_{X_i} = \mu_{X_i} - \alpha_i\sigma_{X_i}\beta \quad (18)$$

위 식을 신뢰함수인 식 (11)에 대입하여 신뢰함수 $G=0$ 이 될 때의 신뢰도지수를 구한다. 반복계산을 통해 n 번째와 $n-1$ 번째 신뢰도지수의 절대값 차이가 0.005 이하로 수렴될 때까지 계산하여 최종 신뢰도지수를 산정한다. 최종 신뢰도지수를 식 (19)에 대입하면 파괴확률 P_f 를 계산할 수 있다.

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \quad (19)$$

여기서 Φ 는 정규분포의 누적분포함수이다.

한편 Level 3 방법은 구조물의 파괴를 정의하는 신뢰함수가 $G(\vec{x})$ 로 주어지고 확률변수들의 결합 확률밀도함수가 $f_{\vec{x}}(\vec{x})$ 와 같을 때, 파괴확률 P_f 를 다음과 같은 다중 적분형으로 정의한다.

$$P_f = \int_{G(\vec{x}) \leq 0} f_{\vec{x}}(\vec{x}) d\vec{x} \quad (20)$$

그러나 신뢰함수가 비선형성이 심한 경우 적분경로를 정확하게 파악하기가 거의 불가능할 뿐만 아니라 확률변수들의 결합 확률밀도함수 또한 복잡하게 표현된다. 따라서

해석적인 방법으로 정해를 구할 수 있는 경우는 매우 제한되어 있다.

MCS 방법은 식 (20)과 같이 정의되는 파괴확률을 근사적으로 추정하는 가장 보편적인 기법 중 하나이다. 즉 확률변수들의 결합 확률밀도함수를 이용하여 각 확률변수의 분포특성이 반영된 난수(random number)를 추출하여 충분한 수의 확률변수의 표본집단(set)을 생성한 다음, 생성된 각 확률변수의 값을 차례로 신뢰함수에 대입하여 그 값이 0보다 큰지 작은지, 즉 구조물이 안전하지 파괴되는지를 판단한다. 그 결과로 모두 N 개의 확률변수 set을 추출하였을 때, 신뢰함수가 0보다 작은 경우가 n_f 번 관측되었다면 파괴확률 P_f 는 다음과 같은 근사식으로 나타내진다.

$$P_f \approx \frac{n_f}{N} \quad (21)$$

이와 같이 MCS 방법은 기본 개념이 단순할 뿐만 아니라 신뢰함수에 대해 어떠한 변형도 가하지 않고 원래의 형태를 그대로 보존하며 파괴확률을 구할 수 있다는 장점이 있다.

그러나 추정된 파괴확률의 정확성을 보장하기 위해서는 전체 추출횟수 N 의 값이 충분히 클 필요가 있다. 특히 파괴확률이 작을수록 파괴된 경우의 수가 작게 되므로 동일한 수준의 정확성을 위해서는 전체 추출횟수 N 의 크기가 대단히 중요하다. 이론적으로는 N 의 값이 무한대이어야 추정된 파괴확률이 정확하다고 할 수 있으나 이는 현실적으로 불가능하므로 적절한 범위 안에서 전체 추출횟수 N 의 크기를 결정하는 것이 MCS방법의 정확성과 효율성을 결정하는 중요한 변수가 된다. 본 연구에서 사용된 표본의 수 N 은 50,000이다.

Table 8는 Hudson 공식을 사용하여 산정한 각 항만별 피복블록의 안전율, 신뢰도지수 그리고 파괴확률을 보여 주고 있다. 여기서 안전율, $S.F.$ 는 저항을 하중으로 나눈 것으로 식 (22)와 같이 표현한다(이·안, 2001).

$$S.F. = \frac{D_n \Delta (K_{Dc} \cot \alpha)^{1/3}}{H_s} \quad (22)$$

여기서 저항 변수들에 대해서는 평균값을 사용하였으며, 파괴는 재현기간 50년의 값을 사용하였다. 안전율 개념은 사석방파제의 피복재 중량산정에서는 사용하지 않으며 단지 저항이 하중보다 크게 되도록 피복재 중량을 결정한다. 이는 안전율 1.0이상이 되도록 피복재 중량을 산정한다고 생각할 수 있다. Table 8에서 계산된 각 항별

Table 8. Probability of failure of armor blocks for Hudson(1959) formula

Name	Safety factor	1 year			50 years	
		Level II		Level III	Level II	Level III
		β	P_f (%)	P_f (%)	P_f (%)	P_f (%)
(a) Trade harbors						
Sokcho	0.98	2.088	1.84	1.98	60.39	63.20
Okgye	1.05	2.215	1.34	1.45	49.02	51.82
Mukho	1.05	2.195	1.41	1.52	50.89	53.56
Donghae	0.99	2.091	1.83	1.95	60.20	62.67
Samcheok	1.01	2.135	1.64	1.77	56.29	59.02
Pohang	0.85	1.833	3.34	3.51	81.74	83.27
Ulsan	1.14	2.362	0.91	1.00	36.56	39.39
Samchunpo	0.88	1.887	2.96	3.13	77.71	79.56
Jangseungpo	0.95	2.020	2.17	2.32	66.55	69.11
Okpo	1.22	2.479	0.66	0.73	28.35	30.83
Jeju	0.97	2.065	1.95	2.09	62.64	65.29
Seogwipo	0.97	2.075	1.90	2.05	61.77	64.55
Mean	1.01	2.12	1.83	1.96	57.68	60.19
Standard deviation	0.10	0.18	0.76	0.79	15.21	14.95
(b) Coastal harbors						
Jumunjin	1.16	2.410	0.80	0.89	33.10	35.96
Hupo	1.01	2.135	1.64	1.78	56.30	59.34
Guryongpo	1.03	2.155	1.56	1.69	54.50	57.28
South Busan	1.08	2.245	1.24	1.36	46.50	49.45
Narodo	1.07	2.258	1.20	1.32	45.40	48.42
Geomundo	1.06	2.233	1.28	1.40	47.40	50.51
Hanlim	1.02	2.168	1.51	1.64	53.20	56.21
Hwasun	0.91	1.947	2.58	2.75	72.90	75.24
Mean	1.04	2.19	1.48	1.60	51.16	54.05
Standard deviation	0.07	0.13	0.52	0.54	11.40	11.24

안전율은 0.85에서 1.22까지 분포하고 있다. 대부분 안전율 1.0 이상일 때 설계자의 판단에 따라 설계중량을 결정한다. 사석방파제의 경우 각 구간별로 설계파고가 다르기 때문에 각 구간에 따라 피복재 설계중량을 다르게 산정해야 하지만 기존에 시공된 방파제 중 일부는 서로 다른 구간에 같은 설계중량을 사용하여 설계한 곳이 있다. 따라서 같은 방파제에서 임의의 단면을 선택하여 안전계수를 산정해 보면 1.0보다 큰 경우가 발생한다. 본 연구에서는 방파제 모든 단면을 검토한 것이 아니라 각 항만별로 하나의 단면을 선택하여 해석하였으므로 안전율이 1.0보다 큰 경우가 발생한다. 한편 안전계수가 1.0보다 작게 산정되는 이유는 다음과 같이 생각할 수 있다. 설계중량 산정 시 Hudson 공식 대신 van der Meer 공식을 사용하여 설계중량을 산정할 수 있다. 이 때 파의 개수는 1,000에서 3,000의 범위에서 사용하고 피해도 역시 0.0에서 0.3 범위에서 사용한다. 국내 설계기준은 van der Meer 공식의

파의 개수 및 피해도에 대해서 명확하게 언급되어 있지 않기 때문에 각 설계자마다 다소 다른 값을 사용한다. 이와 같이 van der Meer 공식으로 설계된 단면에 대하여 Hudson 공식으로 안전율을 산정해 보면 1.0보다 작게 산정될 수 있다.

Level 2 방법에서 사용년수가 50년 일 때 무역항의 평균 파괴확률은 58%이며 같은 사용년수에서 Level 3의 파괴확률은 60%이다. Level에 따른 파괴확률이 큰 차이를 보이지 않으므로 결과에 대한 상호 검증이 되었음을 확인할 수 있다. 사용년수 50년 일 때 Level 3에서 포항항은 83%의 파괴확률로 가장 크며 31%의 파괴확률을 가지는 옥포항이 가장 작다. 이와 같이 파괴확률의 표준편차가 약 15%로 항만별 편차가 큰 것을 알 수 있다. 파괴확률의 편차가 큰 것은 안전율의 편차가 크기 때문이다. 파괴확률이 가장 작은 옥포항이 안전율 1.22로 가장 큰 안전율을 나타내었고 파괴확률이 가장 큰 포항항은 안

전율 0.85로서 가장 작은 안전율을 나타내었다. 또한 하중과 저항이 같은, 안전율 1.0 주변에 많은 항만들이 모여 있는 것을 확인할 수 있는데, 이는 기왕에 설치된 많은 항만들은 최소중량 근처에서 피복블록의 중량이 결정되었기 때문이다.

피복블록을 안전율 1.0인 최소중량으로 설계하였다면 구조물의 파괴확률은 약 60%에 접근할 것이다. 즉 무역항은 50년 동안 5% 피해율이 발생될 정량적 가능성이 60%이다. 이 파괴확률을 단위년으로 환산하면 약 2% 정도이다. 매년 2%의 파괴확률을 갖는 구조물이 사용년수 50년 동안에 파괴될 확률은 60%가 되는 것이다. 단위년의 파괴확률은 식 (23)를 통해 산정할 수 있다.

$$P_f^1 = 1 - (1 - P_f^{50})^{1/50} \quad (23)$$

여기서 P_f^1 와 P_f^{50} 은 각각 사용년수 1년과 50년 일 때 파괴확률을 의미한다. 위 식은 매년 파괴사상이 독립이라는 가정 하에 적용될 수 있는 식이며 사석방파제의 피복석 안정에 대해서는 파괴 사상이 독립이라고 가정하는 것이 합리적이다(US Army, 2006).

한편 가장 흥미로운 결과는 저항을 하중으로 나눈 안전율과 파괴확률의 관계이다. 안전율은 결정론적 설계법에서 사용되는 설계기준이고 파괴확률은 신뢰성 설계법에서 제시되는 설계기준이다. 그런데 이 두 가지 설계기준 사이에 분명한 관계가 있음을 Fig. 4를 통해 알 수 있다. Fig. 4는 Level 2로 해석한 무역항과 연안항의 안전율에

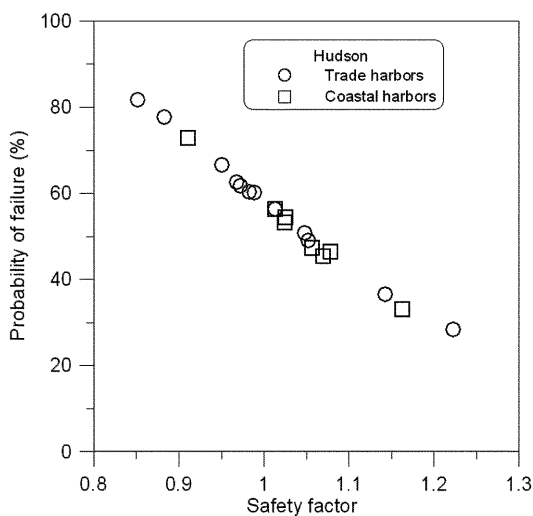


Fig. 4. Probability of failure versus safety factor for Hudson (1959) formula.

대한 파괴확률을 보여 주고 있다. 안전율이 1.0 근처 일 때 파괴확률은 약 60%이며, 1.0보다 작아질 때는 파괴확률이 선형적으로 증가하고 1.0보다 큰 경우는 선형적으로 파괴확률이 감소함을 볼 수 있다. 안전율과 파괴확률이 뚜렷한 선형관계를 나타내고 있어 기존의 결정론적 설계법으로 설계된 구조물의 파괴확률은 안전율을 사용하여 정량적으로 예측할 수 있게 되었다. 연안항의 경우에 사용년수가 50년일 때 Level 2의 평균 파괴확률은 약 51%이며 Level 3은 약 54%이다. 두 방법 모두 표준편차는 11%정도로 편차가 다소 크다. 이는 무역항의 경우와 마찬가지로 각 항만의 피복블록의 안전율의 편차가 있기 때문이다. 즉 안전율의 증감에 따라 파괴확률의 변화가 분명하게 나타나고 있다. 연안항의 경우도 무역항과 동일하게 안전율과 파괴확률 사이에 선형관계가 형성되어 있는 것을 Fig. 4를 통해 알 수 있다.

안전율과 파괴확률 사이에 선형 상관성이 나타나는 이유는 다음과 같다. 우선, 경사식방파제 피복재의 설계변수인 경험계수, 제체의 경사각, 비중, 파형경사, 파의 개수는 각 항만별로 평균값의 변화가 거의 없고 변동계수도 파의 개수를 제외하면 작다. 변동계수가 작기 때문에 각 항만별 설계변수의 표준편차도 작아진다. 따라서 피복재 설계변수 중 안전율과 파괴확률 변화에 지배적인 변수는 대표입경이다. 또한 파고 분포의 변화에 따른 파괴확률의 변화를 파악하기 위해 동일한 특성값을 가지는 다양한 분포형태를 Fig. 5와 같이 나타내었다. 모든 경우 안

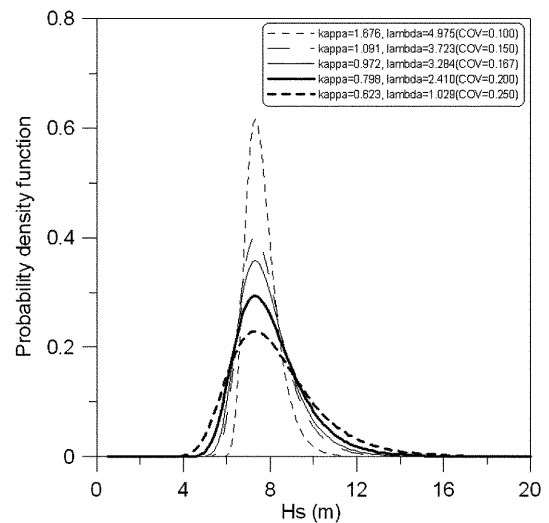


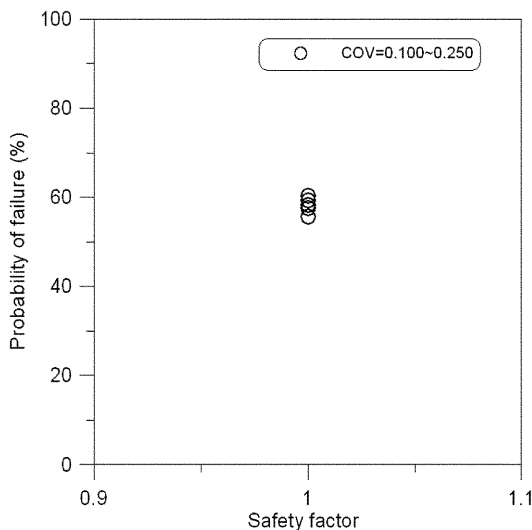
Fig. 5. Probability density function versus significant wave height.

Table 9. Statistical characteristics of design variables for Hudson(1959) formula

Variable	Mean	Standard deviation	Coefficient of variation	Distribution
A_H	1.00	0.180	0.180	Normal
Δ	1.233	0.047	0.038	Normal
D_n (m)	2.59	0.130	0.050	Normal
$\cot \alpha$	1.50	0.100	0.067	Normal
K_D	8.00	-	-	-
H_s (m)	7.31 m ($T=50$ yrs)			Gumbel

Table 10. Statistical characteristics of load design variables for Hudson(1959) formula

No.	λ	k	COV_{H_s}	H_s (m)	P_f (%)
1	4.975	1.676	0.100	7.31	55.6
2	3.723	1.091	0.150	7.31	57.6
3	3.284	0.972	0.167	7.31	58.2
4	2.410	0.798	0.200	7.31	59.3
5	1.029	0.623	0.250	7.31	60.3

**Fig. 6.** Probability of failure versus safety factor for Hudson (1959) formula.

전율이 1.0이 되도록 하기 위해 설계변수의 통계적 특성 값은 Table 9과 같이 고정하였고 파고분포 형태만 Table 10과 같이 변화시키면서 파괴확률을 산정하였다. Fig. 6은 안전율 1.0에서 사용년수 50년의 파고의 변동계수가 커질수록 Fig. 5와 같이 분포형태는 좌우로 퍼지기 때문에 하중이 저항과 겹치는 부분이 증가하여 파괴확률이 증가되는 것을 볼 수 있다. 하지만 극치분포함수 형태의 변화에 따라 파괴확률의 변화 폭이 크지 않은 것을 볼 수 있다. 이는 안전율이 1.0 부근에서는 저항과 하중 분포가 많이 겹치게 되므로 파고 분포의 모양의 변화에 따라 파괴확률의 변화가 그리 크지 않다. 만약 안전율이 1.0보다 큰

경우인 2.0 혹은 3.0일 때는 저항 분포와 하중 분포가 겹치는 부분이 적어 파괴확률 값 자체가 작기 때문에 하중 분포의 변화에 따라 파괴확률이 민감하게 변화할 것이다. 대부분 사석방파제 피복재의 경우에 안전율이 1.0 근처에 있기 때문에 파고 분포의 실제 변화폭 내에서 파괴확률의 편차가 크지 않다. 그러므로 안전율 1.0 부근에서 결정론적 설계법의 안전율과 파괴확률 간의 1:1 관계가($S.F.=1.0 \leftrightarrow P_f=60\%$) 뚜렷하게 관찰되는 것을 설명할 수 있다.

4.2 van der Meer 공식

Hudson 공식과 유사하게 식 (10)의 van der Meer 공식을 신뢰함수로 표현하면 식 (24)와 같이 나타낼 수 있다.

$$G = A_v \left(3.75 \frac{N_0^{0.5}}{N_w^{0.25}} + 0.85 \right) s_{om}^{-0.2} \Delta D_n - H_s \quad (24)$$

여기서 A_v 의 평균은 1.0, 표준편차는 0.1을 사용하였다. 파형경사는 파고와 파장의 함수이지만 van der Meer는 경험식에서 파형경사를 파고와 파장으로 나누어서 표현하지 않고 파형경사로 직접 표현했기 때문에 본 연구에서도 독립변수로 나타내었다. 만약 파형경사를 파고와 파장으로 표현하여 한계상태함수를 나타내면 저항에도 파고가 있고 하중에도 파고가 있어 파괴를 정의하기가 어려워진다. 한계상태함수가 양함수로 표현되지 않아 대부분의 경우 신뢰성 해석을 수행할 수 없고 수행한다 하더라도 복잡해지며 정확도가 떨어진다. 또한 파장은 결국 주기의 함수로 표현되는데 이에 대한 연구가 거의 없어 파형경사를 파장과 주기의 함수로 고려하기가 어렵다.

계산에 사용한 AFDA 방법과 MCS 방법은 4.1절의

Table 11. Probability of failure of armor blocks for van der Meer(1988b) formula

Name	Safety factor	1 year			50 years	
		Level II		Level III	Level II	Level III
		β	P_f (%)	P_f (%)	P_f (%)	P_f (%)
(a) Trade harbors						
Donghae	1.01	2.123	1.69	1.63	57.32	56.03
Samcheok	1.16	2.428	0.76	0.73	31.58	30.78
Ulsan	1.26	2.637	0.42	0.41	19.17	18.52
Jangseungpo	1.05	2.187	1.44	1.39	51.61	50.33
Okpo	1.17	2.428	0.76	0.74	31.79	31.01
Jeju	1.00	2.118	1.71	1.65	57.71	56.41
Mean	1.11	2.32	1.13	1.09	41.53	40.51
Standard deviation	0.10	0.21	0.55	0.53	16.17	15.87
(b) Coastal harbors						
Hupo	1.09	2.284	1.12	1.08	43.10	42.00
Guryongpo	1.10	2.277	1.14	1.11	43.60	42.69
South Busan	1.27	2.613	0.45	0.44	20.20	19.86
Narodo	1.12	2.379	0.87	0.84	35.40	34.42
Geomundo	1.11	2.362	0.91	0.89	36.60	35.90
Hanlim	1.08	2.294	1.09	1.06	42.30	41.20
Hwasun	0.94	1.971	2.44	2.34	70.90	69.37
Mean	1.10	2.31	1.15	1.11	41.73	40.78
Standard deviation	0.10	0.19	0.62	0.59	15.20	14.86

Hudson 공식과 동일하다. 우선 사용년수 50년 일 때 파괴확률을 계산하였고 사용년수 1년의 파괴확률은 식 (23)를 이용하여 산정하였다.

Table 11은 van der Meer 공식을 사용하여 계산한 각 항만별 피복블록의 안전율, 신뢰도지수 그리고 각 Level 별 사용년수에 따른 파괴확률을 보여주고 있다. 여기서 안전율은 저항에 대한 하중의 비인 식 (25)와 같이 표현된다.

$$S.F. = \frac{\left(3.75 \frac{N_0^{0.5}}{N_w^{0.25}} + 0.85 \right) s_{om}^{-0.2} \Delta D_n}{H_s} \quad (25)$$

여기에서도 파고는 재현기간 50년의 값을 사용하였으며, 나머지 변수들에 대해서는 평균값을 사용하였다. 같은 항만에서 van der Meer 공식이 Hudson 공식보다 피복재의 안전율을 작게 산정한다. 이는 Fig. 3에서 안정계수 8.0 과 정확하게 일치하는 피해도는 실제 제시된 0.3보다 약간 작은 값이며 피해도가 0.3보다 작아질 때 van der Meer 공식의 안전율이 작아지기 때문이다. 또한 안정계수 8.0에 상응하는 피해도를 결정할 때 파형경사는 0.04로 고정하여 사용하였는데, 이 값은 본 연구 대상인 20개 항만의 평균값이다. 하지만 실제 각 항만별 파형경사는 0.019(부산

남항)에서 0.053(옥포항)의 범위를 가지고 있다. 따라서 파형경사가 0.04보다 작을 때 van der Meer 공식의 안전율은 Hudson 공식보다 커지고 파형경사가 0.04보다 클 때 그 반대가 된다. 후포항의 파형경사는 0.04보다 작아서 van der Meer 공식의 안전율이 Hudson 공식보다 크고 옥포항의 파형경사는 0.04보다 작아서 그 반대가 되었다.

Fig. 3과 같이 Hudson 공식과 van der Meer 공식이 같은 H_s 에 대해 동일한 D_n 을 나타내도록 피해도 N_0 를 선택했는데 두 공식이 다른 안전율을 보이고 있다. 이는 각 항별 van der Meer 공식의 파형경사가 평균값인 0.04가 아니라 평균값보다 크거나 작기 때문이다. 만약 파형경사가 0.04라면 두 공식의 안전율은 동일할 것이다. Level 2에서 사용년수가 50년일 때 무역항의 평균 파괴확률은 42%이고 표준편차는 16%이다. 표준편차가 큰 것은 안전율이 일정한 범위에서 변하기 때문이다. 동일한 사용년수에서 Level 3의 평균 파괴확률은 41%, 표준편차는 16%로 Level 2의 결과와 크게 차이가 나지 않는다. 만약 안전율이 1.0인 설계중량에 대해 해석한다면 Hudson 공식의 파괴확률과 마찬가지로 약 60% 정도이다. 이를 단위의 파괴확률로 환산한다면 약 2%의 파괴확률이다.

한편 연안항에서는 사용년수가 50년이고 Level 2로 해

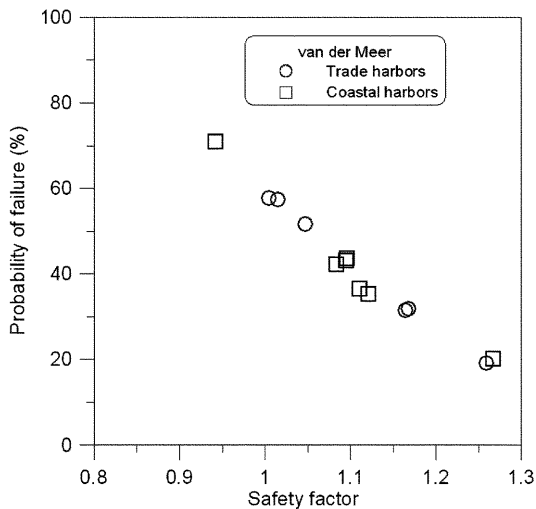


Fig. 7. Probability of failure versus safety factor for van der Meer(1988b) formula.

석할 때 평균 파괴확률은 무역항과 동일하게 약 42%이다. 같은 조건에서 Level 3 해석은 약 41%의 파괴확률을 보인다. 각 Level 별 파괴확률의 표준편차는 동일하게 약 15% 정도이다. 표준편차가 큰 것은 기존 구조물의 안전율의 표준편차가 0.1로 다소 크기 때문이다. 만약 안전율의 표준편차가 작다면 파괴확률의 표준편차 또한 작아질 것이다.

Fig. 7은 van der Meer 공식을 적용한 무역항과 연안항의 안전율에 대한 파괴확률을 나타낸 것이다. Hudson 공식에서 살펴본 것과 유사하게 안전율과 파괴확률은 일

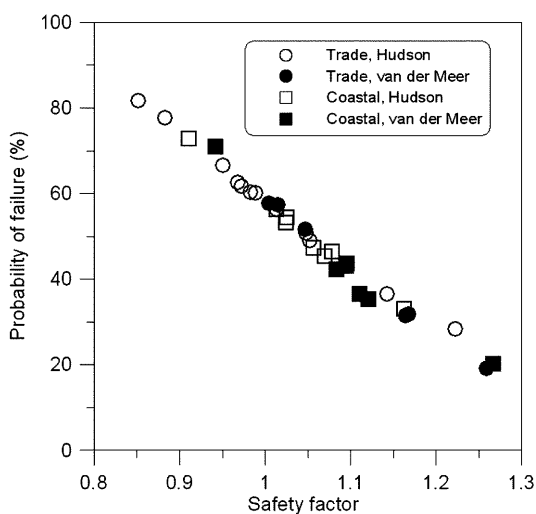


Fig. 8. Probability of failure versus safety factor for Hudson (1959) and van der Meer(1988b) formula.

정한 선형관계를 가진다. Fig. 8은 Hudson 공식과 van der Meer 공식의 결과를 함께 도시한 것으로서 선형관계에서 크게 벗어나지 않는 것을 볼 수 있다. 두 공식은 서로 다른 환경에서 도출되었고 설계변수 또한 동일하지 않지만 하중과 저항의 비 즉, 안전율이 일정하다면 파괴확률은 동일하게 산출되는 것을 확인할 수 있다. 위와 같은 해석결과로 결정론적 설계법과 신뢰성 설계법의 관계를 찾을 수 있다. 안전율의 개념은 결정론적 설계법의 개념이고 파괴확률의 개념은 신뢰성 설계법의 개념으로서 이 두 관계를 통해 서로 다른 설계법의 연결고리를 찾을 수 있다. 또한 선형관계를 통해 기존의 설계 및 시공되어 있는 구조물의 안전율을 파악함으로써 파괴확률의 정량적 예측 및 분석이 가능하게 되었다.

5. 결 론

국내 무역항 및 연안항의 방파제 피복블록에 대한 신뢰성 해석을 수행하였다. 결정론적 설계법으로 설계된 피복블록의 파괴확률을 계산함으로써 안정성 평가를 위한 자료를 마련하게 되었다. Hudson 공식 및 van der Meer 공식을 이용하여 하중과 저항이 같은 안전율이 1.0인 최소중량으로 설계된 경우에 사용연수 50년 동안의 국내 무역항 및 연안항의 파괴확률은 약 60% 정도인 것을 확인했다. 이를 단위년 동안의 파괴확률로 환산하면 약 2%이다. 이는 매년 2%의 파괴확률을 가지는 구조물이 50년 동안 피해율 5% 미만의 파괴가 일어날 확률이 60%라는 의미이다.

또한 기존 구조물의 안전율과 파괴확률의 관계를 살펴 보았다. 결정론적 설계법의 설계 기준인 안전율과 신뢰성 설계법의 설계기준인 파괴확률 사이에 뚜렷한 선형 관계가 있음을 확인하였다. 이는 일정 안전율에 해당하는 파괴확률을 산출할 수 있음을 의미한다. 이를 통해 기왕의 결정론적 설계법으로 설계된 피복블록의 파괴확률을 정량적으로 산정할 수 있게 되었다. 이 결과는 향후 방파제 피복블록의 목표파괴확률을 결정하는 중요한 자료로 사용될 것이다.

감사의 글

본 논문은 한국해양수산진흥원 지원과제인 ‘항만구조물 신뢰성 설계법 개발’ 연구과제(PM48400)와 서울대학교 BK21 안전하고 지속가능한 사회기반건설 사업단의 지원

을 받았습니다. 본 연구는 서울대학교 공학연구소에서 수행되었습니다.

참고문헌

- 김승우, 서경덕, 오영민 (2005). 동해항 방파제를 대상으로 한 신뢰성 설계법의 비교 연구. 1. 피복 블록의 안정성, 한국해양·해양공학회지, 17(3), 188-201.
- 수산청 (1988). 해역별(동해남해) 심해파 추정 보고서.
- 이철웅, 안성모 (2001). 안전계수에 따른 경사제 피복제의 파괴확률, 한국해양·해양공학회지, 13(1), 9-17.
- 이철웅 (2008). 피복제의 신뢰성 해석과 부분안전계수 산정, 제2회 항만구조물 신뢰성 설계법 기술교육 워크샵, 항만구조물 신뢰성 설계 연구단, 도서출판 씨아이알, 145-183.
- 조용준, 이재일, 권혁주, 유하상 (2003). 추계학적 호안구조물 설계기법, 한국해양·해양공학발표논문집, 14, 328-334.
- 해양수산부 (2005). 항만 및 어항 설계기준, 상권
- 해양수산부 (2007). 항만시설물 안정성 평가 및 보수보강 방안 수립 1차년도 보고서, 세광종합기술단 및 헤인ENC.
- 해운항만청 (1992). 항만구조물도집, 제 1, 2권.
- Burcharth, H. F. (1991). Introduction of partial coefficient in the design of rubble mound breakwaters, Proc. Coastal Structures Breakwaters, Institution of Civil Engineers, London, 543-565.
- 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. Pro. 25th Coastal Engineering Conference, ASCE, Orlando, 1665-1678.
- Hudson, R. Y. (1959). Laboratory investigation of rubble mound breakwaters, J. Waterway and Harbors Division, ASCE, 85(WW3), 93-121.
- PIANC (1992). Analysis of rubble mound breakwaters, Rep. of Working Group No. 1 of PTC II, Belgium.
- Rackwitz, R. (1976). Practical probabilistic approach to design, Bulletin 112, Comite European du Beton, Paris, France.
- US Army Corps of Engineers (2006). Coastal Engineering Manual, U.S. Army Corps of Engineers, Washington, D.C. (in 6 volumes)
- van der Meer, J. W. (1988a). Deterministic and probabilistic design of breakwater armor layers, J. Waterway, Port, Coastal and Ocean Engrg., ASCE, 114(1), 66-80.
- van der Meer, J. W. (1988b). Stability of Cubes, Tetrapods and Accropods, Proc. of the Breakwaters '88 Conference; Design of Breakwaters, Institution of Civil Engineers, Thomas Telford, London, UK, 71-80.

Received September 19, 2008

Accepted January 8, 2009