

大韓造船學會論文集
 第28卷 第2號 1991年 10月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol.28, No.2, October 1991

확률 유한요소법에 의한 선체 구조 신뢰성해석

임상전*, 양영순*, 김지호*

Ship Structural Reliability Analysis by Probabilistic Finite Element Method

by
 S.J.Yim*, Y.S.Yang* and J.H.Kim*

요 약

구조설계에 사용되는 대부분의 변수들은 다소간의 불확실성을 내포하고 있으며, 구조물의 안전성을 향상시키기 위해서는 이러한 불확실성에 대한 체계적인 연구를 통하여 구조설계시 이를 고려하는 것이 바람직하다.

본 논문에서는 선체와 같이 복잡한 구조물의 신뢰성해석을 효율적으로 수행할 수 있는 방법을 개발하기 위하여, 구조해석의 마지막 단계에서 신뢰성이론을 적용하던 종전의 방법과는 달리, 구조해석의 각 단계마다 확률변수들의 분산특성을 고려할 수 있는 확률 유한요소법을 도입하여, 기존의 신뢰성이론중 가장 많이 사용되고 있는 2차 모우먼트방법(second moment method)에의 응용에 적합하도록 정식화하고, 이를 바탕으로 유조선 web frame의 신뢰성해석을 수행하여 확률변수들의 분산특성에 따른 web frame의 안전성을 검토하였다.

확률 유한요소법에 의한 신뢰성해석 기법은 유한요소법 알고리즘을 응용한 것이므로, 기존의 각종 유한 요소 package에 본 논문의 신뢰성해석 알고리즘을 도입하는 경우, 기존의 유한요소법에서 사용되는 입력데이터에 확률변수들의 분산특성(C.O.V)등의 통계 데이터만을 추가로 입력하면 구조응답의 평균치뿐만 아니라, 구조물의 신뢰성에 대한 다양한 정보들도 얻을 수 있다.

Abstract

The reliability analysis for web frame of tanker is carried out by the probabilistic finite element method combined with the classical reliability method such as MVFOSM and AFOSM which can be used for calculating the probability of failure for the complicated structures in which the limit state equation is implicitly expressed.

발표: 1991년도 대한조선학회 춘계연구발표회 ('91. 4. 13)
 접수일자: 1991년 5월 13일, 재접수일자: 1991년 7월 5일
 * 정회원, 서울대학교 조선공학과

As random variables external load, elastic modulus, sectional moment of inertia and yield stress are chosen and Parkinson's iteration algorithm in AFOSM is used for reliability analysis.

By adding only the covariance data of the random variables to the input data set required for conventional finite element method, the present method can easily calculate the probability of failure at every element end as well as the covariances of structural responses such as displacements at every element end and member forces at every element, even for the complicated ship structure.

1. 서 론

구조물의 신뢰성해석을 위한 근사 해법 중, 확률변수의 1차 모우먼트(평균)와 2차 모우먼트(표준 편차)만을 사용하는 2차 모우먼트 방법(Second Moment Method)은 그 이론이 간단하면서도 비교적 정확한 파괴확률을 구할 수 있으므로 많이 사용되고 있는데, 2차 모우먼트 방법을 사용하여 구조물의 파괴확률을 구하기 위해서는 상태 함수가 기본 확률변수의 함수 형태로 명확하게 표현될 것을 요구하고 있다. 하지만 구조물의 여러가지 파괴모우드에 대한 상태 함수는 간단한 구조물에서도 확률변수의 매우 복잡한 비선형 함수일 뿐만 아니라, 이 함수의 형태를 명확하게 (explicitly) 나타내는 것이 어려워 기존의 신뢰성해석 방법을 그대로 적용할 수 없다.

이와같이 상태 함수를 명확하게 표현할 수 없는 복잡한 구조물의 경우, 파괴확률을 구하는 방법으로서 Monte Carlo Method[1]가 있는데 Monte Carlo Method는 확률변수를 각각의 밀도함수에 맞도록 추출(random generation)하고, 이 값으로 기존의 구조해석 방법을 통하여 상태 함수값을 구하는 과정을 여러번 반복한 다음, 계산된 상태 함수값을 통계 분석하여 파괴확률을 구하는 방법인데, 어느 경우에도 매우 정확한 파괴확률을 구할 수 있지만 구조해석을 여러번 수행해야 하므로 시간이 과다하게 소요되는 단점이 있어 복잡한 구조물의 신뢰성 해석에는 적합하지 않으며, 여타 근사해법으로 구한 해(파괴확률)의 정확도를 검증하는데 주로 사용되고 있다.

한편 WU[2]는 상태 함수를 명확히 알 수 없는 경우에 대한 신뢰성해석 방법으로서 회귀 분석법을 제안한 바 있는데, 먼저 필요한 수만큼 파괴면 상의 점들을 찾아 회귀분석을 통하여 파괴면을 근사시키고, 여기에 Rackwitz-Fissler의 반복 계산 방법을 적용하여 파괴확률을 구하였다. 하지만 이 방법도 회귀분석에 필요한 파괴면 상의 점들을 찾는 데 많은 시간이 소요되며 또한 확률변수들이 서로 독립이어야 한다는 단점이 있다.

이에 반해 1970년대 중반 이후 개발된 확률 유한요소법(PFEM; Probabilistic Finite Element Method)은 구조해석을 단 한번만 수행함으로써 결과치의 분산정도를 알 수 있으므로 선체와 같이 복잡한 구조물의 신뢰성해석에 적합한 방법이 된다. 기존의 유한요소법에 확률 이론을 도입한 확률 유한요소법을 구조해석에 사용한 예는 많이 있지만 구조해석 결과치의 평균과 표준편차를 구하는 것이 대부분이며 신뢰성 이론과의 체계적인 결합을 위한 연구는 아직 미흡한 상태이다.

구조 해석에 확률 유한요소법을 처음으로 도입한 사람은 1975년 Handa[3]이다. 그 후 Nagagiri와 Hisada[4]는 섭동법에 의해 정식화된 확률 유한요소법을 여러 구조해석 분야에 적용한 바 있으나 주로 구조 응답치의 분산을 구하는데 중점을 두었으며, 이를 신뢰성해석에 적용한 예는 Kiureghian등[5,6] 및 Mahadevan [7], 그리고 양[8,9]등의 연구가 있다. 김[10]은 확률 유한요소법을 혼합법에 의해 정식화하여 골조 구조물의 응답치들의 분산특성을 구한 바 있다.

본 연구에서는 확률 유한요소법을 민감도 (sensitivity) 개념에 의해 정식화하고 이를 기존의 신뢰성 이론 중 근사해법의 하나인 2차 모우먼트법의 응용에 적합하도록 다시 정식화하여 유조선의 web frame의 신뢰성해석을 수행하였다.

2. 신뢰성해석 방법의 정식화

신뢰성 해석을 하기 위해서는 먼저 상태함수를 정의하여야 한다. 상태함수는 설계자가 정의하기에 따라 다르지만 일반적으로 다음과 같은 3가지로 크게 나눌 수 있다.

- (1) Serviceability 한계상태
- (2) 최종(Ultimate) 한계상태
- (3) 피로 한계상태

Serviceability 한계상태는 구조물의 일부분이 본래의 기능을 상실하는 경우를, 최종 한계 상태는 구조물이 소성 혹은 좌굴등으로 완전히 붕괴되는 경우를, 피로 한계 상태는 구조물이 피로 하중을 받아 파단이 발생하는 경우를 각각 한계 상태로 보는 경우이다. 본 논문에서는 이들 중 serviceability 한계상태로서, 구조물의 임의의 절점에서의 응력이 항복응력을 넘어서는 경우를 한계상태로 정의하였다.

Serviceability 관점에서 한계 상태 방정식(혹은 상태함수 $G(X)$)은 다음과 같이 표현되는 것이 일반적이다. 즉, 임의의 절점 j 에 대하여

$$Z = G(X) = \sigma_j - \sigma_{j,c}(X) = 0 \quad (2.1)$$

2 장에서는 식(2.1)로 주어지는 한계 상태 방정식에 대하여 확률 유한요소법을 사용하여 2 차 모우먼트 방법(MVFOSM, AFOSM)에 의해 파괴 확률을 구하는 방법을 검토한다. 2 차 모우먼트 방법은 상태함수가 비선형인 경우, 확률 이론을 바로 적용할 수 없으므로 먼저 상태함수를 선형화시켜야 한다. 이 경우 확률변수의 평균치에서 선형화하는 경우를 MVFOSM (Mean Value First Order Second Moment Method), 파괴면 상의 한점을 찾아 이 점에서 선형

화하는 경우를 AFOSM (Advanced First Order Second Moment Method)으로 분류한다.

2.1 PFEM-based MVFOSM

식(2.1)의 상태 함수를 확률변수 σ_j 및 X 의 평균치에 대해 1차항까지 Taylor 전개하여 선형 근사시키면

$$G(X) = (\sigma_j - \bar{\sigma}_j) - \frac{\partial \bar{\sigma}_j}{\partial X} (X - \bar{X}) \quad (2.2)$$

여기서 응력의 일차 미분 $\partial \sigma_j / \partial X$ 는 절점 응력 σ_j 의 정의에 따라 다르지만 대부분의 경우, 응력은 부재 압축력, 모우먼트, 전단력등의 함수로 표현할 수 있다. 따라서 응력의 1차 미분을 구하기 위해서 부재력의 1차 미분이 필요하다.

선형 탄성 유한요소 해석에서 보 구조물의 부재 i 의 부재력은 다음과 같이 구한다.

$$f_i = k_i u_i \quad (2.3)$$

여기서 k_i 는 부재 i 의 강성 행렬을 의미한다. 이식으로 부터 부재력의 확률변수에 대한 1차 미분은

$$\begin{aligned} \frac{\partial f_i}{\partial X} &= \frac{\partial}{\partial X} [k_i (K^{-1} F)_i] \\ &= \frac{\partial k_i}{\partial X} u_i + k_i \left(\frac{\partial K^{-1}}{\partial X} F + K^{-1} \frac{\partial F}{\partial X} \right)_i \\ &= \frac{\partial k_i}{\partial X} u_i + k_i \left(K^{-1} \frac{\partial K}{\partial X} K^{-1} F + K^{-1} \frac{\partial F}{\partial X} \right)_i \\ &= \frac{\partial k_i}{\partial X} u_i + k_i (K^{-1} H)_i \end{aligned} \quad (2.4)$$

$$\text{여기서, } H : -\frac{\partial K}{\partial X} U + \frac{\partial F}{\partial X} \text{이며} \quad (2.5)$$

K 는 전체 강성 행렬, F 는 외부 하중 벡터를 나타낸다. 한편 $\partial K / \partial X$ 는 먼저 부재 강성 행렬 k 의 확률변수 X 에 대한 미분 행렬을 구한 다음, 이것을 전체 좌표계의 자유도에 맞도록 좌표변환을 하여 구하고, $\partial F / \partial X$ 는 외부 하중 자체가 확률변수이므로 쉽게 구할 수 있다. 이와 같은 방법으로 부재력 및 응력의 일차 미분을 구하면 식(2.2)로부터 $G(X)$ 의 평균과 분산

및 신뢰성 지수 (β)가 다음과 같이 구해진다.

$$\bar{G} = (\bar{\sigma}, -\bar{\sigma}_i) \quad (2.6)$$

$$Var(G) = Var(\sigma_i) + \left(\frac{\partial \bar{\sigma}_i}{\partial X}\right)^T C_{xx} \left(\frac{\partial \bar{\sigma}_i}{\partial X}\right) \quad (2.7)$$

$$\beta = \frac{\bar{G}}{[Var(G)]^{1/2}} \quad (2.8)$$

$$Pf = \Phi(-\beta) \quad (2.9)$$

여기서 $\Phi(\cdot)$ 는 표준 정규 확률밀도함수이다.

2.2 PFEM-based AFOSM

AFOSM에서는 원점에서 가장 가까운 파괴면상의 한점을 찾아 이 점에서 상태함수를 선형화 하는 것이 주목적이 되는데, 본 논문에서는 기존의 여러가지 AFOSM 기법 중에서 좌표변환을 하지않고 원래의 좌표계에서 바로 반복계산을 수행하는 Parkinson 방법[18]을 사용하였다. 대부분의 AFOSM 방법이 확률변수들의 서로 다른 분산의 크기를 고려하기 위하여, 먼저 모든 확률변수들을 표준 정규분포 $N(0, 1)$ 을 갖는 새로운 변수로 좌표변환을 하고 계산을 수행하지만, 한계 상태 방정식이 확률변수의 음함수 형태로 주어지는 경우는 상태함수를 변환된 좌표로 표현하는데 어려움이 있으므로, 이러한 경우에는 좌표변환을 하지 않고 반복계산의 과정에서 확률변수들의 분산특성을 고려하는 Parkinson 방법을 사용하는 것이 타당하다. 확률 유한요소법을 사용하여 Parkinson의 AFOSM에 의해 파괴확률을 구하는 방법은 다음과 같다.

- (1) 반복계산의 시작으로서 확률변수 X 의 초기값(X^m)을 지정한다. 초기값은 확률변수의 평균치를 택하는 것이 일반적이다.
- (2) 다음은 초기값(X^m)에서 상태함수를 선형 근사한다.

$$G(X) = (\sigma, -\sigma_i) + \frac{\partial \sigma_i}{\partial X}(X - X^m) \quad (2.10)$$

따라서 X^m 에서의 상태함수값과 1차 미분값이

필요한데 먼저 상태함수값은

$$G(X^m) = \sigma_i^m - \sigma_i(X^m) \quad (2.11)$$

여기에서는 변위 혹은 응력을 알아야 하므로 유한요소법에 의해 구조해석을 수행해야 한다. 파괴면에서는 이 상태함수값이 0이므로 실제적으로는 상태함수값이 0이 될 때까지 계산을 반복수행해야 한다. 이처럼 AFOSM은 반복계산의 각 단계마다 구조해석을 수행해야 하므로 시간이 많이 소요되는 단점이 있지만 반면에 MVFOSM에 비하여 정확한 파괴확률 값을 준다는 장점이 있다.

한편 일차 미분 $\left(\frac{dG}{dX} = G_x\right)$ 은

$$(1) X = \sigma, \text{ 일때 } G_x = 1 \quad (2.12)$$

(2) 그 외의 경우

$$G_x\{\sigma_i(X^m)\} = -\frac{\partial \sigma_i(X^m)}{\partial X} \quad (2.13)$$

(3) 상태함수값이 0이 아닌 경우에는 다음과 같은 방법으로 새로운 반복계산점(X^{m+1})을 찾는다.

$$\lambda = \frac{(X^m - \bar{X})^T G_x(X^m) - Z^m}{\{G_x(X^m)\}^T C_{xx} \{G_x(X^m)\}} \quad (2.14)$$

$$X^{m+1} = \bar{X} + \lambda C_{xx} G_x(X^m) \quad (2.15)$$

(4) $X^m = X^{m+1}$ 로 하여 (2) 단계부터 다시 계산을 수행하여 상태함수값이 0이 될 때까지 위의 과정을 반복한다. 이러한 과정을 거쳐 상태함수가 0이 되는 점을 찾으면 이점은 파괴면 상의 한점일 뿐만 아니라 좌표변환했을 때의 원점에서 가장 가까운 점이 되므로 결국 신뢰성 지수 β 는 다음과 같이 계산된다.

$$\beta = \frac{(\bar{X} - X^m)^T G_x(X^m)}{[\{G_x(X^m)\}^T C_{xx} \{G_x(X^m)\}]^{1/2}} \quad (2.16)$$

3. 유조선 Web Frame의 신뢰성해석

해석 대상으로서 Fig.1에 보인 유조선의 wed frame을 택하였는데[12] 이 선박의 주요 치수는 $L \times B \times D \times T = 307\text{ m} \times 48.2\text{ m} \times 25.2\text{ m} \times 19.7\text{ m}$ 이다. 이 web frame을 I-beam

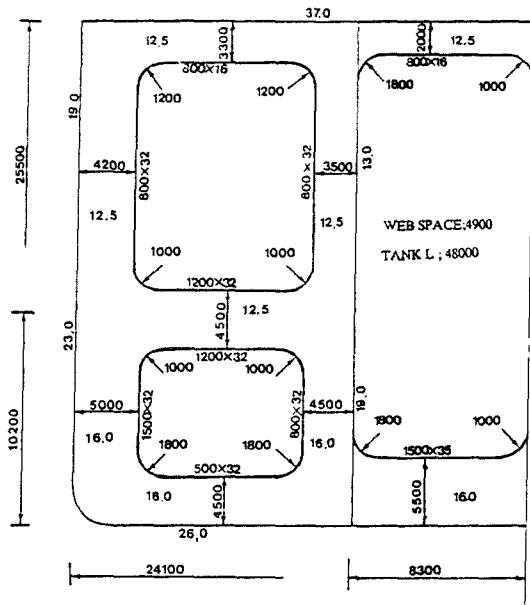


Fig. 1 Shape of Web Frame

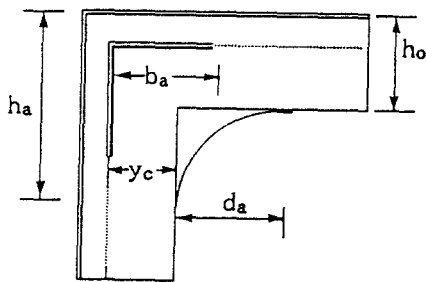


Fig. 2 Span Point

으로 구성된 보 구조물로 modeling하기 위하여 먼저 bracket 부분을 다음식으로 표현되는 span point에 의해 탄성부와 강체부로 이루어진 등가의 균일 단면보로 치환하였다[13,14] (Fig.2).

$$b_a = y_c + d_a \left(0.724 - \frac{0.724 h_o}{0.724 h_a + 0.726 h_o} \right) \quad (3.1)$$

또 종방향 부재 (외판, 종격벽, center girder) 들의 면내 굽힘 및 전단 강성은 다음식으로 표현되는 등가의 스프링으로 치환하였다[13].

(1) 양단이 단순 지지인 경우

$$k = \frac{E}{n} \left(\frac{5k_1 L^3}{384I} + \frac{2.6k_3 L}{8A_w} \right)^{-1} \quad (3.2)$$

(2) 양단이 고정단인 경우

$$k = \frac{E}{n} \left(\frac{k_2 L^3}{384I} + \frac{2.6k_3 L}{8A_w} \right)^{-1} \quad (3.3)$$

여기서 n은 두 횡격벽 사이의 web frame의 수이며 k_1, k_2, k_3 은 Table 1에 주어져 있다. 이와

Table 1 Coefficient of Equivalent Spring Constant [13]

n	1	2	3	4	5	6	7	8	9
k1	1.600	1.363	1.267	1.211	1.173	1.147	1.128	1.114	1.103
k2	2.000	1.482	1.333	1.248	1.200	1.166	1.143	1.127	1.111
k3	2.000	1.333	1.333	1.200	1.200	1.143	1.143	1.111	1.111

같은 방법으로 modeling된 web frame이 Fig.3이다. 하중 상태는 NK 규칙[15]에서 요구하는 하중조건 중에서 가장 위험하다고 판단되는 중앙 탱크가 만재된 상태 (center tank full condition; LC1; Fig.3 a), 중앙 탱크가 비어있는 상태 (center tank empty condition; LC3; Fig.3b) 및 중앙탱크 시험 상태 (center tank test condition; LC3; Fig.3 c)등을 택하였다. NK규칙에 의하면 유조선의 임의의 부분에서의 응력은 다음식을 만족할 것을 요구하고 있다.

$$\sigma_e = \{ (\sigma_a + \sigma_b)^2 + 3\tau^2 \}^{1/2} < 18000 \text{ ton} / \text{m}^2 \quad (3.4)$$

여기서, σ_a = 축응력

σ_b = 굽힘 응력

τ = 전단 응력

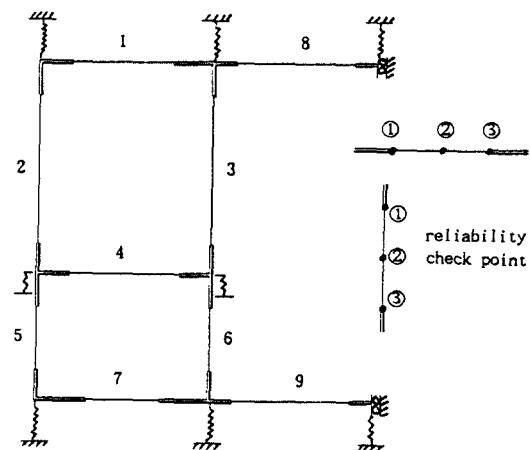
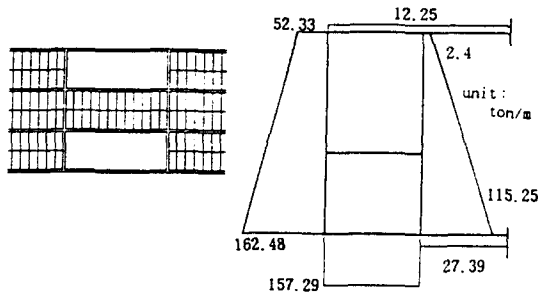
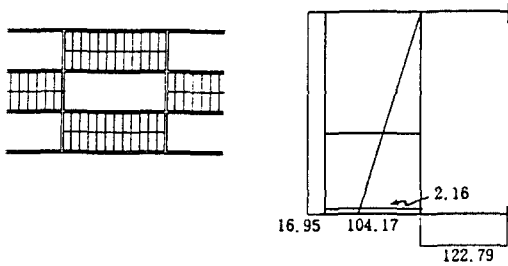


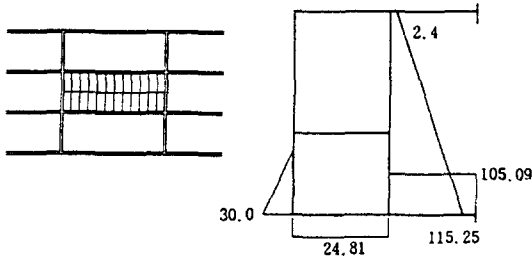
Fig. 3 Modeling of the Web Frame and the Reliability Check Point



(a) Center Tank Full Condition (LC1)



(b) Center Tank Empty Condition (LC2)



(c) Center Tank Test Condition (LC3)

Fig. 4 Loading Conditions

즉, 식(3.4)로 표현되는 등가 응력(σ_e)이 허용 응력($18000 \text{ ton}/m^2$)을 넘지 말아야 한다는 조건인데, 본 논문에서는 이러한 기준으로 설계된 web frame의 임의 부분에서의 등가 응력이 항복 응력(σ_y)을 초과하는 경우를 파괴 상태로 보고 신뢰성해석을 수행하였다. 따라서 한계 상태 방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Z = G(\dot{X}) = \dot{\sigma}_y - \sigma_e(X) \quad (3.5)$$

$= \sigma_y - \{(\sigma_a(X) + \sigma_b(X))^2 + 3\tau(X)^2\}^{1/2} = 0$
 여기서 \dot{X} 는 해당되는 각 값들이 확률변수의 함수임을 의미한다. 따라서 상태함수에 대한

확률변수의 평균치에서의 선형 근사식은

$$G(X) = (\sigma_y - \bar{\sigma}_e) - \frac{\partial \bar{\sigma}_e}{\partial X} (X - \bar{X}) \quad (3.6)$$

여기서, $\frac{\partial \bar{\sigma}_e}{\partial X} = D_x(\bar{\sigma}_e)$

$$D_x(\cdot) = \frac{\partial \bar{\sigma}_a}{\partial X} \frac{\partial}{\partial \sigma_a} + \frac{\partial \bar{\sigma}_b}{\partial X} \frac{\partial}{\partial \sigma_b} + \frac{\partial}{\partial X} \frac{\partial \tau}{\partial \tau} \quad (3.7)$$

따라서 $G(X)$ 의 분산은

$$Var(G) = Var(\sigma_y) + \left[\frac{\partial \bar{\sigma}_e}{\partial X} \right]^T C_{xx} \left[\frac{\partial \bar{\sigma}_e}{\partial X} \right] \quad (3.8)$$

와 같이 구할 수 있다. 보 구조물의 응력 σ_a, σ_b, τ 의 1차 미분을 구하기 위해 필요한 부재 압축력, 모우먼트, 전단력등의 1차 미분은 식(2.4)에 의해 구할 수 있다. 식(3.5)에서 식(3.8)의 과정을 2장의 필요한 각 부분에 대입하여 신뢰성해석을 수행할 수 있다.

확률 변수로는 항복응력(σ_y), 외부 하중(W), 단면 2차 모우먼트(I), 탄성계수(E)등을 택하였는데, 외부하중이 분포 하중으로 작용하므로 유한요소해석을 하기 위해서는 각 부재단위로 하중을 구분한 뒤 이를 등가의 집중하중으로 치환하여야 하는데, 본 논문에서는 각 부재단위의 분포하중을 확률변수로 취급하였다. 신뢰성 check point는 Fig.3에 보인 바와 같이 각 부재의 span point 양단과 중간 지점으로, 각 부재마다 3개의 절점에서 파괴확률을 조사하였다.

신뢰성해석을 위해 필요한 입력 data가 Table 2이며, Table 3은 응력 및 응력의 통계 해석 결과인데 LC1에서는 7번 부재의 1번 절점에서, LC2 및 LC3에서는 9번 부재의 1번 절점에서 응력이 가장 크게 걸렸으며, 전체적으로 가장 큰 응력이 걸리는 곳은 LC2의 하중상태에서의 9번 부재 1번 절점인데 그 값이 $17898 \text{ ton}/m^2$ 이므로, 이 web frame은 선규칙에 맞도록 설계되었다는 것을 알 수 있다.

신뢰성해석 결과는 Table 4인데, 각 하중 조건에서는 최대응력이 걸리는 절점에서 파괴확

물도 크게 나왔지만 전체적으로는 LC1의 7번 부재의 1번 절점에서 파괴확률이 가장 큰 것으로 나타났다. 즉, 최대응력은 LC2의 9번 부재 1번 절점에서 걸리지만 LC1의 7번 부재 1번 절점이 불확실성에 민감하게 변화하므로, 이 절점에서의 응력이 항복응력을 초과할 확률이 더 크게 나타난 것이다. PFEM-based AFOSM 해석 결과를 보면 이 선박은 NK 규칙에 따라 허용응력(18000ton/m²)을 넘지 않도록 설계되었지만, 외부하중 및 구조물에 포함된 불확실성에 의해 항복응력(24000ton/m²)을 넘어 실 확률이 LC1에서는 약 6.8%, LC2에서는 약 4.4%, LC3에서는 약 0.04% 정도 내재돼 있다는 것을 의미한다. 확률 변수의 분산정도에 따라 이 값은 위험한 정도까지 증가할 수 있으므로 응력의 허용기준과 함께 파괴확률의 허용기준을 선급 규칙에 명시하는 것이 바람직하다.

Table 2 Statistics of Random Variables for the Web Frame

X	W	I	E	σ_x
C.O.V.(%)	20., LC3 ; 0.	10.	5.	10.

normal distribution

Table 3 Mean and Variance of Stress for the Web Frame

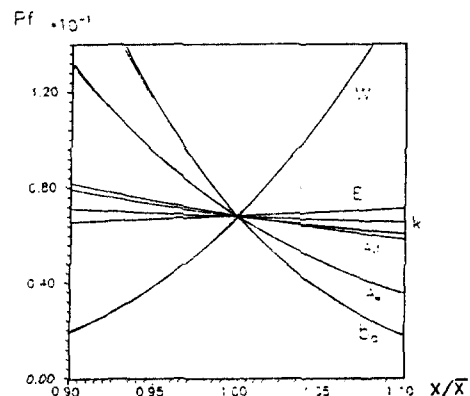
(unit : ton/m²)

mem-ber	node	LC1	LC2	LC3
1	1	12412.0 (36.70)	6178.1 (30.34)	4347.3 (5.25)
	2	7306.9 (29.77)	4416.5 (30.15)	4065.7 (3.31)
	3	4077.8 (22.70)	6467.4 (31.31)	6548.7 (5.88)
3	1	2172.7 (48.38)	7328.9 (26.80)	7173.2 (2.95)
	2	3413.0 (55.36)	3690.5 (19.77)	3273.5 (3.01)
	3	13216.6 (17.27)	5063.6 (18.69)	6639.7 (2.54)
5	1	9191.9 (24.81)	5397.7 (15.21)	4895.4 (2.04)
	2	12013.8 (22.18)	5791.9 (14.10)	4625.1 (1.86)
	3	17459.2 (18.86)	6804.7 (13.16)	4472.9 (1.80)
7	1	17684.9 (19.67)	8501.3 (12.04)	5166.3 (2.92)
	2	6314.3 (37.76)	6917.6 (12.27)	5632.0 (1.26)
	3	6131.3 (40.89)	7948.3 (13.60)	8327.9 (1.92)
9	1	2760.2 (61.55)	17898.0 (14.75)	15958.1 (0.74)
	2	4348.0 (28.18)	6960.3 (11.74)	6370.8 (1.31)
	3	5735.5 (18.23)	4882.9 (12.65)	3340.3 (1.50)

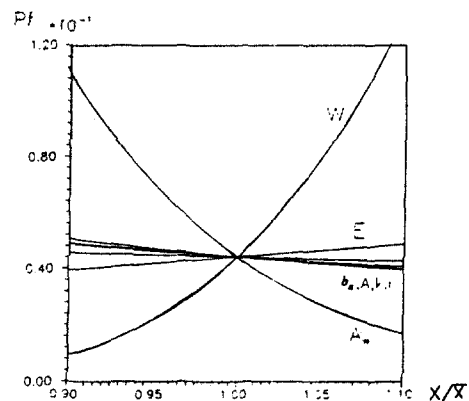
() ; C.O.V.(%) of stress

본 논문에서는 가장 위험하다고 판단된 LC1에서의 7번 부재 1번 절점에 대하여 선체 구조설계에서 중요하다고 생각되는 변수들을 택하여 여러가지 경우에 대한 파괴확률의 변화를 조사하였다.

Fig.5 (a)는 주요 변수들의 평균치를 90%에서 110%까지 변화시켜 가면서 구한 파괴확률의 변화를 도시한 것인데 하중, span point(b_s), 보의 wed 단면적(A_w)등이 큰 영향을 미치고 종방향 부재의 면내 굽힘 및 전단 강성을 치환한 등가의 스프링 상수, 단면 2차 모우먼트, 단



(a) at Node ① of Member 7 under LC1



(b) at Node ① of Member 9 under LC2

Fig. 5 Trend Curves of Probability of Failure by the Variation of the Mean Value of Each Variable of Web Frame

Table 4 Results of Component Reliability Analysis for the Web Frame

member	node		PFEM-based MVFOSM			PFEM-based AFOSM		
			LC 1	LC 2	LC 3	LC 1	LC 2	LC 3
1	1	β	2.251	5.853	8.152	2.205	5.742	8.146
		Pf	1.221e-2	2.421e-9	1.793e-16	1.374e-2	4.674e-9	1.886e-16
	2	β	5.153	7.135	8.293	4.814	7.130	8.293
		Pf	1.279e-7	4.826e-13	5.525e-17	7.406e-7	5.036e-13	5.532e-17
	3	β	7.745	5.583	7.179	5.538	5.399	7.148
		Pf	4.784e-15	1.182e-8	3.500e-13	1.532e-8	3.350e-8	4.403e-13
3	1	β	8.331	5.376	6.984	8.115	8.516	6.984
		Pf	4.016e-17	3.808e-8	1.433e-12	5.986e-16	8.273e-18	1.433e-12
	2	β	6.721	8.097	8.622	7.231	8.385	8.622
		Pf	9.048e-12	2.825e-16	3.283e-18	2.396e-13	2.541e-17	3.286e-18
	3	β	3.256	7.340	7.216	3.248	7.291	7.215
		Pf	5.657e-4	1.067e-13	2.683e-13	5.810e-4	1.542e-13	2.689e-13
5	1	β	4.473	7.334	7.953	4.464	7.308	7.953
		Pf	3.865e-6	1.118e-13	9.078e-16	4.024e-6	1.354e-13	9.080e-16
	2	β	3.342	7.182	8.068	3.291	7.158	8.068
		Pf	4.156e-4	3.426e-13	3.583e-16	5.000e-4	4.084e-13	3.583e-16
	3	β	1.605	6.712	8.132	1.597	6.696	8.132
		Pf	5.423e-2	9.566e-12	2.116e-16	5.509e-2	1.072e-11	2.116e-16
7	1	β	1.494	5.940	7.832	1.492	5.905	7.831
		Pf	6.753e-2	1.425e-9	2.403e-15	6.790e-2	1.767e-9	2.427e-15
	2	β	5.227	6.710	7.650	5.477	6.707	7.650
		Pf	8.605e-8	9.716e-12	1.005e-14	2.157e-8	9.955e-12	1.004e-14
	3	β	5.149	6.098	6.516	5.841	6.059	6.515
		Pf	1.312e-7	5.364e-10	3.620e-11	2.602e-8	6.838e-10	3.646e-11
9	1	β	7.223	1.710	3.347	7.007	1.705	3.347
		Pf	2.538e-13	4.360e-2	4.088e-4	1.218e-12	4.408e-2	4.088e-4
	2	β	7.293	6.721	7.341	7.033	6.101	7.341
		Pf	1.519e-13	9.023e-12	1.060e-13	1.011e-12	5.270e-10	1.059e-13
	3	β	6.404	7.714	8.606	6.358	7.554	8.606
		Pf	7.556e-11	6.091e-15	3.772e-18	1.023e-10	1.115e-14	3.771e-18

성계수 등은 거의 영향을 미치지 않는 것으로 나타났다. 비교 목적으로 LC2에서의 9번 부재 1번 절점에 대하여도 같은 해석을 수행하였는데(Fig.5 (b)), 대부분의 변수들이 LC1에서의 결과와 거의 유사한 경향을 보이고 있지만 span point의 영향은 LC1의 경우와 큰 차이를 보이고 있다. 이것은 9번 부재의 (강체부/탄성부) 비가 매우 작아서 span point의 길이 변

화가 거의 영향을 미치지 않기 때문이라고 생각된다. 참고로 (강체부/탄성부) 비는 7번 부재가 약 1.10, 9번 부재가 약 0.07이다. 따라서 (강체부/탄성부) 비가 큰 부재에 대하여는 span point의 위치를 가능한 한 정확히 추정하는 것이 바람직하다. 또 한계 상태 방정식에서 사용된 응력이 굽힘응력 외에 축응력 및 전단응력의 영향을 모두 고려한 등가응력을 사용하

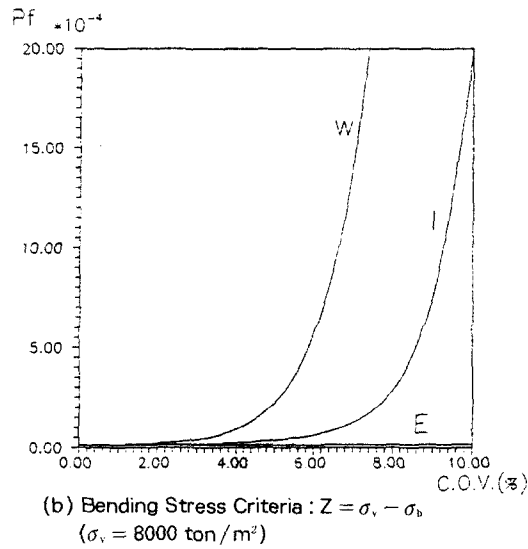
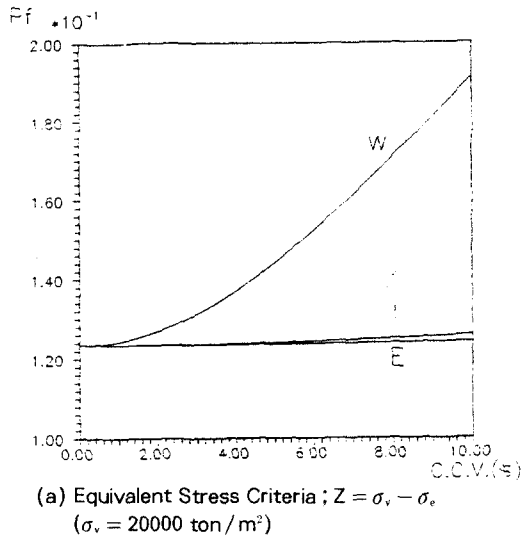


Fig. 6 Trend Curves of Probability of Failure at node ① of member 7 by the Variation of the C.O.V. of Each Random Variable of Web Frame under LC1

였고, 선체 구조 부재는 길이에 비해 깊이가 크므로 전단응력의 영향이 훨씬 커서 단면적 및 단면 2차 모우먼트에 비하여 web 단면적의 영향이 크게 나타난 것으로 판단된다.

Fig.6 (a)는 항복응력의 분산계수만을 그대로 두고 다른 확률변수의 분산계수를 0%에서 10%까지 각각 변화시키면서 구한 파괴확률의 변화를 도시한 것이다. 이러한 연구의 목적은

각 변수들의 분산계수가 파괴확률에 미치는 영향을 파악하고자 하는 것이므로, 신뢰성해석시 파괴확률이 너무 작아지는 것을 방지하기 위하여 항복응력의 평균치를 적절히 조절하였는데, 한계 상태 방정식이 항복응력에 대하여는 선형으로 변화하므로 항복응력의 가감이 파괴확률의 변화 경향에는 영향을 주지 않는다. 여기에서는 하중의 영향이 매우 크고 단면 2차 모우먼트와 탄성계수의 영향은 거의 없는 것으로 나타났다. 참고로, 등가응력 대신에 굽힘응력만을 고려하였을 경우에 대한 파괴확률의 변화가 Fig.6 (b)인데, 여기에서는 단면 2차 모우먼트의 영향이 매우 큰 것으로 나타난다. 따라서 사용되는 응력기준에 따라 변수의 중요도가 많이 달라짐을 알 수 있다.

5. 결론

이상의 연구 및 계산 결과로부터 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 확률 유한요소법에 의한 신뢰성 해석 기법은 기존의 유한요소법 알고리즘을 응용한 것이므로 유한요소법에서 사용되는 data에, 정의된 확률변수들의 분산특성만을 입력하면 구조물의 신뢰성에 대한 각종 정보를 얻을 수 있다.
- (2) 확률 유한요소법을 기존의 신뢰성 이론과 연결함으로써 복잡한 구조물의 필요한 모든 위치에서의 파괴확률을 보다 효율적으로 계산할 수 있게 되었다. 이 경우 구조 해석은 단 1회만 수행하며 (MVFOSM), AFOSM을 채택하는 경우에도 보통 10번 이내에서 반복 계산이 끝난다.
- (3) 선급 규칙에 따라 허용응력을 넘지 않도록 설계된 선체라 하더라도 외부하중 및 구조물에 포함된 불확실성에 의해 항복응력을 넘어설 확률이 어느정도 내재돼 있으며 불확실성의 정도에 따라서는 파괴확률이 위험한 수준까지 증가할 수 있으므로 이러한 파괴확률의 허용 기준을 선급 규칙에 명시할

필요가 있다.

- (4) bracket을 강체부와 탄성부로 이루어진 등가의 균일 단면보로 치환하였을 때, (강체부/탄성부) 비가 클수록 강체부의 평균치의 변화에 따른 파괴확률의 변화가 크므로 (강체부/탄성부)비가 큰 부재에 대하여는 span point의 위치를 가능한 한 정확히 추정하는 것이 바람직하다.
- (5) 확률변수들의 불확실성의 정도에 따라서는 최대응력이 걸리지 않는 다른 절점에서 파괴확률이 가장 크게 나타날 수도 있으므로, 신뢰성에 기초한 최적설계 방법의 개발이 요망된다.

참 고 문 헌

- [1] 김수현, "Monte Carlo 법을 이용한 파괴 확률 계산법 연구", 서울 대학교 석사학위 논문, 1989.
- [2] Wu, Y.T., "*Efficient Methods for Mechanical and Structural Reliability Analysis and Design*", Ph.D. Thesis, University of Arizona, Tucson, Arizona, 1984.
- [3] Handa, K. and Karrholm, G., "*Application of Finite Element Method in the Statistical Analysis of Structures.*", Chalmers University of Technology, 1975, Sweden.
- [4] 中桐滋, 久田俊明, "確率有限要素法入門", 培風館, 1985.
- [5] Der Kiureghian, A. and Taylor, R.L., "*Numerical Methods in Structural Reliability*", Proceedings, 4th International Conference on Application of Statistics and Probability in Soil and Structural Engineering, Florence, Italy, pp. 769-784, 1983.
- [6] Der Kiureghian, A. and Ke, J.B., "*Finite Element Based Reliability Analysis of Frame Structures.*", ICOSSAR'85, Kobe, Japan.
- [7] Mahadevan, S., "*Stochastic Finite Element-based Structural Reliability Analysis and Optimization*", Ph. D. Thesis, Department of Civil Engineering, Georgia Institute of Technology, 1988.
- [8] 양영순, 김지호, "평면 FRAME 구조물의 확률 유한요소 해석", 한국 전산 구조 공학회지, 제 2권, 제 4호, pp.89-98, 1989
- [9] 양영순, 김지호, "고유치 문제의 확률 유한요소 해석(좌굴 신뢰성 해석)", 한국 전산 구조 공학회지, 제4권, 제2호, 1991
- [10] 김병주, "혼합법과 확률 유한요소법의 평면 뼈대 구조물 해석에의 응용", 서울대학교 석사학위 논문, 1990.
- [11] Parkinson, D.B., "*Computer Solution for the Reliability Index*", Eng. Struct., Vol.2 pp. 57-62, 1980
- [12] Hisashi Nobukawa, "*On the Optimum Design of Ship Structures Taken Account of the Three-Dimensional Strength(II)*", 關西造船協會第47回講演, 昭和48年11月
- [13] Jang, C.D. and Na, S.S., "*On the Minimum Structural Weight Design of Oil Tankers by Generalized Slope Deflection Method,*" The proceedings of the Third International Symposium on Practical Design of ships and Mobile Units (PRADS), pp.1128-1137, 1987.6.
- [14] 임상전, 김지호, "경사 처짐법에 의한 유조선의 입체 강도 해석", 대한 조선학회지, 23 권, 3 호, pp.27-38, 1986.9.
- [15] 關西造船協會ルール檢討委員會報告, 第4報, 昭和60年10月.