
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 33 卷 第 2 號 1996年 5月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 33, No. 2, May 1996

부식을 고려한 선각거더의 최종강도 신뢰성

백점기*, 양수홍**, 김성규***

Ultimate Strength Based Reliability of Corroded Ship Hulls

by

J.K. Paik*, S.H. Yang** and S.K. Kim***

요 약

노후선박은 부식, 피로균열 등의 구조손상을 입고 있으며, 구조손상이 심각하면 중대한 재난사고를 초래할 위험성이 높다. 선각붕괴에 의한 선박의 침몰사고를 미연에 방지하기 위하여는 구조손상에 기인된 각종 불확실성을 고려한 노후선박의 최종강도 신뢰성을 평가할 필요가 있다.

본 논문에서는 부식에 의한 선체구조부재의 관두께 감소효과를 고려하여 선체구조의 최종강도를 기준으로한 신뢰성 평가기법을 제시하였다. 이를 위해 선체구조의 부식 속도모델을 선급에서 제시하는 데이터를 바탕으로 설정하고, 부식효과를 고려한 신뢰성 한계상태방정식을 도출하였으며, 최종강도 신뢰성은 SORM (second-order reliability method)을 적용하여 계산하였다. 본 기법을 이중선체 유조선에 적용하여 선령의 증가에 따른 단면계수 및 최종강도 신뢰성의 감소특성을 고찰하였다.

Abstract

Aging ships can suffer structural damage due to corrosion, fatigue crack, etc., and possibility of catastrophic failure of seriously damaged ships is very high. To reduce the risk of loss of ships due to hull collapse, it is essential to evaluate ultimate hull strength of aging ships taking into account various uncertainties associated with structural damages.

접수일자 : 1995년 9월 23일

* 정회원, 부산대학교 조선해양공학과

** 학생회원, 부산대학교 조선해양공학과, 석사과정

*** 정회원, 노르웨이 선급 아시아 도면 승인센터

In this paper, ultimate strength-based reliability analysis of ship structures considering wear of structural members due to corrosion is described. A corrosion rate estimate model for structural members is introduced. An ultimate limit state function of a ship hull is formulated taking into account corrosion effects. The model is applied to an existing oil tanker, and reliability index associated with hull collapse is calculated by using the second-order reliability method (SORM). Discussions on structural safety of corroded ships are made.

기 호 설 명

A_B = 선저외판의 횡단면적
 $A_{B'}$ = 이중저내판의 횡단면적 (단저구조
 에서는 $A_{B'} = 0$)
 A_D = 갑판의 횡단면적
 A_S = 선측횡단면적의 절반 (종격벽 및
 선측내판도 포함)
 B = 선박형폭
 b = 보강판의 종보강재 간격
 C_b = 방형계수
 D = 선박형깊이
 D_B = 이중저높이
 E = 재료의 탄성계수
 F_n = Froude number
 g = 새김시 선저로부터 중립축까지의 거
 리 또는 호김시 갑판으로부터 중립
 축까지의 거리
 $g(x)$ = 최종강도 한계상태 방정식
 L = 수선간 길이
 \hat{M}_{sw} = 정수중 종굽힘모멘트 (확률변수)
 \hat{M}_u = 선각거더의 최종강도 (확률변수)
 M_u = 부식손상을 입은 선각거더의 최종
 강도 (평균치)
 M_{wo} = 부식손상을 입지 않은 선각거더의
 최종강도 (평균치)
 \hat{M}_w = 파랑중 종굽힘모멘트 (확률변수)

N = 선박이 극한파고와 조우하는 횡수
 P_f = 선각의 파손(붕괴)확률
 SM = 부식손상을 입은 선각거더의 단면
 계수 (평균치)
 SM_b = 선저부 단면계수
 SM_d = 갑판부 단면계수
 SM_o = 부식손상을 입지 않은 선각거더의
 단면계수 (평균치)
 T = 선박 형흘수
 t = 보강판 두께
 \tilde{x}_u = 최종강도에 관한 모델링 불확실성
 \tilde{x}_{sw} = 정수중 종굽힘모멘트에 관한 모델
 링 불확실성
 \tilde{x}_w = 파랑중 종굽힘모멘트에 관한 모델
 링 불확실성
 $\hat{\alpha}$ = 한계상태곡면에 대한 법선벡터
 β = 보강재간의 판의 세장비
 $\left(= \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \right)$
 γ = 안전지수 (reliability index)
 $\sqrt{\lambda_0}$ = 파랑중 종굽힘모멘트의 rms
 (root-mean-square)
 μ_w = 파랑중 종굽힘모멘트의 평균치
 μ_{x_i} = 확률변수 x_i 의 평균치

- σ_u = 보강판의 압축 최종강도
- σ_{uB} = 선저외판의 압축 최종강도
- σ_{uB}' = 이중저내판의 압축 최종강도
- σ_{uD} = 갑판의 압축 최종강도
- σ_{uS} = 선측의 압축 최종강도
- σ_w = 파랑중 종굽힘모멘트의 표준편차
- σ_{x_i} = 확률변수 x_i 의 표준편차
- σ_y = 재료의 항복강도
- σ_{yB} = 선저내외판의 항복강도
- σ_{yD} = 갑판의 항복강도
- σ_{yS} = 선측의 항복강도
- ϕ = 표준정규 분포함수

1. 서 언

최근 노후 살물운반선의 침몰을 비롯한 사고의 빈발을 계기로 노후선박의 구조안전성 평가문제가 관심의 대상이 되고 있다 [1-3]. 또한, 초대형 유조선이나 LNG 선박등의 경우 선령 25년 이상에 걸쳐 사용하는 경향이 있으며, 선체 노후화에 따른 각종 문제점이 제기되고 있다 [이들테면, 4-6]. 이와 함께 선급이나 선주측에서는 선령의 증가와 함께 선박의 안전성을 확보하면서도 보수 유지비용을 최소화하기 위한 방법등을 모색하고 있다 [7, 17, 18].

노후선박의 경우 많은 구조손상이 조사 보고되고 있으며, 이들 중에서 부식에 의한 부재의 판두께 감소와 피로균열등이 선박의 수명을 결정짓는 가장 중요한 인자들이다. 피로균열 문제에 관하여는 지금까지 많은 연구가 수행되어져 왔으며, 선박의 피로수명 평가법이나 기준도 어느정도 확립되어 지고 있다 [19]. 이에 비해 부식에 관하여는 선체 부식상태의 선급검사 기준을 강화한다든가 [20], 과대하게 부식된 선체부재에 대한 수리지침 [12]등이 제시되고 있긴하나 전반적으로 부식에 의해 선체 강도가 어떤 영향을 받는지 구체적으로

검토한 예는 많지 않다.

최근에 Lpseth등 [8]은 노르웨이선급 (DnV)에 등록된 선박에 대한 선체 주요부재의 부식속도 (corrosion rate, mm/year) 모델을 제시하였다. 이들은 구조부재의 위치나 부식 환경등에 따라 단일 및 이중선각 유조선에 대한 부식속도의 평균치와 변동계수 (COV, coefficient of variation)를 제시하였다. Yamamoto등 [9]은 일본선급협회 (NK)에서 계측한 부식에 의한 선체 주요부재의 판두께 감소량의 데이터를 통계처리 하였으며, 그 결과 부식속도의 통계적 성질은 Weibull분포에 가깝다는 것을 밝혔다. 또한, 이들은 이 결과를 이용하여 선령의 증가에 따른 선체 중강도 부재의 좌굴강도에 대한 부식손상의 영향도 검토한 바 있다.

부식에 의해 선체 주요부재의 판두께가 심각하게 감소하면 부재 좌굴강도가 저하하고, 그 결과 선체구조의 강도와 강성이 크게 저하하여 선각거더가 전체적으로 소성 붕괴할 가능성이 높다는 것이 알려져 있다 [3]. 그러나, 각종 불확실성이 포함되기 때문에 이 문제에 관하여 아직도 불명확한 점이 많이 남아있는 것이 사실이다.

선체구조의 안전성을 확보하기 위하여는 부식에 의해 선체 구조강도가 어떠한 영향을 받는지 충분히 검토할 필요가 있다. 특히, 정기검사에 얻어진 주요부재의 판두께 계측결과를 바탕으로 부식에 따른 선체구조의 안전여유를 평가해 두면 임시검사 시기나 부재의 교체시기등의 결정을 포함하여 붕괴사고를 미연에 방지하는데 크게 도움이 될 것이다. 또한, 선체구조의 안전성 평가시에는 각종 불확실성이 내포되기 때문에 이들을 합리적으로 고려할 수 있는 확률적 수법에 의한 평가가 이루어져야 한다.

본 연구에서는 부식에 의한 선체 주요부재의 판두께 감소효과를 고려하여 선각거더의 소성붕괴를 기준으로 한 신뢰성 평가법을 제시한다. 부재의 부식속도는 각국 선급협회의 계측데이터를 바탕으로 정의하며, 종굽힘모멘트를 받는 선각거더의 최종강도 계산모델은 해석적인 방법으로 Paik & Mansour [10]가 도출한 계산식을 이용한다. 또한, 극한 파랑중 종굽힘모멘트의 계산모델은 Mansour

& Hovem [11]이 제시한 방법을 적용하며, 신뢰성지수는 SORM (second-order reliability method)을 적용하여 계산한다. 본 평가법을 운항중인 이중선체 유조선에 적용하며, 선령의 증가에 따라 구조강도 부재에 부식이 진행될때 최종강도 신뢰성의 변화를 검토한다.

2. 선체 주요부재의 부식모델

선체구조의 부식속도는 일반적으로 코팅방법, 부식방지 장치의 설치 및 보수유지 시스템, 구조설계 방법 등에 따라 달라지며, 운항시의 부식환경, 이를테면 밸러스트의 기간, 탱크청소의 주기 및 방법, 적재화물의 종류 및 온도등에도 큰 영향을 받는다.

특히 코팅 방법에 따라 부식의 시작시기가 달라지며, 타르 에폭시 (tar-epoxy) 코팅의 경우 건조 후 약 8~13년이 지난후 부터 본격적으로 부식이 일어나기 시작한다는 것이 알려져 있다 [8]. 그러나, 건조후 3~5년이 지나면 부분적으로 구조부재에 부식이 시작되는 것이 보통이다. 또한, 부식은 부재에 국부적 또는 전체적으로 발생할 가능성이 있으나, 일반적으로 문제를 단순화시켜 부식에 의해 부재의 판두께는 균일하게 감소한다고 가정하여 다룬다.

전술한 바와 같이 Lpseth등 [8]은 DnV의 계측데이터를 바탕으로 단일 및 이중선각 유조선의 주요부재별 부식속도의 평균치와 변동계수를 제시한 바 있다. 본 논문에서는 신뢰성 해석시에 기본적으로 이들이 제시한 부식모델을 이용한다. 본 논문에서 계산예로 채용한 것과 동일한 선종인 이중선체 유조선구조에 대해 Lpseth등이 제시한 주요부재의 부식속도는 Fig.1과 같이 된다. 또한, 부식속도의 확률분포는 Yamamoto등 [9]의 통계처리 결과를 바탕으로 Weibull분포로 가정할 수 있다.

실제로는 부식에 의한 부재의 판두께 감소량이 일정 크기보다 커지면 구조 안전성의 확보측면에서 해당부재를 교체 수리하게 된다. DnV의 경우 부재별 최소 판두께표 (minimum thickness list)를 제시하고 있으며 [12], NK의 경우 Table 1과 같이

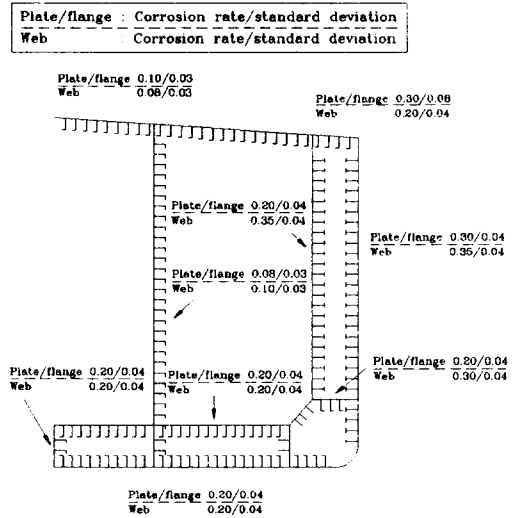


Fig.1 Corrosion rate of a double hull tanker (8)

Table 1 Permissible plate thickness reduction due to corrosion

Member	Maximum Wastage
Outer Shell, Deep Tank Bhd. Plate, Inner Btm., Deck Beam	20 % + 1 mm
Floor, Girder, W.T. Bhd. Plate Web & Face of Trans. Ring	25 %
Frame, Bracket, Hatch	30 %

허용 판두께 감소량을 원래 판두께에 대한 비율로서 제시하고 있다. 본 논문에서는 과대부식에 의해 부재를 교체 수리해야 하는 경우 NK의 지침을 이용한다.

3. 최종강도 한계상태식

여기서는 종굽힘모멘트를 받는 선각거더의 소성붕괴 한계상태 방정식을 정식화한다. 종굽힘 모멘트는 정수중 및 파랑중 굽힘모멘트의 성분으로 구

성되므로 선각거더의 최종강도 한계상태식은 일반적으로 다음과 같이 표현할 수 있다. 즉,

$$g(x) = \tilde{M}_u - \tilde{M}_{sw} - \tilde{M}_w \leq 0 \quad (1)$$

3.1 최종강도 계산모델

Paik & Mansour [10]는 Fig.2에 나타내는 바와 같이 종굽힘모멘트의 작용하에서 선각거더가 최종강도 상태에 도달했을때 압축을 받는 플랜지와 부근 선축은 좌굴 붕괴하고, 인장플랜지는 인장 항복상태에 놓이지만 최종적인 중립축 근방은 탄성 상태를 유지한다는 가정하에서 명시적인 형태의 최종강도 계산식을 해석적인 방법으로 도출하였으며, 대형 상자형 구조모형등에 대한 붕괴실험 결과와 실선에 대한 최종강도의 수치해석 결과를 비교하여 그 정도와 유용성을 확인한 바 있다. 본 연구에서는 이들의 계산식을 적용하여 선각거더의 최종강도를 추정한다.

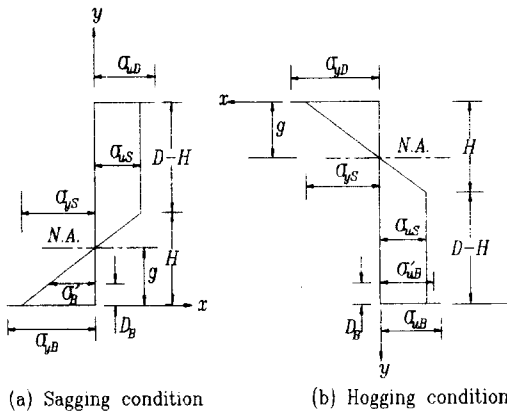


Fig.2 Assumed distribution of longitudinal stresses in a hull cross-section at the overall collapse state [10]

Paik & Mansour [10]의 계산식은 새깅 및 호깅 상태에 대해 별도의 형태로 표현되며, 구체적으로는 다음과 같다.

새깅상태:

$$M_{us} = -A_D \sigma_{uD}(D-g)$$

$$\begin{aligned} & - \frac{A_S}{D}(D-H)(D+H-2g)\sigma_{uS} \\ & - A_B g \sigma_{yB} + \frac{A_B'}{H}(g-D_B) \\ & \times [D_B \sigma_{uS} - (H-D_B)\sigma_{yS}] - \frac{A_S}{3D} \\ & \times H[(2H-3g)\sigma_{uS} - (H-3g)\sigma_{yS}] \end{aligned} \quad (2)$$

여기서,

$$\begin{aligned} H = \frac{1}{2} \left\{ \left(\frac{A_D \sigma_{uD} + 2A_S \sigma_{uS} - A_B \sigma_{yB}}{A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} \right. \right. \\ \left. \left. - \frac{A_B' \sigma_{yS}}{A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} \right) D + \left[\left(\frac{A_D \sigma_{uD}}{A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} \right. \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{2A_S \sigma_{uS} - A_B \sigma_{yB} - A_B' \sigma_{yS}}{A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} \right)^2 D^2 \right. \\ \left. \left. + \frac{4A_B' D_B}{A_S} D \right]^{\frac{1}{2}} \right\} \end{aligned}$$

$$g = \frac{H \sigma_{yS}}{\sigma_{uS} + \sigma_{yS}}$$

호깅상태:

$$\begin{aligned} M_{uh} = & A_D \sigma_{yD} g + A_B (D-g) \sigma_{uB} \\ & + A_B' \sigma_{uB}' (D-g-D_B) + \frac{A_S}{D} \\ & \times (D-H)(D+H-2g)\sigma_{uS} + \frac{A_S}{3D} \\ & \times H[(2H-3g)\sigma_{uS} - (H-3g)\sigma_{yS}] \end{aligned} \quad (3)$$

여기서,

$$H = \frac{A_B \sigma_{uB} + A_B' \sigma_{uB}' + 2A_S \sigma_{uS} - A_D \sigma_{yD}}{A_S(\sigma_{uS} + \sigma_{yS})} D$$

$$g = \frac{H\sigma_{yS}}{\sigma_{uS} + \sigma_{yS}}$$

식(2) 및 (3)의 구체적인 계산을 위하여는 선각의 압축플랜지 (즉, 새깅시 갑판 또는 호깅시 선저외판) 및 압축플랜지 부근의 선측외판에 대한 압축 최종강도치를 알아야 한다. 구조 신뢰성해석을 용이하게 수행하기 위하여는 판 및 보강판의 압축 최종강도치를 추정하기 위한 명시적인 형태의 간이 계산식이 필요하다.

이 같은 측면에서 Paik & Lee [13]는 판 및 보강판에 대한 기존의 압축 최종강도 실험결과와 보강판에 대한 자체적인 압축 최종강도 실험결과를 바탕으로 최소자승법을 적용하여 적용 범위가 넓으면서도 높은 정도를 주는 판 및 보강판의 압축 최종강도 실험식을 다음과 같이 제안하였다.

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = [0.995 + 0.936\lambda^2 + 0.170\beta^2 + 0.188\lambda^2\beta^2 - 0.067\lambda^4]^{-0.5} \quad (4)$$

본 연구에서는 식(4)를 적용하여 갑판, 선저외판 또는 선측을 비롯한 압축을 받는 보강판부재의 최종강도를 계산한다.

따라서, 식(4)를 고려하여 식(2) 또는 (3)을 구체적으로 전개해 나가면 선각거더의 최종강도는 구성부재의 치수와 재료 물성치가 주어지면 명시적인 형태로 계산된다는 것을 알 수 있다. 여기서, 부식에 의한 판두께의 감쇠량은 해당부재의 판두께로부터 빼게 된다. 또한, 신뢰성 해석시에 각 변수들의 평균치, 변동계수 및 확률분포에 관한 정보가 필요하다.

3.2 종굽힘모멘트의 계산모델

종굽힘모멘트는 정수중 굽힘모멘트 성분과 파랑중 굽힘모멘트 성분으로 구성된다. 이들 2성분은 엄밀히는 상호간에 영향을 미치며, 단순히 전체 종굽힘모멘트를 정수중 굽힘모멘트와 파랑중 종굽힘모멘트의 선형합으로 계산할 수 없다. 그러나, 임의의 화물적재 상태에서는 이들의 상관효과를 무시하여 정수중 굽힘모멘트와 파랑중 굽힘모멘트

를 독립적으로 다루더라도 실용적으로는 좋은 결과를 준다는 것이 알려져 있다.

실제로 Mansour & Hovem [11]이 정수중 및 파랑중 굽힘모멘트 성분의 상관계수를 변화시켜 가면서 신뢰성지수를 평가한 결과에 의하면 이들 2성분의 상관효과는 거의 무시할 수 있다는 것이 밝혀진 바 있다. 따라서, 본 연구에서도 정수중 굽힘모멘트와 파랑중 굽힘모멘트를 독립변수로 다루며, 전체 굽힘모멘트의 평균치는 이들의 선형합으로서 계산한다.

(1) 정수중 굽힘모멘트

본 연구에서는 정수중 굽힘모멘트도 확률변수로 다루며, 그 평균치는 다음에 나타낸 IACS 설계식 [21]식을 이용하여 계산한다.

$$\begin{aligned} M_s &= +1.53CL^2B(8.167 - C_b) \times 10^{-3} \\ &\quad (\text{tonf-m}) \quad \text{for hogging} \\ &= -6.63CL^2B(C_b + 0.7) \times 10^{-3} \\ &\quad (\text{tonf-m}) \quad \text{for sagging} \end{aligned} \quad (5)$$

여기서,

$$\begin{aligned} C &= 0.0792L && L < 100m \\ &= 10.75 - \left(\frac{300-L}{100}\right)^{1.5} && 100 < L < 300m \\ &= 10.75 && 300 < L < 350m \\ &= 10.75 - \left(\frac{L-350}{150}\right)^{1.5} && L > 350m \end{aligned}$$

정수중 굽힘모멘트의 불확실특성은 선종이나 화물적재상태, 운항항로등에 따라 달라지지만 본 연구에서 변동계수를 0.4로 가정하고, 확률분포는 정규분포로 가정한다. 정수중 굽힘모멘트의 변동계수를 큰값으로 취하는 이유는 화물적재상태가 만재에서 밸러스트상태 등으로 크게 변할수도 있다는 점을 고려한데 따른 것이다.

(2) 파랑중 굽힘모멘트

Table 2 Interpolation chart in predicting the rms of the wave-induced bending moment

column 6	RESPONSE																															
column 5	(C _b) ⁻																(C _b) ⁺															
column 4	(L/B) ⁻				(L/B) ⁺				(L/B) ⁻				(L/B) ⁺				(L/B) ⁻				(L/B) ⁺											
column 3	(B/T) ⁻		(B/T) ⁺		(B/T) ⁻		(B/T) ⁺		(B/T) ⁻		(B/T) ⁺		(B/T) ⁻		(B/T) ⁺		(B/T) ⁻		(B/T) ⁺		(B/T) ⁻		(B/T) ⁺		(B/T) ⁻		(B/T) ⁺					
column 2	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺	S ⁻	S ⁺				
column 1	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺	F ⁻	F ⁺				
Line	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32

Loukakis & Chryssostomidis [14]는 선박의 파랑중 굽힘모멘트의 rms (root-mean-square) 값을 추정할 수 있는 계산도표를 제시하였다. 이 도표를 이용하면 대상선박의 유의파고 (significant wave height), 폭/흘수 비, 길이/폭 비, Froude 수 및 방형계수 (block coefficient)를 알면 파랑중 굽힘모멘트의 rms를 계산할 수 있다. 이때 각 파라메타가 도표에 제시된 값을 벗어나면 Table 2에 나타내는 내삽표를 이용하여 rms를 근사적으로 추정한다.

선각거더의 붕괴는 보통 발생가능성이 가장 높은 극한 파랑 상태하에서 단기해석 (short-term analysis)을 통하여 검토한다. 즉, 이 극한 파랑상태에서 대상선박이 일정시간 (이를테면 3시간) 동안 항해할 때의 붕괴 가능성을 평가하게 된다.

이 같은 측면에서 Mansour [15]는 파랑중 굽힘모멘트의 rms를 알때 극한치 이론을 적용하여 그

평균치와 표준편차를 다음과 같이 계산하였다.

$$F_x(w) = \exp \left\{ -N \exp \left(-\frac{w^2}{2\lambda_o} \right) \right\} \quad (6)$$

$$\mu_w = \sqrt{2\lambda_o \ln N} + \frac{0.5772}{\sqrt{2\lambda_o \ln N}} \quad (7)$$

$$\sigma_w = \frac{\pi}{\sqrt{6}} \sqrt{\frac{\lambda_o}{2 \ln N}} \quad (8)$$

여기서 식(6)은 극한치 분포곡선을 나타내며, N은 대상선박이 극한 파랑상태하에서 운항할 때 극한 파고와 조우하는 횟수로서 보통 6~10초 동안에 1회의 극한파고와 조우한다고 가정한다. 이를테면 3시간 동안에 걸쳐 운항하는 경우는 $N = 3 \times 60 \times 60 (\text{초}) / 10 (\text{초}) \approx 1000$ 이 된다.

3.3 모델링 불확실성

신뢰성 해석시 불확실성은 고유의 불확실성 (inherent uncertainty)과 모델링 불확실성 (model uncertainty)으로 분류할 수 있다. 전자는 확률변수가 자체적으로 가진 고유의 불확실성으로서 이를테면 재료 항복강도의 불확실성등이 이에 해당하며, 후자는 해석이론과 계산식의 도출과정에서의 가정이나 불확실한 정의에 기인되는 것이다.

본 연구에서는 모델링 불확실성도 고려하여 신뢰성을 평가하고자 한다. 이 경우 최종강도 한계상태 방정식 (1)은 모델링 불확실성을 고려하여 다음식과 같이 다시 쓸수 있다.

$$g(x) = \tilde{x}_u \tilde{M}_u - \tilde{x}_{sw} \tilde{M}_{sw} - \tilde{x}_w \tilde{M}_w \leq 0 \quad (9)$$

4. 신뢰성 계산법

본 연구에서는 FORM (first-order reliability method), SORM (second-order reliability method) 및 Monte Carlo 시뮬레이션 기법 [15]을 이용하여 개발된 컴퓨터 프로그램 CALREL [16]을 적용하여 구조 신뢰성 지수를 계산한다. 신뢰성 해석이론은 각종 문헌에 상세히 설명되고 있으며 [이를테면, 15], 여기서는 FORM 및 SORM에 관해서만 간략히 요약한다.

먼저, 구조물의 신뢰성 해석시에 파손확률은 일반적으로 다음과 같이 확률적분을 통하여 계산할 수 있다.

$$P_f = \int_{g(x) \leq 0} f_x(x) dx \quad (10)$$

여기서, $f_x(x)$ 는 하중, 재료특성 및 구조물의 기하학적 특성과 같은 불확실성을 나타내는 확률변수 $x = (x_1, x_2, \dots, x_n)$ 의 결합 확률밀도함수이며, $g(x)$ 는 한계상태 방정식이다.

실제 문제에서 $g(x)$ 는 대개 복잡한 비선형 함수로 주어지고, 그 결과 직접적인 계산이 대단히 어렵게 되어 식(9)는 zero평균과 단위 표준편차를

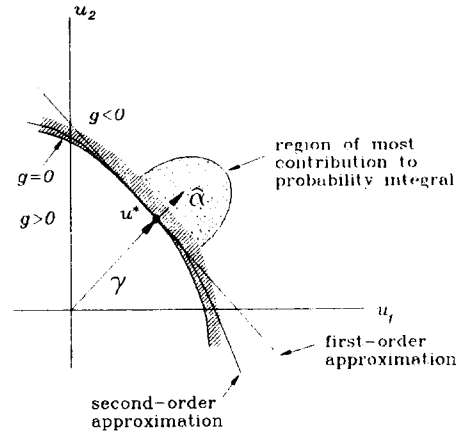


Fig.3 First- and second-order reliability methods

가지는 표준정규 공간에서 반복 연산을 통하여 계산하는 것이 보통이다.

이 방법에서는 일반적으로 한계상태 곡면 $g(x) = 0$ 를 1차 또는 2차의 선 또는 면으로 근사시킨다. 따라서, 최적 파손조건을 결정하는 설계점 u^* 는 Fig.3에 나타내는 바와 같이 주어진다.

$$u^* = -\gamma \hat{a} \quad (11)$$

여기서, γ 는 구조물의 신뢰성 지수를 나타내는 값으로 정규공간에서 원점으로 부터 파손곡면까지의 최소 거리로 정의되며, \hat{a} 는 u^* 에서 한계상태 곡면에 대한 법선벡터이다. 즉, ∇g 를 u^* 에 관한 g 의 gradient vector라 하면

$$\hat{a} = \frac{\nabla g(u^*)}{|\nabla g(u^*)|} \quad (12)$$

$$\text{표준정규 공간에서 } x_i \text{는 } u_i^* = \frac{x_i - \mu_{x_i}}{\sigma_{x_i}}$$

이므로

$$x_i = \mu_{x_i} + u_i^* \sigma_{x_i} = \mu_{x_i} - \gamma \hat{a}_i \sigma_{x_i} \quad (13)$$

FORM은 한계상태 방정식 $g(x)$ 를 Taylor급수

전개하여 1차의 접선면으로 근사시키며, SORM은 2차의 포물선이나 구면으로 근사시킨다. 본 연구에서는 SORM을 적용하여 구조신뢰성을 계산한다. 따라서, 한계상태 방정식 $g(x)$ 에 식(13)을 대입하여 γ 에 관하여 풀면 u_i^* 가 얻어진다. 이 과정을 u_i^* 가 설계점 u^* 에 수렴할 때까지 반복하면 $\gamma = |u^*|$ 를 결정할 수 있다.

5. 적용예

본 연구에서 제시한 최종강도 신뢰성 평가법을 34,700 dwt급 이중선체 유조선에 적용한다. 대상 선박의 주요치수는 다음과 같다.

Displacement	44,513 tonnes
Dead weight	34,700 tonnes
Length between perpendiculars (L)	190.5 m (625 ft)
Breadth (B)	29.26 m (96 ft)
Depth (D)	15.24 m (50 ft)
Draft (T)	10.36 m (34 ft)
Maximum speed	20 knots
C_b	0.752

Fig.4에는 해석대상 선박의 중앙 횡단면도를 나타내고 있으며, 각 구성부재에 대한 부식속도의 평균치와 변동계수는 Fig.1에 나타난 DnV모델을 적용한다. 또한, 선각거더의 최종강도 계산시 각 부재의 치수와 재료 특성치에 대한 불확실성은 Table 3과 같이 가정한다.

극한 파랑 상태로서 대상선박의 유의파고는 선박의 표준상태에서와 같이 배길이의 1/20, 즉 $H_s = L/20 = 9.5 m$ 로 가정하며, 이 파랑상태에서 최대선속의 60%인 12노트의 속도로 3시간동안 (N=1000) 항해하는 경우를 생각한다.

정수중 굽힘모멘트의 평균치는 $L = 190.5 m$, $B = 29.26 m$, $C_b = 0.752$ 를 식(5)에 대입하면

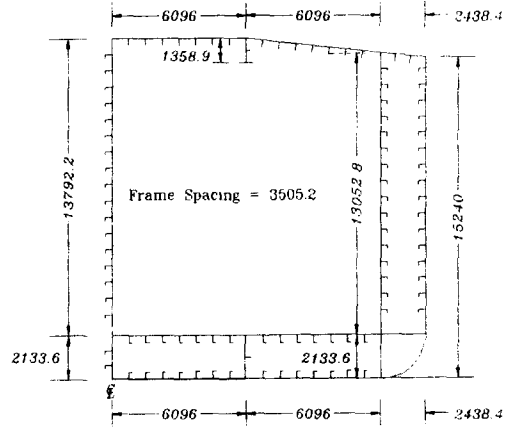


Fig.4 Midship section of a double hull tanker of 34,700 dwt (in mm)

Table 3 Distribution of inherent uncertainties of strength random variables

Random Variables	Distribution	COV
Plate thickness	Normal	0.05
Yield strength	Normal	0.10
Young's modulus	Log-Normal	0.03

Table 4 Distribution of inherent uncertainties of loading random variables

Random Variables	Distribution	Mean (tonf-m)	COV	
\hat{M}_{su}	Hog.	Normal	1.15696×10^5	0.40
	Sag.	Normal	0.98174×10^5	0.40
\hat{M}_u	Extreme	1.53290×10^5	0.093	

Table 4와 같이 주어지며, 전술한 바와 같이 이때의 변동계수는 0.4로 가정하고, 그 확률분포는 정규분포로 가정한다.

다음으로, 파랑중 굽힘모멘트의 평균치와 표준

Table 5 Interpolation table for estimating the rms of extreme wave-induced bending moment

Response		$F = 0.141$	$S = 0.05$	$(B/T) = 2.824$	$(L/B) = 6.510$	$(C_b) = 0.752$
Bending moment		$F^+ = 0.15$	$S^+ = 0.05$	$(B/T)^+ = 3.0$	$(L/B)^+ = 7.0$	$(C_b)^+ = 0.80$
		$F^- = 0.10$	$S^- = 0.04$	$(B/T)^- = 2.0$	$(L/B)^- = 7.5$	$(C_b)^- = 0.75$
		$\frac{F^+ - F^-}{F^+ - F^-} = 0.82$	$\frac{S^+ - S^-}{S^+ - S^-} = 1.0$	$\frac{(B/T)^+ - (B/T)^-}{(B/T)^+ - (B/T)^-} = 0.824$	$\frac{(L/B)^+ - (L/B)^-}{(L/B)^+ - (L/B)^-} = 0.673$	$\frac{(C_b)^+ - (C_b)^-}{(C_b)^+ - (C_b)^-} = 0.04$
Column	1	2	3	4	5	6
Line		For desired Froude number	For desired sea state	For desired B/T	For desired L/B	For desired C_b
1	252	257.74	312.66	342.192	304.851	305.512
2	259					
3	302					
4	315	296.4	348.5	286.707	321.387	305.512
5	280					
6	300					
7	328	274.94	289.22	358.352	321.387	305.512
8	353					
9	222					
10	235	248.94	326.2	303.426	321.387	305.512
11	261					
12	278					
13	235	289.22	365.22	303.426	321.387	305.512
14	252					
15	272					
16	293	265.28	326.2	303.426	321.387	305.512
17	262					
18	266					
19	318	307.94	365.22	303.426	321.387	305.512
20	328					
21	294					
22	311	288.66	306.58	303.426	321.387	305.512
23	348					
24	369					
25	235	262.3	306.58	303.426	321.387	305.512
26	244					
27	278					
28	291	306.58	306.58	303.426	321.387	305.512
29	250					
30	265					
31	291	306.58	306.58	303.426	321.387	305.512
32	310					

편차는 Loukakakis & Chryssostomidis [14]의 도표와 식(7) 및 (8)로 부터 계산한다. 즉,

$$C_b = 0.752, \quad H_s = 9.5 m (31.17 ft),$$

$$L/B = 6.510, \quad S = H_s/L = 0.050,$$

$$B/T = 2.824, \quad F_n = 0.141 \text{ 임을 고려하여}$$

Table 2 와 5를 이용하면 $rms = 305.512 \times 10^{-7}$ 이 얻어진다.

이값은 무차원화된 것으로서 차원화 시킨 rms 값은 다음과 같이 주어진다. 즉,

$$rms = \sqrt{\lambda_0}$$

$$= 305.512 \times 10^{-7} \times \text{해수밀도} \times \text{중력가속도}$$

$$\times (\text{배길이})^4$$

$$= 305.512 \times 10^{-7} \times 1025 \times 9.81 \times 190.5^4$$

$$= 4.045768848 \times 10^5 (kN-m)$$

$$= 4.124127266 \times 10^4 (tonf-m)$$

따라서, 식(7) 및 (8)로 부터 3시간의 선박운항 시간 동안에 극한파고와 조우할 횟수, $N = 1000$ 을 고려하면 파랑중 최대 굽힘 모멘트의 평균치와 표준편차는 다음과 같이 얻어진다 (Table 4 참조).

$$\mu_w = \sqrt{2\lambda_0 \ln(1000)} + \frac{0.5772}{\sqrt{2\lambda_0 \ln(1000)}}$$

$$= 1.532906014 \times 10^5 \text{ tonf-m}$$

$$\sigma_w = \frac{\pi}{\sqrt{6}} \frac{\sqrt{\lambda_0}}{\sqrt{2 \ln(1000)}}$$

$$= 1.423058772 \times 10^5 \text{ tonf-m}$$

$$COV = \frac{\sigma_w}{\mu_w} = 0.093$$

또한, 각 변수에 관한 모델링 불확실성은 Mansour & Hovem [11]의 방법을 참고로 가정 하되, 최종강도에 관한 모델링 불확실성은 Paik &

Mansour [10]의 결과를 바탕으로 0.1로 가정하였다 (Table 6참조).

Table 6 Distribution of model uncertainties

Random Variables	Distribution	Mean	COV
\tilde{x}_u	Normal	1.0	0.10
\tilde{x}_{su}	Normal	1.0	0.05
\tilde{x}_u	Normal	0.9	0.15

본 해석에서는 코팅에 의해 선령이 5년 또는 10년째부터 구조부재에 부식이 시작된다고 가정하였으며, 부식에 의해 부재의 판두께가 과도하게 감소한 경우 해당부재를 교체하는 경우와 그대로 방치하는 2가지 경우에 대해 구조 신뢰성을 평가하였다. 또한, 선각 횡단면의 단면계수와 부재교체 확률도 계산하였다.

Fig.5 및 6에는 각각 유의파고 및 선속의 변화에 따른 대상선박의 파랑중 종굽힘모멘트의 크기 변화를 나타내고 있으며, IACS의 설계식 [21]에 의한 파랑중 종굽힘모멘트와도 비교하고 있다. 기본적으로 유의파고가 커질수록 또는 선속이 증가할수록 파랑중 종굽힘모멘트의 크기가 커짐을 알 수 있다. 특히, 유의파고가 일정할때 선속의 증가에 따른 파랑하중은 선형적으로 증가하나, 선속이 일정할때 유의파고의 증가에 따른 파랑하중증가는 비선형적으로서 파고가 아주 클때 파랑하중의 증가 경향은 다소 둔화되고 있다.

Fig.7 및 8에는 각각 선령의 증가에 따른 선각의 단면계수와 최종강도의 변화를 나타내고 있다. 이 그림들로부터 알 수 있는 바와 같이 선령이 약 15~20년이 되면 과도한 부식에 의해 구조부재를 교체 수리 해야 하며, 이때의 단면계수는 초기 단면계수의 88% 또는 그 이하로 감소하고 있다. 일정크기 이상으로 과도하게 부식된 부재를 교체 수리하고 나면 단면계수와 최종강도는 급증하게 되지만 여타 부재에는 여전히 부식이 진행되고 있으므로 초기상태로는 되돌아 가지 않는다. 물론 부재를 교체수리 하지 않는 경우에는 선령의 증가와

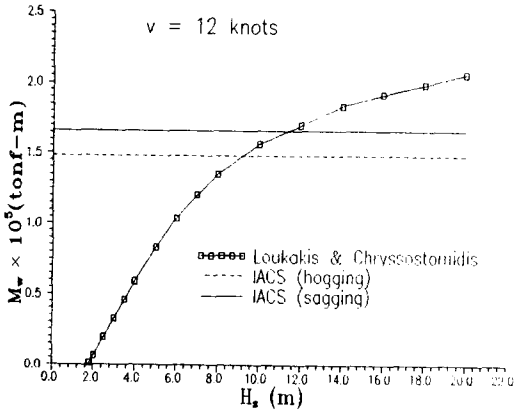


Fig.5 Variation of the wave-induced bending moment with increase in the significant wave height

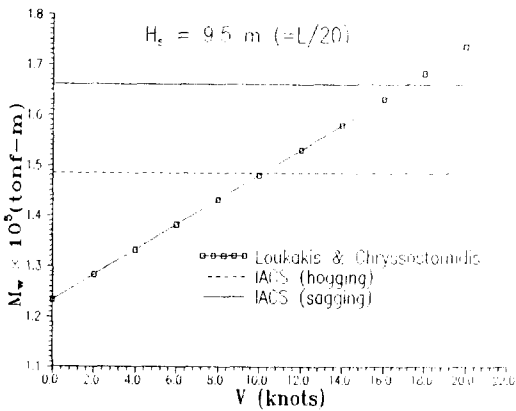


Fig.6 Variation of the wave-induced bending moment with increase in the ship speed

함께 단면계수와 최종강도는 거의 직선적으로 감소한다.

5년째부터 부식이 시작되는 경우에는 부재에 따라서 교체 수리후 어느정도의 기간이 지나면 다시 교체 수리해야 하는 경우가 발생하기도 한다. 또한, 선령의 증가와 함께 구조부재에 부식이 심각하게 일어나면 선각의 최종강도치도 크게 감소한다. 선령의 증가에 따른 최종강도의 감소경향은 단면계수의 감소경향과는 다소의 차이가 있고, 이

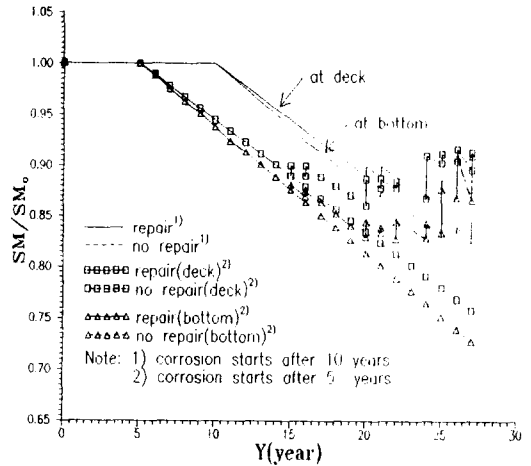


Fig.7 Variation of section moduli with increase in the age of the ship

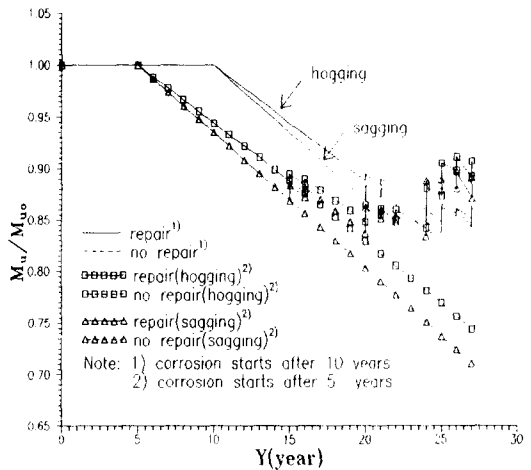


Fig.8 Variation of ultimate moments with increase in the age of the ship

것은 최종강도와 단면계수가 선형적으로 비례하지 않는다는 것을 의미한다.

Fig.9에는 부식이 시작되는 시점에서부터 선령의 증가에 따른 갑판, 선축 및 선저부재의 교체 수리확률을 나타내고 있다. 이 그림으로 부터 알 수 있는 바와 같이 선령의 증가에 따라 부식이 진행될 때 구조부재의 교체 수리확률은 전반적으로 증가하며, 선령이 20-21년 정도에 이르면 부재에 따라서는 그 확률이 90% 정도까지 도달한다. 또

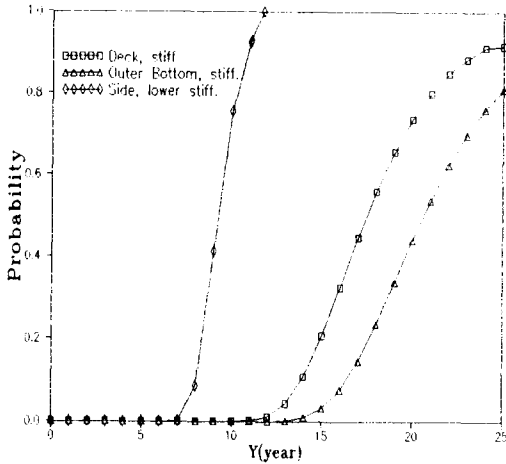


Fig.9 Probability of first repair from starting of corrosion for selected stiffeners in double hull tanker

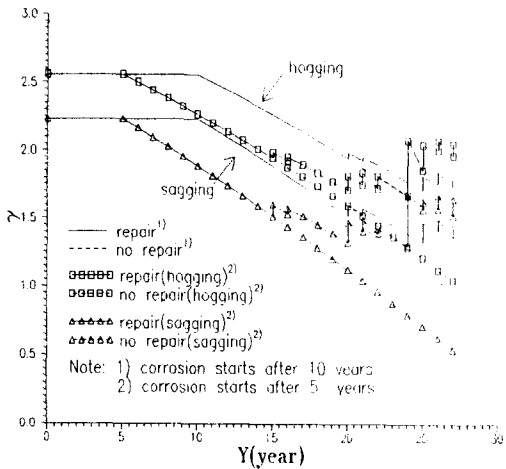


Fig.10 Variation of reliability index with increase in the ship age

한, 선측부재의 교체 수리확률이 타 부재에 비해 높게 나타나고 있다. 이것은 Fig.1로 부터 알 수 있는 바와 같이 이중 선측 벨러스트 탱크내 선측부재의 부식속도가 타 부재보다 훨씬 빠르기 때문이다. Fig.10에는 선령의 증가에 따른 최종강도 신뢰성 지수의 변화를 나타내고 있다. 이 그림으로 부터 알 수 있는 바와 같이 선령이 증가하여 부식이 심각하게 진행되면 최종강도 신뢰성도 크게 저하

한다. 선령이 5년내지 10년째부터 부식이 시작되는 경우에 각각 20년, 25년 정도 일때 선각의 최종강도 신뢰성은 부식전에 비해 호강시 약 63%, 새강시 약 51%로 크게 저하하고 있으며, 그 결과 선각거더의 붕괴 가능성이 매우 높아진다.

이상에서 고찰한 바와 같이 선령의 증가에 따라 부식이 심각하게 진행되면 구조 신뢰성이 크게 저하하며, 그 결과 선각이 전체적으로 붕괴할 가능성도 높아진다. 또한, 교체 수리조건에 의해 구조 부재를 교체 수리하더라도 선령이 증가할수록 단면계수 및 최종강도는 크게 감소하며, 단순히 구성부재에 대한 교체 수리조건만으로는 선체붕괴를 방지하기 위한 구조 전체적인 강도를 충분히 확보하기 어렵다.

따라서, 선체구조의 건전성을 유지하기 위하여는 사전에 철저한 검사를 수행하고, 본 연구에서 제시한 방법 등을 적용하여 부재의 교체 수리 여부를 신속히 결정하는 등 적절한 대응책을 강구하는 것이 극히 중요하다.

6. 결 언

초대형 유조선은 보통 선령이 25년이 넘도록 사용하고 있고, 최근 노후 살물선의 침몰사고가 빈발하고 있는 것을 계기로 선박의 수명 평가 문제가 주요 과제중의 하나로 대두되고 있다. 각국 선급에서도 이들 해난 사고를 방지하기 위하여 선체의 부식상태 평가, 기록, 상세점검, 부식량 계측등을 포함한 검사규칙을 강화하고 있다.

선박의 수명을 결정짓는 가장 중요한 요인은 피로균열과 부식문제이다. 피로균열에 관하여는 국내외적으로 방대한 연구가 수행되어 상당한 연구 성과를 얻고 있는데 비하여 후자의 부식 문제에 관하여는 아직도 밝혀야할 과제가 많이 남아있다. 특히, 선각의 안전성을 평가하기 위하여는 부식이 어떻게 진행되고 있는지와 부식이 선체강도에 어떠한 영향을 미치는지 규명할 필요가 있다. 또한, 선체구조의 안전성 평가시에는 각종 불확실성 특성을 가진 인자들의 영향이 매우 크기 때문에 이들 불확실성을 합리적으로 고려할 수 있는 확률론

적 수법에 의한 평가가 이루어져야 한다.

본 연구에서는 각종 선급에서 수행한 선체검사 결과로부터 얻은 실선의 부식정보를 바탕으로 선체구조 부재의 부식에 관한 확률모델을 설정하였으며, 부식의 영향을 고려한 선각거더의 최종붕괴강도 신뢰성 해석법을 개발하였다. 본 해석법에서는 하중 과 강도에 대한 각종 확률변수와 관련된 고유의 불확실성뿐 아니라 모델링 불확실성도 고려하여 구조 신뢰성을 평가할 수 있도록 최종강도 한계상태방정식을 정식화 하였으며, 신뢰성지수는 CALREL 프로그램을 이용하여 계산하였다.

본 해석법을 34,700 dwt급 이중 선체 유조선의 최종강도 신뢰성 해석문제에 적용하여 선령이 증가함에 따라 선체 주요부재에 부식이 진행될때 선체구조의 최종붕괴강도 신뢰성에 미치는 영향을 분석하였다. 선령의 증가와 함께 부식이 진행되면 최종강도 신뢰성은 크게 저하하며, 과대하게 부식된 구성부재를 교체 수리하면 신뢰성은 부분적으로 향상되지만 붕괴의 위험이 높아지고 있다. 따라서, 선각의 붕괴를 미연에 방지하기 위하여는 단순히 구성부재의 교체 수리 뿐만 아니라 본 연구에서와 같은 해석법을 적용하여 구조전체에 대한 신뢰성을 확인할 필요가 있다고 생각된다.

본 연구에서 개발된 해석법과 적용예를 통하여 얻은 정보들은 합리적인 선박의 구조설계와 수명연장을 위한 기초자료로서 활용할 수 있으리라 사료된다.

후 기

본 연구는 1995년도 교육부 학술연구조성비 (기계공학: ME95-G-01)의 지원에 의하여 수행된 것임.

참 고 문 헌

- [1] Arvin, K. and Spence, N., "The Harland and Wolff new bulk carrier design for improved safety and longevity", Proc. of Int. Conf. on Tankers and Bulk Carriers - The Way Ahead, London, UK, December 1992.
- [2] NK, "Study report on bulk carriers loss", Nippon Kaiji Kyokai, January 1992.
- [3] Paik, J.K., "Hull collapse of an aging bulk carrier under combined longitudinal bending and shearing force", Trans. RINA, Vol. 136, 1994, pp. 217-228.
- [4] Emi, H., Kumano, A., Baba, N., Yamamoto, N., Nakamura, Y. and Shiihara, H., "A study on life assessment of ships and offshore structures (part 1: basic study)", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 169, 1991, pp. 443-454.
- [5] Emi, H., Yuasa, M., Kumano, A., Kumamoto, H., Yamamoto, N. and Matsunaga, M., "A study on life assessment of ships and offshore structures (2nd report: risk assesement of fatigue failures of hull structures)", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 172, 1992, pp. 627-635.
- [6] Emi, H., Yuasa, M., Kumano, A., Arima, T., Yamamoto, N. and Urino, M., "A study on life assesement of ships and offshore structures (3rd report: corrosion control and condition evaluation for a long life service of the ship)", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 174, 1993, pp. 735-744.
- [7] Nakken, O. and Valsgard, S., "Life cycle costs of ship hulls", Det norske Veritas, Paper No. 94-P003, September 1994.
- [8] Ljseth, R., Sekkeseter, G. and Valsgard, S., "Economics of high-tensile steel in ship hulls", Marine Structures, Vol. 7, No.1, 1994, pp.31-50.
- [9] Yamamoto, N., Kumano, A. and Matoba, M., "Effect of corrosion and its protection on hull strength (2nd report)", J. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 176, 1994, pp. 281-289.
- [10] Paik, J.K. and Mansour, A.E., "A simple formulation for predicting the ultimate strength of ships", J. of Marine Science and Technology, Vol. 1, No. 1, 1995, pp. 52-62
- [11] Mansour, A.E. and Hoven, L., "Probability-

- based ship structural analysis", J. of Ship Research, Vol. 38, No.4, December 1994, pp.329-339.
- [12] DnV, "Draft guidelines for corrosion protection of ships", Det norske Veritas Classification A/S, Høvik, Norway, November 1991.
- [13] Paik, J.K. and Lee, J.M., "An empirical formulation for predicting ultimate compressive strength of plates and stiffened plates", Joint PNU-SHI Project, Report No. 5, July 1995
- [14] Loukakis, T.A. and Chryssostomidis, C., "Seakeeping series for cruiser-stern ships", Trans. SNAME, Vol. 83, 1975, pp.67-127.
- [15] Mansour, A.E., "An introduction to structural reliability theory", Ship Structure Committee, Report No. SSC-351, December 1990.
- [16] Liu, P.L., Lin, H.Z. and Kiureghian, A.D., "CALREL user's manual", Technical Report UCB/SEMM-89/18, Department of Civil Engineering, University of California at Berkeley, August 1989.
- [17] Emi, H., Matoba, M., Kumano, A. and Yamamoto, N., "Total life assessment: studies on total assessment of ship's life with consideration for maintenance of their structures", Danish Technical Committee, Nippon Kaiji Kyokai, November 1993.
- [18] Tikka, K. and Donnelly, J.W., "CATSIR computer aided tanker structures inspection and repair planning", Proc. of Marine Structural Inspection, Maintenance, and Monitoring Symposium, SSC/SNAME, March 1991, pp. VD1-VD9
- [19] Capanoglu, C.C., "Fatigue technology assessment and strategies for fatigue avoidance in marine structures", Ship Structure Committee, SSC-367, 1993.
- [20] IACS, "Bulk carriers: guidelines for surveys, assessment and report of hull structure", International Association of Classification Societies, 1994.
- [21] Nitta, A., Arai, H. and Magaino, A., "Basis of IACS unified longitudinal strength standard", Marine Structures, Vol. 5, pp. 1-21.