
 論 文

大韓造船學會誌
 第26卷 第3號 1989年 9月
 Journal of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 26, No. 3, September 1989

선체상갑판의 신뢰성해석

임상전*, 양영순*, 정기태**, 김창욱***, 서용석****

Reliability Analysis of Ship Deck Structure

by

S.J. Yim*, Y.S. Yang*, K.T. Chung**, C.W. Kim*** and Y.S. Suh****

요 약

선박 구조물의 구조설계 과정에서 구조물의 파괴가 일어나지 않도록 구조물의 안전도를 가능한 한 높히는 것은 다른 무엇보다도 중요하다. 또한 선체 구조물의 안전도를 높히는데 있어, 선체구조 강도의 문제는 직접적인 관련이 있는데, 최근에는 종전에 해오던 규정에 의거한 경험적인 방법을 지양하고, 보다 합리적인 역학의 기본원리를 이용하는 직접계산법이 많이 시도되고 있다.

특히 안전계수를 바탕으로 하는 종전의 구조설계 방법에서는 선체에 작용하는 외력과 선체구조물의 최종강도가 갖고 있는 불확실성(uncertainty)을 충분히 고려치 못한 공칭값(normal value)을 사용하는 관례로 충분한 경험을 바탕으로 적용될 경우에 한해, 구조물의 안전성을 간접적으로 검토하게 되어, 최근 그 타당성 여부가 거론되고 있는 실정이다.

선체구조물의 안전성을 효율적으로 다루기 위해선, 첫째 하중해석, 둘째 거동해석, 셋째 안전도 해석의 세 단계가 거의 동등하게 다루어져야 하는데, 주로 파랑하중을 취급하는 첫째 단계와 유한요소법을 이용하는 둘째 단계가 거의 집중적으로 연구되어 왔다. 따라서 본 논문에서는 체계적인 신뢰도 해석 방법을 선박구조물에 적용하기 위해 우선 각종의 기본적인 신뢰도 해석 기법을 비교검토하여, 가장 효율적인 Advanced Level 2 방법을 정립하여, 선체구조 설계과정에서 중요한 선체상갑판의 신뢰성 문제를 종전의 해석방법과 비교하여 그 유효성을 증명하였다.

Abstract

It is important to enhance the safety of ship structures as much as possible in order to prevent the disastrous collapse of structures. In fact, the strength problem of structures is closely related with the safety problem of structures. Recently, the direct calculation method using a rational approach based on the first principle is implemented into the structural design process instead of adopting empirical approach based on the rules. The structural designer

본 논문은 1988년도 대한조선학회 추계연구발표회에서 발표된 논문임.

접수일자: 1988년 10월 27일, 재접수일자: 1989년 4월 13일

* 정회원, 서울대학교 조선공학과

** 정회원, 한국 선급

*** 정회원, 삼성중공업(주)

**** 학생회원, 서울대학교 조선공학과

have shown increased concern with the problem of adequacy of conventional design method based on the safety factor since it does not fully take into account some degree of variability of the applied loads on and the strength of ship structures.

To deal with the analysis of structures effectively, it is necessary to have three stages being equally treated. The first one is load analysis, second one response analysis, third one safety analysis. For marine structures, most of research effort has been however put into the first and second stages. The third stage is normally done by simple procedures. Hence, the various probabilistic methods are compared in order to establish the reliability analysis techniques for ship structures. As a result, the advanced level 2 method is selected as a most effective and accurate reliability method. The validity of this method is further demonstrated by comparing the results with the conventional method for the problem of the longitudinal strength of hull girder of Ro-Ro ship.

1. 서 론

만약 설계자가 구조설계에서 사용되는 모든 설계변수들에 대해 아주 정확하게 추정할 수 있다면, 사실 구조설계시 안전성 때문에 추가적인 강도를 고려할 필요가 없으리라 본다. 그러나, 현실적으로 구조설계시 고려해야 할 하중이나 구조강도가 일정한 값으로 표시된다고 보다는, 오히려 예상치를 중심으로 어느 정도 분산되어 있는 특성이 있어, 정확한 예측이 불가능하다는 것이 많은 경험과 실험에 의해 알려져 오고 있는 실정이다.

그래서, 이러한 분산정도를 나타내는 불확실성은 구조설계에서 피할 수 없는 요소로서 취급할 필요가 있어, 기존의 설계 방법에서는 이미 오래 전부터 구조물의 파괴 가능성을 사전에 방지하기 위해 안전계수를 도입하여 구조물의 구조강도를 증가시키는 방법을 채택해 왔다. 그런데, 이러한 안전계수를 사용할 경우, 개념적으로는 파괴될 확률이 절대로 없다고 생각하여 구조설계를 하고 있으나, 현실적으로 적지 않은 구조물의 파괴현상이 일어나고 있는 모순을 갖고 있을 뿐만 아니라, 안전계수가 주로 전문가의 경험과 판단을 근거로 하여 결정되어지기 때문에, 설계가 복잡하면 할수록, 적절한 안전계수를 선정한다는 것이 그만큼 더 어려운 문제점을 내포하고 있다.

안전계수를 이용하는 기존의 설계방법에서는 안전계수가 같으면 같은 정도로 안전할 것으로 생각하지만, 사실 확률론적으로 보면 같은 안전계수에 대해서도 설계변수들이 갖고 있는 불확실량의 정도에 따라 파괴될 위험성도 달라지게 된다. 따라서, 선체구조해석에 있어서 사용되는 변수들의 통계적 특성을 고려하여 구조

물의 파괴확률을 정량적으로 파악하는 것이, 종전에 사용해 오던 안전계수를 사용하여 구조물의 안전성을 정성적으로 파악하는 것보다 더욱 더 합리적이라 할 수 있다.

신뢰성해석에서 파괴위험을 고려한다는 것이 개념적으로 구조물이 그만큼 안전치 못한 것이 아닌가 하는 우려를 할 수 있는데, 그런 것이 아니라 기존의 방법에서는 생각지 않았던 파괴 가능성이 존재한다는 사실을 설계과정에서 미리 고려한다는 것이지 다른 것은 다 같다. 바꾸어 말해, 절대로 파괴가 일어나지 않는다는 것보다는 작지만 영이 아닌 파괴확률을 고려하여 설계를 한다는 것이 기존의 설계개념과 다를 뿐이다.

선체 구조물의 안전도를 높히는데 있어, 구조강도의 문제는 직접적인 관련이 있는데, 종전에 해오던 규정에 의거한 경험적인 방법을 탈피하여, 보다 합리적인 역학의 원리를 사용하는 직접계산법의 적용이 최근 많이 증가되고 있는 추세이다. 선체구조물의 안전성을 효율적으로 평가하기 위해선, 첫째 하중해석, 둘째 거동해석, 세째 신뢰성 해석의 세단계가 거의 동등하게 취급되어야 하는데, 주로 파랑하중을 계산하는 첫번째 단계와 유한요소법과 같은 수치해석법을 적용하는 두번째 단계가 거의 집중적으로 연구되어 온 경향이 없지 않다.

따라서 본 논문에서는 선체 구조강도의 안전성 문제를 보다 합리적으로 취급하기 위한 방법으로서, 우선 선체구조 해석시 필요한 설계하중 추정을 위해 선박유체역학의 기본원리의 하나인 스트림 이론 및 불규칙한 해양파를 통계적으로 취급할 수 있는 에너지 스펙트럼 방법을 사용하는 장 단기 예측방법에 대한 고찰을 거친 후, Ochi의 극한치 통계 해석 방법[1]과 비교 검토하여, 선체에 작용하는 극한 하중을 확률론적 방법

으로 기술한 후, 마지막 단계인 신뢰성 해석 방법의 정립을 위해 통계확률이론에 입각한 여러 방법들[2]을 비교 고찰하여 가장 효율적인 방법을 선택하여, 선체 구조물의 하나인 상감판의 파괴 문제에 적용하여 기존의 방법과 비교 검토한다.

2. 설계 하중의 추정

2.1 선체 응답의 예측 방법

일반적으로 선체 응답은 6 자유도 운동의 응답치들의 의미하는 것이 상태이지만, 본 연구에서는 선체에 작용하는 파랑 하중 모멘트가 관성의 대상이므로 선체 응답의 대상치로서 파랑 하중 모멘트만을 선정하였다.

(1) 평균 제곱치를 이용하는 방법

파랑 하중을 추정하기 위해서는, 우선 특정한 해상 상태에서의 단기 예측 방법에 의한 파랑 하중의 평균 제곱근을 구한 후, 어떤 긴 시간에 걸쳐, 이런 특정한 해상 상태가 일어나는 확률을 고려하는 장기 예측 방법이 필요하다.

단기의 파랑 해면에 있어서의 선체 응답을 예측하는 경우에는 선형 중첩 이론을 응용한 에너지 스펙트럼 방법이 사용되고 있는데, 선체 응답 진폭의 확률 분포는 Rayleigh 분포로 근사시킬 수 있다는 것이 경험적으로 확인되어 왔다.

이상과 같은 가정을 전제로 한다면, 단기 파랑 해면에 있어서의 선체 응답을 통계적으로 표시하기 위한 parameter로서, 선체 응답의 표준 편차 R 또는 평균 제곱근 $E(\sqrt{E}) = \sqrt{2}R$ 가 사용되며, R (또는 \sqrt{E})는 에너지 스펙트럼법에 의해서 이론적으로 계산할 수가 있으며, R 이 구해지면 선체 응답의 단기 특성이 거의 예측된다.

이때면, 선체 응답 진폭의 확률 분포가 Rayleigh 분포로 근사할 수 있다면 그 평균치, 최대 기대치등이 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} \text{평균치} &= 1.25R (= 0.89\sqrt{E}) \\ (1/3) \text{ 최대 평균치} &= 2.00R (= 1.41\sqrt{E}) \quad (1) \\ (1/1000) \text{ " " " } &= 3.87R (= 2.74\sqrt{E}) \end{aligned}$$

이러한 단기 예측의 결과만 가지고는, 배의 안전성을 충분히 고려하기가 어려운데 그 이유는 다음과 같다. 선체의 종강도 문제에 있어서는 배의 일생 동안 극히 드문 횡수로 경험하는 극한치만이 직접 배의 강도 문제를 야기시키므로, 배의 일생 동안에 걸친 응답의 장기 분포를 알아 둘 필요가 있다.

장기 예측을 위해서는 해양파의 장기 통계 자료가

필요한데, 현재 이용할 수 있는 해양의 파랑에 관한 장기자료는 그 대부분이 기상관측 선박 또는 주형 선박에 의한 목적치에 따른 것이다. 목적치와 파랑 계측기에 의한 계측치를 비교한 결과, 목적치는 비교적 산만하고, 그 정도도 좋지 않으나, 평균적으로는 예상외로 계측치에 가까운 값을 나타내고 있어, 대부분 목적치에 기준을 둔 파랑의 장기자료를 그대로 채용해서 선체 응답의 장기 예측에 사용하고 있다.

현재 사용되고 있는 자료에는 북대서양 자료 및 북태평양 자료가 있는데, 북대서양 자료는 1950년에서 1959년까지 약 10년간 Walden이 수집한 장기 파랑자료를 이용한 통계 자료이며, 북태평양 자료는 1954년에서 1963년까지 약 10년간 Yamanonchi, Takaishi 등에 의해서 수집된 파랑 통계 자료인데 북대서양의 파랑 자료와 비교하면 약간 손색이 있다. 대체적으로 선급협회에서는 선체강도를 검토할 때 세계의 각 해역중 가장 심한 해역(북대서양)을 고려하므로, 본 논문에서는 상기의 두 자료중, 북대서양 자료를 이용하여 계산을 수행하였다.

(2) 극한치를 이용하는 방법[3]

선형 중첩 이론을 근간으로 하는 에너지 스펙트럼 방법을 이용하여 선체 응답 스펙트럼을 구해야 함은 (1)의 방법과 동일하다. 그런데, 선체 구조강도의 관점에서의 설계기준은 파랑하중 모우먼트가 어떤 임계치를 넘지 않도록 하는 것이어서, (1)에서의 방법은 그 임계치에 거의 영향을 미치지 않는 작은 응답 진폭들을 모두 고려에 넣는데 비해, 극한치 방법은 진폭 응답의 극한치만을 고려하여 파랑 하중 모우먼트를 계산한다. 이때 응답 진폭의 확률 분포가 Rayleigh형으로 알려지면(즉, 초기 분포를 알면) order statistics를 이용하여 극한치의 확률 밀도 함수를 구할 수 있고, 이 확률 밀도 함수가 최대치를 갖는 modal value를 도출할 수 있다.

이 modal value는 이미 구한 응답 스펙트럼의 m_0 , m_2 및 주어진 해상 상태의 장기에 걸친 longest duration의 함수이다. 그런데, 이론적으로 이 modal value를 넘을 확률이 63.2%로 매우 크므로, 초과 확률이 α (보통 0.01)일 설계 극한치를 정의하여 사용하는데, 이때 각 해상 상태에 대응하는 α 값을 가장 심한 해상 상태에 대한 상대 발현 비를 고려해야 한다.

장기적인 관점에서 볼때, 선체 응답의 대부분이 설계의 기준이 되는 극한치에 거의 기여하지 못하는 mild sea에 관련되어 있음을 알 수 있는데, 이러한 mild sea에서의 응답을 포함시키는 것은, 설계기준이

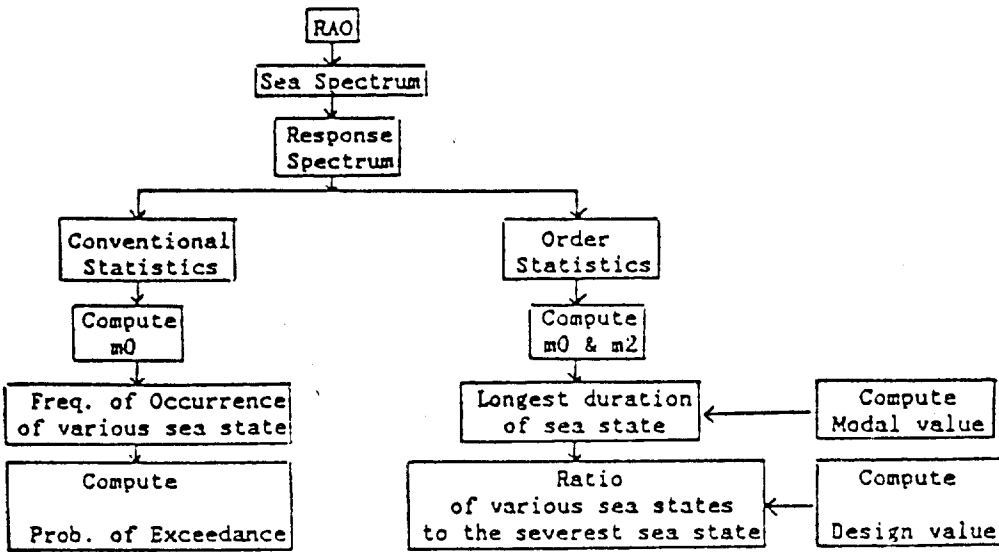


Fig. 1 Schematic diagram for wave load analysis

되는 극한치를 추정함에 있어 정도가 떨어질 위험이 있다. 따라서 이 방법을 해상 상태가 가장 심한 몇가지 해상 상태에 대해 장기에 걸친 해상 상태의 longest duration을 고려한 단기 예측을 함으로써 (1)에서의 장기 예측 값에 비교될만한 값을 얻을 수 있다.

2.2 두 방법의 비교 및 고찰

전 절에서 언급한 두 방법을 간단히 비교해 보면 Fig. 1과 같은데, 선체 응답(파랑 하중 모우먼트)에 대한 설계치를 예측할 때, 평균 제곱치 통계 해석 방법을 사용하는 경우에는 특정한 해상 상태에 대한 단기 예측 과정을 거친 후, 주어진 일정기간 동안 주어

진 해역에 발생하는 파도의 주기와 높이에 대한 장기 발현빈도수를 고려하는 장기 예측 과정을 거쳐서 임의의 값을 넘을 확률값이 얻어지므로, 주어진 초과 확률(10⁻⁸ 또는 10⁻⁶)에 해당하는 파랑 하중 모우먼트를 구하기 위해서는 많은 반복 계산이 요구된다. 그러나 극한치 통계 해석 방법에서는 단기 예측시, 각 해상 상태의 장기 상태 발현 빈도수를 고려함으로써 단기 예측 만으로도 평균 제곱치 통계 해석 방법의 장기 예측 결과에 상응하는 값을 얻을 수 있는 장점이 있으며, 극한치를 이용하는 장기 예측 방법에는 해상 상태 및 배의 속도변화등을 고려하여 계산한다.

Table 1 Long-term results of vertical wave bending moment (*1.E+5 ton-m)

번호	선종	Ochi 극한치 방법		ABS 장기예측법		기존의 장기예측법	
		6-param. spect.		6-param. spect.		ISSC spect.	
		y	y(α=0.01)	Q=1.E-8	Q=1.E-10	Q=1.E-8	Q=1.E-10
1	Mariner	0.82	1.12	0.84(.81)	1.02	—	—
2	살물선	4.00	5.44	3.98	4.87	—	—
3	유조선	9.43	12.85	9.20	11.44	—	—
4	SL-175	1.31	1.46	(0.95)	—	1.53	1.89
5	R ₀ -R ₀	1.77	2.28	(1.33)	—	2.40	2.96

비고 : 1) () : 장파정파에 대한 ABS rule 값

2) 번호 1, 2, 3의 값 [5]

3) 번호 4, 5의 값 [6]

4) Q : probability of exceedance level [1.E-n=10*(-n)]

극한치를 이용한 방법에선 단기예측 및 장기예측의 결과가 같으므로[4] 본 계산에서는 계산상의 편의를 위해 단기예측값만 계산했다. 계산결과는 Table 1에 나타나 있다. Table 1에서의 결과치들간의 편차는 계산상의 오차나, RAO 또는 spectrum 등을 계산하는데 사용된 방법들의 차이에 의한 것으로 생각된다.

III. 신뢰성 이론

3.1. Level 3 방법(Fully probabilistic method)

하중과 구조강도에 포함되어 있는 불확실성을 보다 합리적으로 취급하려는 시도는 Freudenthal 교수에 의해 제안되었는데, 이 생각은 통계 확률방법을 이용하여 구조물의 신뢰성 문제를 취급할 수 있도록 길을 열어 주었다[7]. 신뢰성 해석을 수행하기 위해서는 먼저 기본 변수라 불리는 하중과 구조강도 인자를 연관시키는 수학적 모델을 유도해야 하는데, 그 관계는 주로 극한상태 방정식(limit state equation), 또는 파괴방정식(failure equation)의 형태로 다음과 같이 표시된다.

$$Z = g(X_1, X_2, X_3, \dots, X_n), \quad (2)$$

여기서 X_i 's는 기본 변수

식 (2)는 구조물이 안전한가, 파괴되는가를 나타내는 파괴 경계면(failure surface)을 정의하며, $g(X_i) < 0$. 일때 파괴가 일어난다. 여기서 파괴모드는 극한상태 방정식을 유도할 때 고려한 파괴모드가 되는데, 대개 소성붕괴라든지 좌굴에 의한 붕괴, 또는 피로에 의한 피로붕괴를 의미하고, 이때 파괴확률(P_f)은

$$P_f = \iiint \dots \int f_x(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) dx_1 dx_2 dx_3 \dots dx_n \quad (3)$$

여기서 f_x 는 X 의 결합(joint) 확률 밀도 함수이고, 적분은 $g(X) < 0$. 영역에서만 한다.

으로 표시되어, Level 3 방법에서는 직접적이든, 수치적이든 파괴영역에 대한 적분을 수행함으로써 완전해를 구할 수 있지만 해의 유용성을 제한하는 2가지 문제가 있다.

(1) 결합(joint) 확률 밀도 함수 $f(x)$ 의 정의

모든 기본변수가 통계적으로 독립이라면, 결합 확률 밀도함수는

$$f_x(x) = f_1(x_1) f_2(x_2) f_3(x_3) \dots f_n(x_n) \quad (4)$$

이 되는데, 그 자체를 정확히 표현하기가 쉽지 않다. 많은 경우에 수치 계산의 편의를 위해 random variable의 통계적 독립성을 가정하지만, 결합 확률 밀도함수

를 적절히 정의하는데 이용할 수 있는 자료는 거의 충분치 않은 것 같다.

(2) 적분해

실제적으로 복잡한 문제의 경우, 결합 확률 밀도함수가 정의되고 통계적 독립이 명백한 가정이라 할지라도 기본변수가 많아지면 직접 적분은 불가능하다. 이는 다중 적분을 풀기 위해서 수치적 방법이 적용돼야 함을 뜻하는데, 이 방법은 복잡한 상황일 경우 시간이 많이 들 뿐만 아니라, 기본변수가 3개 이상일 때, 수치적분과 관련된 오차는 허용할 수가 없게 된다.

3.2. Level 2 방법(First-order second-moment method)

확률변수의 1차, 2차 모우먼트인 평균과 표준편차를 이용하는 방법으로서, Mean-value first-order second-moment 방법(MVFOSM, 평균 2차 모우먼트법)과 Advanced first-order second-moment 방법(AFOSM, 불변 2차 모우먼트법)의 2가지가 있다.

(1) 평균 2차 모우먼트법(MVFOSM)

Mean-value first order second moment(MVFOSM) 방법은 1969년 대부터 Cornell[8]에 의해 제안되었으며, 극한상태 방정식의 평균과 표준편차는, 극한상태 방정식을 각 변수의 평균값에 대하여 Taylor 급수 전개하여 선형항만을 취하여 근사적으로 구한다. 극한상태 방정식 Z 가

$$Z = g(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \quad (5)$$

일때, Z 의 1차 근사 평균 (Z)과 표준편차(σ_z)는

$$Z = g(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \quad (6)$$

$$\sigma_z^2 = \sum_i \sum_j g_i g_j \text{COV}(x_i, x_j)$$

여기서 Z : Z 의 평균

σ_z : Z 의 표준 편차

g_i : g 의 x_i 변수에 대한 편미분으로서 모든 개변수의 Taylor 급수 전개점에서 계산한다.

COV: 확률변수 X_i 와 X_j 의 covariance 행렬이며, 통계적으로 독립인 경우, 표준편차는

$$\sigma_z^2 = \sum_i g_i^2 \sigma_i^2 \quad (7)$$

이때 안전도는 신뢰도지수 β 로 계산되며, β 는

$$\beta = Z / \sigma_z$$

$$= Z / \sqrt{\sum_i g_i^2 \sigma_i^2} \quad (8)$$

이다. β 의 기하학적 의미는 Fig. 2에서 보는 바와 같이 평균값(Z)이 얼마만큼 0에서 떨어져 있는가를 표준편차(σ_z)의 단위로 표시해 주는 인자이다. 만약, Z 가 정규 분포일 경우, 파괴확률 P_f 는

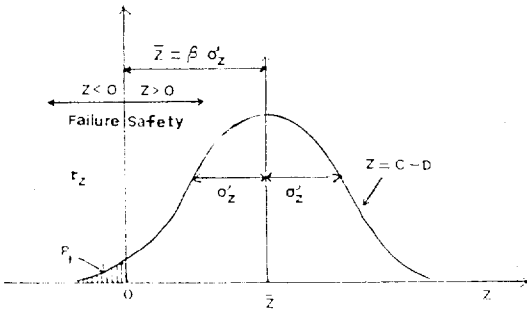


Fig. 2 Reliability index β

$$P_f = 1 - \Phi(\beta) \tag{9}$$

여기서, Φ : 표준 정규분포의 누적 분포함수로 나타낼 수 있다.

이 방법의 단점은 극한상태 방정식이 비록 역학적으로는 동등한 파괴형태이지만, 서로 다른 형태의 극한상태 방정식을 사용할 때 신뢰도지수는 똑같게 되지 않을 경우가 발생할 수 있다. 다만 단지 극한상태 방정식이 선형이고, Z 가 정규분포일 경우에만 선형화 점에 관계없이 같은 결과를 나타낸다.

(2) Advanced level 2 방법(AFOSM)

MVFOSSM은 극한상태 방정식이 비선형일 경우, 적용되는 극한상태 방정식의 형태에 따라 그 결과가 일관성이 없게 될을 1973년에 Ditlevsen[9]이 지적한 바 있다. 이러한 불변성의 결여(lack of invariance) 문제에 대하여 많은 연구자들이 그 방법의 개선책을 제안하였는데, 특히 Hasofar와 Lind[10]은 1974년에 좌표계 변환 방법을 이용하여 이 문제를 해결했다. 이 방법에 의하면 극한상태 방정식의 Taylor 급수 전개는 checking point라 불리는 파괴면 상의 어떤 점에서 선형화 되는데, 이 점은 식 (10)과 같은 변수변환을 하여 얻어진 변환 좌표계 상에서는 급수 전개점과 원점 사이의 관계가 기하학적으로 수직관계를 나타내는 점이다. 다른 말로 하던 신뢰도지수는 변환좌표계의 원점에서 극한상태 방정식의 경계면까지의 가장 짧은 거리로 표시될 수 있다.

$$X' = (X - \bar{X}) / \sigma_x \tag{10}$$

여기서 X : 기본변수, X' : 변환변수

a) 신뢰도지수(reliability index β)의 수학적 표현 수학적으로 극한상태 방정식 $Z(X)$ 는 $X = X^*$ 에서 1차항까지 전개된다.

$$Z(X^{n+1}) = Z(X^n) + (X^{n+1} - X^n)G(X^n) \tag{11}$$

여기서 $G(X^n)$: X^n 에 대한 Z 의 편미분

이제 평균점에서 극한상태 방정식의 경계면까지의 수직거리가 최소가 되도록 X^n 을 선택한다. 그러면 X^{n+1} 은 다음 방정식을 만족해야 한다.

$$(X^{n+1} - \bar{X}) = \lambda V_x G(X^n) \tag{12}$$

여기서 V_x : covariance matrix

따라서

$$\begin{aligned} Z(X^{n+1}) &= Z(X^n) + (X^{n+1} - X^n)G(X^n) \\ &= Z(X^n) + \{(X^{n+1} - \bar{X}) - (X^n - \bar{X})\}G(X^n) \\ &= Z(X^n) + \lambda G(X^n) V_x G(X^n) \\ &\quad - (X^n - \bar{X})G(X^n) \end{aligned} \tag{13}$$

$Z(X^{n+1}) = 0.0$ 이므로

$$\lambda = \{(X^n - \bar{X})G(X^n) - Z(X^n)\} / G(X^n) V_x G(X^n) \tag{14}$$

따라서 새로운 근사점 X^{n+1} 은

$$\begin{aligned} X^{n+1} &= \bar{X} + V_x G(X^n) \{ (X^n - \bar{X}) G(X^n) \\ &\quad - Z(X^n) \} / G(X^n) V_x G(X^n) \end{aligned} \tag{15}$$

이 된다.

일단 $X^* = X^{n+1}$ 이면 극한상태 방정식은 다음과 같이 1차항까지 $X = X^*$ 에 대하여

$$Z(X) \cong Z(X^*) + (X - X^*)G(X^*) \tag{16}$$

따라서

$$\begin{aligned} E[Z] &= (\bar{X} - X^*)G(X^*) \\ V_{rc}[Z] &= S(Z)^2 = \{G(X^*) V_x G(X^*)\} \end{aligned} \tag{17}$$

이 되어, 신뢰도지수 β 는

$$\begin{aligned} \beta &= E[Z] / S(Z) \\ &= (\bar{X} - X^*)G(X^*) / \{G(X^*) V_x G(X^*)\} \end{aligned} \tag{18}$$

가 된다. 만약 각 확률변수들이 독립이고, 극한상태 방정식이 선형일 때, α_i 를 다음과 같이 정의하면

$$\alpha_i = (\partial g / \partial x_i) \sigma_i / \{ \sum_j [(\partial g / \partial x_j) \sigma_j]^2 \}^{1/2} \tag{19}$$

σ_z 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma_z = \sum_i \alpha_i (\partial g / \partial x_i) \sigma_i \tag{20}$$

α_i 를 sensitivity factor라 하며 각 확률변수가 파괴 확률에 미치는 영향의 상대적 중요성을 나타내는 인자로서, 추후 각 확률변수의 통계자료를 수집하는 경우 라든지 또는 보다 엄밀한 통계해석을 할 경우에 개개의 확률변수간의 우선 순위를 결정하는데 유용하게 사용할 수 있다.

b) 종속관계(Dependency)

Level 2 방법으로 신뢰도지수 β 를 구하는 경우, 파괴 방정식을 이루는 각 변수는 서로 독립이고, 정규분포 한다는 가정을 기본으로 한다. 그러나 실제 공학분야에서는 변수들끼리 서로 종속인 경우가 많으며 또한

비정규 분포를 이루는 때도 흔하다. 그런데 비정규 분포를 갖는 경우에는 Rackwitz와 Fiessler[11]가 개발한 방법으로 해결할 수가 있어, 남은 문제는 개개의 확률변수가 종속관계를 갖는 경우인데, 이 문제에 관해서 간략히 논하기로 하자.

예부터 진동학에서는 절랑-스프링계에서 연성인 경우, 좌표변환을 통하여 연성을 푸는 소위 모달(modal) 해석이 사용돼 왔다. 이와 유사하게 신뢰도 기법에서도 각 확률변수들이 이루는 상관 행렬을 좌표변환하여 종속관계에서 독립관계로 바꿀 수가 있다. 그런데, modal 해석이 좌표변환 행렬을 구해야 하는데 반해, Parkinson[12] 방법은 좌표변환 행렬을 구하지 않고서도, 직접 original 좌표공간에서 종속 문제를 해결할 수 있는 이점이 있어, 신뢰성 해석에서 많이 사용한다.

이 방법외에 Rackwitz & Hohenbichler가 개발한 Rosenblatt 변환을 이용한 방법이 있는데, 이 방법은 서로 종속인 변수들의 결합 확률 밀도 함수를 Rosenblatt 변환을 이용하여 서로 독립인 conditional 분포 함수로 만들고, 이들을 이용하여 신뢰도 지수 β 를 구하는 방법으로서, 확률변수간의 결합 확률 밀도 함수를 알아야 하는 어려움이 있다.

3.3. 계산예

위의 방법들을 비교 검토하기 위해, 비교적 간단한 신뢰성 모델을 사용하여, 그 결과를 서로 비교해 보았다.

a) 평균 2차 모우먼트법의 불변성 결여 문제

단면적 A 인 원형 단면봉에 인장하중 Q 가 작용하여 소성항복에 의해 파괴가 일어나는 경우, 각 확률변수의 통계치가 Table 2와 같이 주어진다 가정하면, 극한상태 방정식 Z 가 " $Z=R-Q/A$ "인 경우에는 신뢰도 지수 β 가 4.08이 되는데, 극한상태 방정식 Z 가 " $Z=RA-Q$ "일 때에는 신뢰도 지수 β 가 3.79가 되어, 주어진 극한상태 방정식의 형태에 따라 신뢰도 지수가 달라짐을 알 수 있었다. [부록 참조]

(1) Advanced level 2 방법

MVFOSM은 주어진 극한상태 방정식의 형태에 따라 신뢰도지수가 달라지는 불변성 결여의 문제가 있으므로, 이를 보완하기 위해 advanced level 2 방법을 각각의 극한 상태 방정식에 대해 적용해 보면 그 결과는 Table 3과 같다. Table 3에서 보는 바와 같이 advanced level 2 방법은 비선형인 극한상태 방정식을 선형화하는 과정에서 극한상태 방정식의 경계면 상의 점($Z=0.0$)을 반복계산에 의해 구하기 때문에 어

Table 2 Statistical values of random variables

Variable	Mean	Standard deviation
R (Yield stress)	62. Ksi	6.2 Ksi
A (Area)	2.8 sq. in.	0.14 sq. in.
Q (Applied load)	100 Kips	0.0

Table 3 Reliability index obtained by advanced level 2 method

Limit Eq. Type	$Z_1=R-Q/A$	$Z_2=RA-Q$
1st Iteration	$R=62. A=2.8$	$R=62. A=2.8$
2nd Iteration	$R=37.8 A=2.60$	$R=40.9 A=2.56$
3rd Iteration	$R=38.1 A=2.62$	$R=38.4 A=2.62$
Taylor Exp. Pt.	$R=38.1 A=2.62$	$R=38.1 A=2.62$
Z-Value	$Z_1=38.1-100/2.62=0.0$	$Z_2=38.1*2.62-100=0.0$
Reliability index	$\beta=4.06$	$\beta=4.06$

Table 4 Effects of correlation factor(RHO) on reliability index (β)

Limit Eq. Type	$Z_1=R-Q/A$	$Z_2=RA-Q$
RHO=0.0	$\beta=4.06$	$\beta=4.06$
RHO=0.5	$\beta=3.54$	$\beta=3.54$
RHO=1.0	$\beta=3.16$	$\beta=3.16$

한 형태의 극한상태 방정식을 쓰더라도 일관된 결과를 얻을 수 있는 장점이 있다.

(2) 상관계수(Rho)를 고려한 경우

극한상태 방정식에 나타난 각 확률변수들간의 상관계수의 영향을 조사하기 위해 앞서 언급한 Parkinson방법[12]을 적용하여 그 결과를 Table 4에 실었다. 주어진 문제의 경우에는 상관계수가 커짐에 따라 신뢰도지수가 작아지고, 그 결과 파괴확률은 커짐을 알 수 있다.

b) 확률분포 함수에 따른 파괴확률

극한상태 방정식 Z 가 " $Z=R-Q/A$ "일 경우, 위의 자료중 표준편차를 2배로 하고, 나머지는 동일하게 갖는 각 변수의 확률 분포 함수의 변화에 따른 파괴 확률을 계산해 보면 Table 5와 같고, 확률변수 R 과 A 의 상관관계를 고려하면 그 결과는 Table 6과 같다.

c) 확률 변수의 상관 관계 및 COV에 따른 파괴확률 극한상태 방정식 Z 가

$$Z=C-D$$

여기서 C : 구조물의 저항(capability)

D : 구조물에 작용한 하중효과(demand)

Table 5 Comparison of probability of failure due to the different distribution types & methods

Distribution type	MFOSM	AFOSM	LEVEL 3	MCT
Normal	2.08E-2	2.14E-2	2.31E-2	1.99E-2
Log-normal	2.59E-2	8.74E-3	8.74E-3	7.40E-3
Exponential	4.52E-1	4.55E-1	4.90E-1	4.93E-1
Extreme 1 large	2.84E-2	1.83E-3	1.60E-3	1.80E-3
Extreme 1 small	9.26E-3	3.60E-2	4.33E-2	4.24E-2
Extreme 2 large	2.35E-2	1.02E-5	7.98E-6	0.0
Weibull	1.72E-2	2.77E-2	3.30E-2	3.25E-2

MFOSM : Mean-value first order second moment

AFOSM : Advanced first order second moment

MCT : Monte carlo method

1.E-n : 10*(-2)

Table 6 Comparison of probability of failure due to the different distribution types & Rho

Distribution type	Rho=0.	Rho=.5	Rho=1.0
Normal	2.14E-2	3.85E-2	5.71E-2
Log-normal	8.74E-3	2.22E-2	3.84E-2
Exponential	4.55E-1	4.63E-1	4.68E-1
Extreme 1 large	1.83E-3	6.83E-3	1.42E-2
Extreme 1 small	3.60E-2	5.14E-2	7.14E-2
Extreme 2 large	1.02E-5	2.06E-4	9.72E-4
Weibull	2.77E-2	4.74E-2	6.93E-2

로 주어지며 각 변수의 통계치가

$$E(C)=200 \quad E(D)=100$$

로 나타난 경우의 파괴 확률을 분포함수, COV, 변수의 상관관계 등의 변화에 따른 결과를 비교해 보면 Table 7과 같다. 여기서 확률변수의 상관관계란 확률변수 전부가 서로 독립(fully Indep.)이거나, 아니면 종속(fully Dep.)인 관계를 의미하는데, 종속인 경우, 본 문제에서는 Rho가 1.0인 경우만 고려하였다.

d) 각 방법의 비교 고찰

상기에서 언급한 Table 5, 6 및 7의 결과에서 구조물

Table 7 Comparison of probability of failure due to the different distribution types, COV & Rho

NO	Distribution type		Rho	COV C=0.1 COV D=0.2		COV C=0.2 COV D=0.4	
	C	D		Level 2	MCT	Level 2	MCT
1	Normal	Normal	INDP	2.0E-04	4.0E-04	3.8E-02	3.8E-02
			DEP	6.2E-03	4.2E-03	1.1E-01	1.1E-01
2	Log-nor.	Log-nor	INDP	7.1E-04	8.0E-04	4.2E-02	4.0E-02
			DEP	8.7E-03	8.2E-03	1.0E-01	1.0E-01
3	Exponel	Exponel	INDP	3.3E-01	3.4E-01	3.4E-01	3.3E-01
			DEP	3.8E-01	3.8E-01	3.8E-01	3.8E-01
4	Ext 1 L	Ext 1 L	INDP	1.7E-03	1.5E-03	4.1E-02	3.4E-02
			DEP	7.9E-03	7.6E-03	9.2E-02	9.2E-02
5	Ext 1 S	Ext 1 S	INDP	1.7E-03	0.9E-03	4.1E-02	3.8E-02
			DEP	7.9E-03	6.1E-03	9.2E-02	9.2E-02
6	Ext 2 L	Ext 2 L	INDP	4.3E-03	2.6E-03	3.4E-02	3.1E-02
			DEP	10. E-03	8.0E-03	6.4E-02	5.8E-02
7	Weibull	Weibull	INDP	8.1E-04	2.0E-04	4.4E-02	4.2E-02
			DEP	8.8E-03	6.7E-03	1.1E-01	1.1E-01

여기서

Ext : extreme

L : Largest

Rho : correlation

COV : coefficient of variation

S : Smallest

INDP : full independent

DEP : full dependent(Rho=+1.0)

의 파괴확률이 해석방법과 변수들의 상관관계, 그리고 COV에 따라 변한다는 것을 확인하였는데, 일반적으로 정확한 해를 주는 Level 3 방법의 결과와 비교해 보면 MVFOSM 보다는 AFOSM이 더 정확하다. 그러나, 확률변수의 갯수가 증가하면, Level 3 방법의 적용이 어려워져 보통 MCT를 이용하여 파괴확률을 추정하기도 한다. MCT는 확률변수의 수에 관계없이 일반적으로 참값에 가장 가까운 결과를 주리라 기대하지만 simulation의 정도에 따라 확률값의 범위가 제한되므로, 가급적 사용을 피하는 것이 좋다.

IV. 선체 보강판의 신뢰성 해석

4.1. 선체 구조 강도 해석

선체는 여러 파괴 형태에 의해서 파괴될 수 있으므로, 구조물의 안전성을 평가하기 위해서는 중요한 파괴형태가 무엇인지 아는 것이 필요하다. 일반적으로 구조물의 파괴형태는 항복, 좌굴, 및 피로에 의한 3가지 파괴형태로 구분되지만 여기서는 편의상 선체의 상갑판이 항복 및 좌굴에 의해 파괴되는 2 경우만 고려한다.

1) 초기 항복 모우먼트

상갑판의 전 부분이 항복상태에 도달했을 때 파괴가

일어난다고 가정하면 초기 항복 모우먼트 M_i 는

$$M_i = Z_i * \sigma_y \tag{21}$$

M_i : 초기 항복 모우먼트

Z_i : 상갑판의 탄성단면계수

σ_y : 재료의 인장 항복 응력

2) 완전 소성 항복 모우먼트

부재의 전 단면이 항복 상태에 도달했을 때 파괴가 일어난다고 가정하면, 이때 소성항복 모우먼트 M_p 는

$$M_p = Z_p * \sigma_y \tag{22}$$

M_p : 완전 소성 항복 모우먼트

Z_p : 소성단면계수

로 주어지며, Z_p 는 다음과 같은 근사식으로 표시된다.

$$Z_p = A_{Dg} + 2A_s(D/2 - g + g^2/D) + A_B(D - g) \tag{23}$$

A_D : 보강재를 포함한 상갑판의 총 유효 단면적

A_B : 선저판의 총 유효 단면적

A_s : 한쪽 사이드의 총 유효 단면적

D : 단면의 깊이

g : 상갑판 두께의 중앙에서 소성 중립축까지의 거리이며

$$\frac{g}{D} = \frac{A_B + 2A_s - A_D}{4A_s} \tag{24}$$

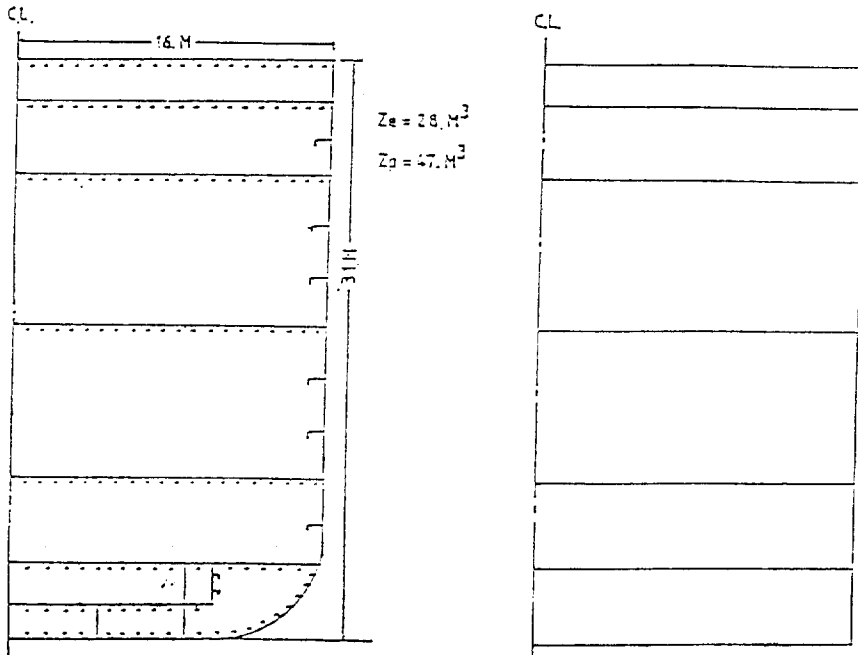


Fig. 3 Idealization of midship section(R_0-R_0)

Table 8 Statistical properties of random variables

R.V.	Distribution	Mean	St. Dev.	COV (%)
Z_e	Normal	28m	2.8	10.0
Z_p	Normal	47m	4.7	10.0
σ_y	Normal	270MN/m ²	27.0	10.0
σ_c	Normal	200MN/m ²	20.0	10.0
M_s	Normal	1,300MN-m	130.0	10.0
M_w	Extreme 1 Large	1,700MN-m	1,700.0	100.0

Table 9 Results of reliability analysis

Failure Mode	S.F.	P_f	β
1) $Z=Z_e*\sigma_y-M_{sw}-M_w$	2.52	2.31E-2	1.99
2) $Z=Z_p*\sigma_y-M_{sw}-M_w$	4.23	8.15E-4	3.15
3) $Z=Z_e*\sigma_c-M_{sw}-M_w$	1.87	8.57E-2	1.37

- 1) Initial yielding failure
- 2) Fully plastic yielding failure
- 3) Elastic buckling failure

Table 10 Sensitivity factor(α) of random variables

Failure Mode	Z_e or Z_p	σ_y or σ_c	M_{sw}	M_w
1) Initial Yielding	0.22	0.22	-0.04	-0.95
2) Fully Plastic Yielding	0.25	0.25	-0.03	-0.93
3) Elastic Buckling	0.21	0.21	-0.05	-0.95

3) 좌굴 강도 모우먼트

횡 보강재 사이의 'deck plating의 좌굴'을 파괴모드 [13]로 고려하면, 선체 상갑판의 좌굴에 대한 저항 모우먼트 M_b 는

$$M_b = Z_e * \sigma_c \tag{25}$$

이 되며, 좌굴응력(σ_c)은 다음과 같이 표시된다.

$$\sigma_c = \pi K_s E / [12(1 - \nu^2)(b_T^2) * (b_T t^2 + 12nI_s) / (b_T t + nA_s)] \tag{26}$$

여기서 K_s : $(b/a + a/b)^2$

a : 횡 보강재의 간격

b_T : $(n+1)*b$

임상전, 양영순, 정기태, 김창욱, 서용석

b : 보강재의 간격

t : plate의 두께

n : 보강재(stiffener)의 갯수

I_s : 보강판의 증립축에 대한 보강재의 관성 모우먼트

A_s : 보강재의 단면적

E : Young's modulus

ν : Poisson's ratio

4.2. 선체 상갑판의 파괴 확률

상기에서 고려된 파괴모드에 대한 파괴확률을 계산하기 위해, R_0/R_0 선의 상갑판을 Fig. 3과 같이 이상화하여 구조강도 계산 및 하중 계산을 수행하였으며 이때 구조물의 안전을 평가하는 설계기준(design criteria) 또는 극한 상태 방정식(limit state eq.)은 일반적으로 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$Z = C - D \tag{27}$$

여기서 Z : 극한 상태 방정식 또는 설계기준

C : 구조물의 내하력 또는 저항력(단면계수 × 허용응력)

D : 구조물에 작용하는 하중효과($M_{sw} + M_w$)

M_{sw} : 경수중 굽힘 모우먼트

M_w : 파랑 굽힘 모우먼트

극한상태 방정식을 이루는 각 변수들에 대한 분포형태와 평균값, 표준편차 그리고 COV가 Table 8과 같이 주어져 있는데, M_w 의 평균값은 극한치 통계해석을 이용하여 얻은 값이며, 다른 설계변수들의 평균은 통상적인 방법에 의해 구한 값이다. 그리고 각 설계변수들의 COV는 자료가 충분치 못해 가정적으로 선택한 값이며, 분포함수 형태도 자료에 의해 선정되었다기 보다는 각 설계변수들의 물리적 성질 내지는 계산의 편의상 선택된 함수 형태인데, 신뢰성해석 방법상에서는 다른 분포함수의 경우도 취급할 수 있도록 되어 있다.

상기의 자료와 advanced level 2 방법을 이용하여, 각 파괴모드의 파괴확률 및 신뢰도지수(β)를 계산하면 Table 9와 같다. Table 9에서 보는 바와 같이 상갑판의 경우, 좌굴에 의한 파괴확률은 초기항복에 의한 파괴확률보다 크게 나타났으며, 완전 소성 해석에 의한

Table 11 P_f vs COV for various failure modes

Failure Mode	10% (M_w)	30% (M_w)	50% (M_w)	75% (M_w)	100% (M_w)
1) Initial Yielding	3.3E-7	1.1E-4	1.7E-3	9.2E-3	2.3E-2
2) Fully Plastic Yielding	1.2E-12	2.8E-8	4.9E-6	1.3E-4	8.1E-4
3) Elastic Buckling	1.7E-4	4.0E-3	1.9E-2	5.1E-2	8.6E-2

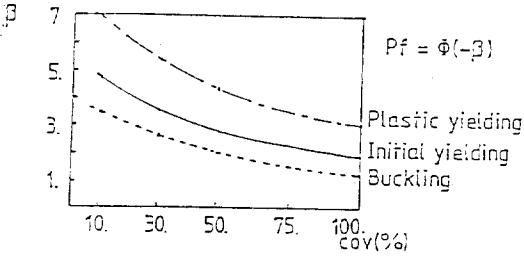


Fig. 4 Reliability index(β) vs COV's variation

파괴 확률은 탄성 해석에 의한 파괴 확률보다 적게 나왔는데, 이는 기존의 설계방법에서 기대되는 결과와 잘 상응하는 결과라 여겨진다.

4.3. 확률변수의 민감도 해석

상기의 신뢰성해석에서, 개개의 설계변수들이 파괴 확률에 미치는 영향의 중요도를 고찰하기 위해 식(19)로 주어지는 sensitivity factor(α)를 계산하면 Table 10과 같이 각 파괴모드에 대해 얻어진다.

파괴확률에 가장 큰 영향을 주는 인자는 모든 파괴 모드에 대해 파랑 굽힘 모우먼트가 될 수 있었는데, 이는 파랑 굽힘모우먼트의 불확실양(표준편차)의 정도가 다른 설계변수들에 비해 상당히 크기 때문이라 사료되는데, 대개 선체중강도의 신뢰성해석시 파랑굽힘 모우먼트의 불확실양은 상기와 같이 평균치와 같은 값을 주고 있는 실정을 감안하면, 파랑굽힘 모우먼트의 보다 정확하고 체계적인 계산이 요구된다.

그래서, 파랑굽힘 모우먼트에 대한 불확실양의 크기를 변화시켜 가면서 신뢰도 지수의 변화를 계산하여 Fig. 4에 도시하였고, 파괴확률을 Table 11에 수록하였다.

4.4. 설계변수간의 종속 문제

변수가 종속된 경우의 예를 보기 위해 위의 각 방정식에서 강도에 영향을 주는 단면계수와 항복응력(or 좌굴응력) 사이의 상관계수를 변화시키면서 그 변화를 살펴보았다(Table 12). 하중인 정수중 굽힘 모우먼트와 파랑 굽힘 모우먼트는 서로 독립이라고 가정했다. 해석 방법은 Parkinson이 제안한 방법을 이용하였는데

Table 12 β vs Rho for various failure modes

Failure Mode	Rho	Rho	Rho
	=0.0	=0.5	=1.0
1) Initial Yielding	1.994	1.945	1.899
2) Fully Plastic Yielding	3.151	3.052	2.959
3) Elastic Buckling	1.368	1.339	1.311

where $Z=x(1) x(2)-x(3)-x(4)$

Rho : correlation factor between $x(1)$ and $x(2)$

이유는 위의 방법이 매우 신뢰할 만한 결과를 준다는 것이 수 많은 예를 통해 입증됐기 때문이다.

위의 결과를 살펴보면 변수들이 상관됐을 경우 신뢰도 지수 β 가 점점 낮아짐을 알 수 있다. 이는 파괴확률이 커짐을 뜻하는데 일반적으로 이 경향은 옳다. 그러나 그 변화폭이 상당히 작은 것은 $x(1)$ 과 $x(2)$ 즉, 단면 계수와 응력이 파괴 방정식에 미치는 영향이 작기 때문이라 생각된다.

상기의 결과를 종합하면, 선체상감판의 경우 일어날 수 있는 소성과 좌굴에 의한 두가지 파괴모드중, 좌굴에 의한 파괴가능성이 무엇보다 크므로, 상감판과 같이 얇은 박판과 보강재로 이루어진 보강판을 설계시에는 좌굴에 대한 보강 및 검증이 필수적이라 생각한다. 물론 보강판의 붕괴 거동을 단순히 해석적 공식으로 표현하기가 쉽지 않기 때문에, 상감판의 파괴 해석은 파괴 거동을 나타내는 공식의 사용에 따라 해석 결과가 달라질 수 있으나, 어느 경우에도 파괴모드에 대한 극한상태 방정식이 구해지지만 하면 신뢰성 해석방법에 의해 파괴확률을 구할 수 있다. 이와 같이 신뢰성 해석방법은 선체에 작용하는 외력의 불확실성과 재료의 성질이나 선체를 이루는 치수들의 불확실성을 이용하여 해석적인 방법으로 파괴확률을 구할 수 있는 장점이 있어, 선체구조물의 안전성을 평가하는데 있어서 경험에 근거하여 안전계수를 사용하는 방법에 비해 보다 해석적으로 안전계수를 택할 수 있는 근거를 수치적으로 제공하여 준다.

V. 결 론

위의 계산결과를 토대로 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 파랑 하중 모우먼트의 설계치를 추정하는데, Ochi의 극한치 통계해석 방법은 기존의 장, 단기 예측 방법에 비해 큰 차이가 없는 결과를 주고 있을 뿐만 아니라, 계산과정에 있어서도 기존의 방법에 비해 보다 간단한 단기 예측방법을 사용하는 장점이 있다.

2. 본 논문에서 다룬 선체 상감판의 경우, 안전계수는 좌굴파괴일 때 1.9이고, 초기항복파괴는 2.5, 그리고 완전소성파괴는 4.2가 되며, 이에 상응하는 파괴확률은 8.6×10^{-2} , 2.3×10^{-2} , 및 8.2×10^{-4} 순으로 얻어지는데, 이는 기존의 설계방법에서 상감판과 같이 박판구조물의 경우 좌굴에 의한 파괴를 중요시 하는 것과 잘 일치한다.

3. 신뢰성 해석방법은 확률이론에 의해 파괴확률을 정량적으로 구해주지만, 선체구조물의 안전성을 평가

하는 데에 있어서, 파괴확률 그 자체를 절대적으로 사용하지 보다는, 단지 상대적인 의미로서 기존의 안전계수에 대해 상호 보완적으로 사용하는 것이 현재로서는 바람직하다.

후 기

본 연구는 과학재단의 1986년도 목적기초 학술연구 조성비 지원으로 수행되었으며, 이 기회에 관계자 여러분에 깊은 사의를 표하며, 파랑하중 계산시 많은 도움 말씀을 주신 황중홍 교수에게 감사사를 드립니다.

참 고 문 헌

1. Ochi, M.K., "Concept of Probabilistic Extreme Values and Its Application to Ship Design", PRADS, Oct. 1977.
2. A.E. Mansour, "Implementation of Reliability Methods to Marine Structures", *Trans. SNAME*, Vol 92, 1984.
3. Ochi, M.K. and Bales, S.L., "Effect of Various Formulations in Predicting Responses of Marine Vehicles and Ocean Structures", *Proceedings Offshore Technology Conference*, OTC 2743 (1977).
4. Ochi, M.K., "Wave Statistics for the Design of Ships and Ocean Structures", *Trans. SNAME*, 1978.
5. Stiansen, S.G. and Chen, H.H., "Application of Probabilistic Design Methods to Wave Loads Prediction for Ship Structure Analysis", Report for Panel HS-4 (Design Procedure and Philosophy) of the Hull Structure Committe, SNAME, January 1982.
6. 김창욱, "극한치 통계 해석에 의한 파랑 하중의 추정", 공학 석사 학위 논문, 서울대학교, 1987.
7. Freudenthal, A.M., "The safety of structures", *Proc. ASCE*, Vol. 71, 1945.

8. C.A. Cornell, "Structural safety specifications based on Second-moment reliability analysis," IABSE Symp. London, 1989.
9. O. Ditlevsen, "Structural reliability and the Invariance problem", Rpt. 22 Solid Mechanics division, University of Waterloo, Canada, 1973.
10. A.M. Hasofer & N.C. Lind, "Exact and invariant Second-moment code format", *ASCE, Journal of Eng. Mech. EM 1*, Vol. 100, 1974.
11. R. Rackwitz, & B. Fiessler, "Structural reliability under combined random load sequences", *Computer & structures*, Vol. 9, 1978.
12. D.B. Parkinson, "Solution for Second Moment Reliability Index", *ASCE, Journal of Eng. Mech. EM 5*, Vol. 104, 1978.
13. A.B. Stavovy, "Ultimate Longitudinal Strength of Ships", Department of Navy, Navy Ship Research and Development Center, January, 1970.

부 록

- 1) 극한상태 방정식 Z 가 " $Z=R-Q/A$ "인 경우

$$Z=g(x_R, x_A)=x_R-Q/x_A$$

$$\sigma_z^2=(\partial g/\partial R)^2 \sigma_R^2+(\partial g/\partial A)^2 \sigma_A^2$$
 이므로, Table 2에 주어진 자료를 이용하면

$$Z=62.-100/2.8=26.3$$

$$\sigma_z^2=(6.2)^2+[100/(2.8)]^2(0.14)^2=(6.45)^2$$
 이 된다. 신뢰도 지수 β 는 $\beta=Z/\sigma_z$ 이므로, $\beta=26.3/6.45=4.08$ 이 얻어진다.
- 2) 극한상태 방정식 Z 가 " $Z=RA-Q$ "인 경우

$$Z=g(x_R, x_A)=x_R*x_A-Q$$

$$\sigma_z^2(\partial g/\partial R)^2 \sigma_R^2+(\partial g/\partial A)^2 \sigma_A^2$$
 이므로, Table 2에 주어진 자료를 이용하면

$$Z=62.*2.8-100.=73.6$$

$$\sigma_z^2=(2.8)^2(6.2)^2+(62)^2(0.14)^2=(19.4)^2$$
 이 된다. 신뢰도 지수 β 는 $\beta=Z/\sigma_z$ 이므로, $\beta=73.6/19.4=3.79$ 가 된다.