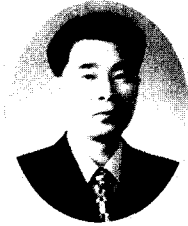


붕괴 침몰 사고 방지를 위한 상선의 수리 보수 예보 시스템의 개발



백 점 기

· 1957년 1월 7일생
· 일본 오사카대학 대학원 공학박사
· 현 재 : 부산대학교 조선해양공학과 정교수
· 관심분야 : 최종강도, 강 및 알루미늄 선박의 구조설계, 충돌·좌초, 노후선박의 안전성, 신뢰성공학
· 연 락 처 : 051-510-2429
· E-mail : jeompaik@pusan.ac.kr



이 제 명

· 1969년 1월 8일생
· 일본 동경대학 대학원 공학박사
· 현 재 : 부산대학교 조선해양공학과 조교수
· 관심분야 : 최종강도, 충돌·좌초, 피로 및 파괴, 손상허용 설계, 전산역학
· 연 락 처 : 051-510-2342
· E-mail : jaemlee@pusan.ac.kr



박 영 일

· 1973년 5월 29일생
· 1999년 부산대학교 공학석사
· 현 재 : 부산대학교 조선해양공학과 박사과정
· 관심분야 : 강관구조의 좌굴 및 최종강도, 구조물의 신뢰성 평가
· 연 락 처 : 051-510-3674
· E-mail : parkyi@pusan.ac.kr

1. 서 언

선박의 안전성 및 신뢰성 향상을 위한 국제적인 관심과 관련 규정의 강화 등의 결과로 1990년대 후반 이후 상선의 해난사고 비율은 점차 줄어드는 추세에 있으나 노후선박의 해난사고는 여전히 계속되고 있으며, 이로 인한 막대한 인적 및 물적 손실이 발생하고 있다[1, 2].

이들 해난사고의 주요 원인 중에서 구조 강도적인 측면에서는 노후된 선박이 부식이나 피로 균열 손상을 가지고 항천에서 운항 중에 큰 외력을 받아 구조 안전성의 약화로 인하여 구조 전체적으로 붕괴함으로써 침몰한 것으로 분석되어 지고 있다. 또한, 선박의 좌초, 충돌, 화물의 적재 및 하역 중에 발생할 수 있는 기계적인 손상 또한 원인으로 생각되어진다.

선체구조의 안전성을 확보하기 위해서는 부식이나 피로균열과 같은 손상에 의해 선체 구조 강도가 어떠한 영향을 받는지 충분히 검토하여 적절한 수리 보수 등 이에 대한 대책을 강구할 필요가 있다. 또한, 선체구조의 안전성 신뢰성 평가 시에는 각종 불확실성이 내포되기 때문에 이들을 합리적으로 고려할 수 있는 확률론적 수법에 의한 평가가 이루어져야만 된다[3].

따라서, 선체 노후화에 따라 발생하는 구조 손상이 선체구조의 붕괴 및 침몰사고에 미치는 영향을 규명하고, 이에 대한 대책의 수립이 필요하며, 특히 침몰사고를 미연에 방지하기 위한 적절한 보수 수리를 위한 조기 경보 시스템의 구축이 요구된다.

필자들은 해양수산부의 지원으로 노후화에 의한 대형 상선 구조의 부식 및 피로 균열 손상과 기계적인 구조 손상 (Local dent)의 효과를 고려하여 선각 붕괴를 기준으로 한 구조 안전성 평가 시스템을 개발하고, 구조 붕괴에 의한 침몰사고를 미연에 방지하기 위한 수리 보수 조기 경보 시스템을 구축하고 있다[4]. 본 고에서는 이에 대한 개요를 소개하고자 한다.

2. 선박의 최종 붕괴 강도 신뢰성 및 위험성 평가 기법

선박을 비롯한 각종 강구조물의 신뢰성 평가를 위한 수학적인 알고리즘은 이미 구축되어 있으며, 구조물의 파손확률은 일반적으로 식(1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{위험성(Risk)} = P_f = \text{Prob}(C \leq D) \quad (1)$$

여기서, P_f = 파손확률, C = 대상구조물의 강도, D = 대상구조물에 작용하는 하중

해석대상 구조물이 충분한 안전성을 유지하기 위해서는 다음의 조건을 만족해야 된다.

$$P_f \leq P_{f0} \quad (2)$$

여기서, P_{f0} = 목표 파손확률

구조물의 안전성, 신뢰성의 확보는 구조물이 파손되지 않을 확률로 표현할 수 있으며, 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{신뢰도(Reliability)} = \text{Prob}(C > D) = 1 - P_f \quad (3)$$

표준 신뢰성 계산은 일반적으로 설계변수들을 표준 정규공간으로 변환시킨 뒤, 파손확률 P_f 에 상응하는 신뢰성 지수 β 를 구하면 된다. 즉,

$$\beta = -\phi^{-1}(P_f) \quad (4)$$

여기서, ϕ = 표준 정규분포 함수

따라서, 구조물이 충분한 신뢰성을 유지하기 위해서는 다음의 조건을 만족해야 한다.

$$\beta \geq \beta_0 \quad (5)$$

여기서, β_0 = 목표 신뢰성 지수 = $-\phi^{-1}(P_{f0})$

일반적으로 구조물의 신뢰성을 기준으로 한 구조설계는 다음의 과정을 거치게 된다.

- (a) 목표 신뢰성 지수를 설정한다.
- (b) 대상 구조물에 대해 발생 가능한 파손 모드를 결

- 정한다.
- (c) (b)에서 정의한 각 파손 모드별로 한계상태 방정식을 정식화한다.
- (d) 각 한계상태 방정식을 구성하고 있는 랜덤변수들에 관한 확률 특성값(평균, 분산, 표준편차)을 결정한다.
- (e) 각 파손 모드별로 신뢰성 지수를 계산한다.
- (f) 계산되어진 신뢰성 지수 값이 목표신뢰성 지수 보다 큰 값을 가지는지를 확인한다.
- (g) 목표신뢰성 지수보다 작은 값을 가지는 경우, 재설계를 수행한 후에 설계조건을 만족할 때까지 위의 과정을 다시 반복한다.

노후 선박의 신뢰성 또는 위험성 평가 시에도 이와 유사한 과정을 거치게 된다.

3. 선각붕괴강도에 관한 목표 신뢰성 지수의 목표값 설정

안전성 혹은 충분한 크기의 신뢰성 지수는 해석대상 구조물의 종류, 특성 및 파손 시나리오별로 다양할 것이다. 즉, 해석대상 구조물의 목표 신뢰성 지수는 고정된 값이 정해져 있는 것이 아니라 때로는 실험, 통계 자료 등에 의해서 그 적절한 수준의 크기를 조사, 결정해야만 한다.

목표 신뢰성 지수를 결정하는 방법은 다음과 같이 3 종류의 그룹으로 크게 분류될 수 있다.

- **예측(Guesstimation)**: 이 방법은 기존의 파손, 붕괴에 관한 통계 데이터가 없는 경우의 새로운 형태의 구조물에 관하여 적용을 시킬 수 있다.
- **현재 사용 중인 설계기준에 따르는 해석(Analysis of existing design rules)**: 최근까지 실용적으로 널리 사용되어지고 있는 설계기준을 따라 계산한 값에 의하여 신뢰도를 평가하는 방법이다.
- **경제성 해석(Economic value analysis)**: 해석대상 구조물의 사용기간 동안에 소요될 비용의 합을 최

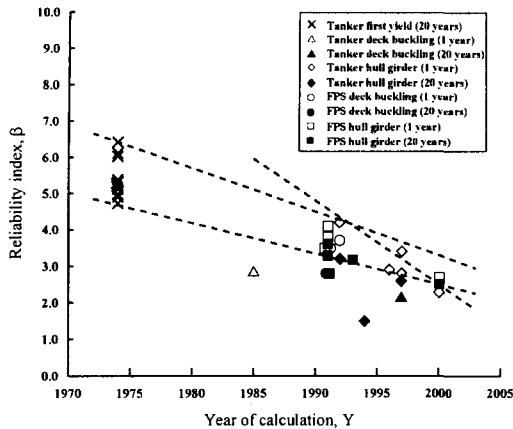


Fig. 1. Variation of the calculated notional reliability indices over the passage of the years for ships during 1974 to 2000 (FPS = floating, production and storage unit)[5]

소로 하는 값을 목표 신뢰도로 설정하는 방법이며, 이 방법이 실용적으로 연기가 어렵지만 가장 바람직한 방법이 될 것이다.

Fig. 1은 여러 선종에 관하여 각기 다른 계산방법으로 조사된 신뢰성 지수들을 선령의 함수로 나타내고 있다[5]. 각 선종별로 파손모드 및 신뢰성 지수를 연도별로 도식화하였다.

Fig. 1을 통하여 신뢰성 지수의 계산 값이 연도가 증가할수록 감소하는 경향을 확인 할 수 있다. 이는 선박들의 신뢰도가 점점 감소한다는 것을 의미하는 것이 아니라, 구조물의 강도 평가법의 발달로 인하여 해당 구조물의 발생 가능한 붕괴모드를 더욱 현실적으로 고려하게 되어 신뢰성 지수가 감소하고 있다고 판단된다. 즉, 최근의 기술 진보 등으로 인하여 선박 구조강도 해석기법의 신뢰도는 점점 증가했지만, 과거의 계산들에는 이러한 신뢰성 있는 해석기법이 적용되지 못한 당시 해석기법의 한계 등으로 인해 발생한 다양한 불확실성 때문에 다소 비현실적인 계산도 있었을 것이며, 1991년에는 신뢰성 지수 값이 약 3.5에서 2000년에는 2.5정도로 감소하는 것을 확인 할 수 있다.

이러한 다양한 결과 및 최신의 선각 최종강도 연구동향을 근거로, 선박의 신뢰성 지수의 목표값은 본 연구에서 적용하는 바와 같은 상세한 강도 및 하중 계산모델을 적용하는 경우, 약 2.0~2.5로 결정할 수 있으리라 사료된다.

4. 최종한계상태 방정식

선각의 최종강도 신뢰성 평가에서 1~4차 붕괴모드로 정의되는 4종류의 붕괴모드를 고려할 수 있다[3].

제 1차 붕괴모드는 압축플랜지(새김모멘트가 작용하는 경우 갑판부, 호킹모멘트가 작용하는 경우는 선저외판)는 좌굴을 일으키고, 반대로 인장플랜지(새김모멘트가 작용하는 경우 선저외판, 호킹모멘트가 작용하는 경우는 갑판부)는 인장하중에 의하여 항복되어 선각이 붕괴되는 것으로 정의할 수 있다. 제 2차 붕괴모드는 압축하중에 의해서 플랜지가 붕괴하여 최종강도에 이르는 것으로 정의되며, 제 3차 붕괴모드는 압축하중에 의하여 발생한 비틀림 좌굴 혹은 트리핑 현상으로 지지부재가 붕괴하여 최종강도에 이르는 것으로 정의된다. 제 4차 붕괴는 지지부재 사이의 판이 압축하중에 의하여 전체 구조물의 최종강도에 이르는 것으로 정의할 수 있다.

상기 4종류의 붕괴모드에 관한 최종한계상태 방정식은 각각 아래와 같다.

○ 1차 붕괴모드:

$$F_I = x_{1u}M_{1u} - (x_{sw}k_{xw}M_{sw} + x_wk_wM_w) \leq 0 \quad (6.1)$$

○ 2차 붕괴모드:

$$F_{II} = x_{2u}M_{2u} - (x_{sw}k_{xw}M_{sw} + x_wk_wM_w) \leq 0 \quad (6.2)$$

○ 3차 붕괴모드:

$$F_{III} = x_{3u}M_{3u} - (x_{sw}k_{xw}M_{sw} + x_wk_wM_w) \leq 0 \quad (6.3)$$

○ 4차 붕괴모드:

$$F_{IV} = x_{4u}M_{4u} - (x_{sw}k_{xw}M_{sw} + x_wk_wM_w) \leq 0 \quad (6.4)$$

여기서, M_{iu} = i 번째 붕괴모드에 관한 선각강도, M_{sw} = 정수중 굽힘모멘트, M_w = 파랑중 굽힘모멘트, k_{sw} , k_w

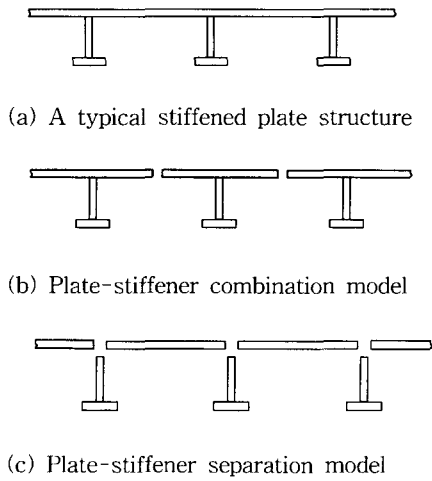


Fig. 2. Two types of structural idealization for a stiffened panel[6]

= 정수중 굽힘모멘트와 파랑중 굽힘모멘트가 동시에 작용할 때 각각의 보정 계수, X_{iu}, X_{sw}, X_w = 선각강도, 정수중 굽힘모멘트, 파랑중 굽힘모멘트에 관련된 각각의 모델링 불확실성을 나타낸다.

5. 선각 최종강도 계산모델

선각의 최종강도를 예측하기 위한 모델링 방법으로 는, 판-보강재 조합모델(plate-stiffener combination model), 판-보강재 분리모델(plate-stiffener separation model) 로 정의한 2종류의 구조 모델링 기법(Fig. 2 참조)을 생각할 수 있으며, 각각의 모델링 기법을 이용하여 전술한 4종류의 붕괴모드에 관한 선각 최종강도 간이식을 도출하였다[6].

5.1 1차 붕괴모드

선각의 최종 굽힘모멘트는 다음의 식으로 계산할 수 있다[6].

$$M_{1u} = \sum_C \sigma_i A_{ei} (z_i - g_u) + \sum_T \sigma_j A_j (z_j - g_u) \quad (7)$$

여기서, $g_u = \frac{\sum_C \sigma_i A_{ei} z_i + \sum_T \sigma_j A_j z_j}{\sum_C \sigma_i A_{ei} + \sum_T \sigma_j A_j}$, σ_i = i 번째 요소의 중

방향 굽힘응력 (+부호는 인장력을, -부호는 압축력을

의미) = $\frac{z_i - g}{D - g} \sigma_{Yeqd}$ (hogging), = $\frac{g - z_i}{g} \sigma_{Yeqd}$ (sagging),

z_i = i 번째요소의 선저외판으로부터의 높이 방향 거리,

g = 중립축 = $\frac{\sum_C A_{ei} z_i + \sum_T A_j z_j}{\sum_C A_{ei} + \sum_T A_j}$, \sum_C (), \sum_T () 압축, 인장

을 받는 요소들의 합, A_{ei} = 압축을 받는 i 번째 요소의 유효 단면적, A_j = 인장을 받는 j 번째 요소의 단면적, σ_{Yeqd} , σ_{Yeqb} = 갑판 및 선저외판의 평균 등가 항복응력, D = 선박의 깊이를 의미한다.

5.2 2차 붕괴모드

2차 붕괴모드에 관한 선각의 강도식은 다음과 같다.

$$M_{2u} = \sigma_{2u} Z_e \quad (8)$$

여기서, σ_{2u} , Z_e = 선각부재 중 압축플랜지에서의 최종 압축응력 및 탄성단면계수

5.3 3차 붕괴모드

3차 붕괴모드에 관한 선각의 강도식은 다음과 같다.

$$M_{3u} = \sigma_{3u} Z_e \quad (9)$$

여기서, M_{3u} = 압축플랜지 중 보강재의 압축최종강도 (지지부재)

3차 붕괴모드 간이식 중 σ_{3u} 즉, 지지부재의 압축최종강도는 보강재의 탄소성 트리핑 강도로 나타낼 수 있으며, 각 보강재 형태(평활 보강재, 앵글 보강재 및 T 형 보강재)에 대한 관련 간이식은 참고문헌 [6]을 참조하기 바란다.

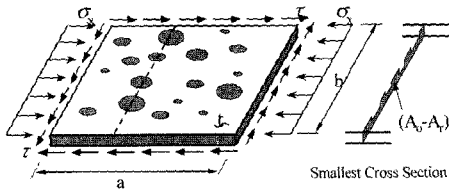


Fig. 3. A schematic of localized pit corrosion and definition of the smallest cross sectional area

5.4 4차 붕괴모드

4차 붕괴모드에 관한 선각의 강도식은 다음과 같다.

$$M_{4a} = \sigma_{4a} Z_c \quad (10)$$

여기서, σ_{4a} = 압축플랜지 중 지지부재 사이 판 부재의 압축최종강도

5.5 부식의 영향

선각의 최종강도를 저하시킬 수 있는 선체 판 부재의 부식손상은, 크게 일반부식과 국부부식으로 나눌 수 있다. 일반부식은 판 두께를 균일하게 감소시키는 부식현상이며, 국부부식은 부식된 영역 및 크기가 매우 불규칙적으로 발생하는 경우를 의미한다.

일반부식이 발생한 강판부재의 최종강도는, 부식의 작용으로 인해 감소한 판 두께만큼 판 부재의 두께를 균일하게 줄이는 방법으로 손쉽게 평가할 수 있다. 반면에, 국부적으로 침식된 강판구조물의 강도 평가를 위해서는 일반부식과 동일한 방법을 이용해서 두께 감소의 영향을 고려할 수 없다. 이와 관련하여, Paik 등[7]은 국부부식이 존재하는 강판을 모델링한 상자형 구조 모형 시험체를 이용하여 시리즈 실험 및 탄소성대변형 유한요소해석을 수행하고, 이를 토대로 국부부식이 발생한 강판구조물의 최종강도를 평가하는 설계식을 개발하였다(식 11). 즉, 두께 감소에 대한 여러 가지 변수를 설정한 후, 시리즈 실험결과 및 수치해석 결과와의 비교를 통해, 국부부식으로 감소된 단면적 중 최소 단면적을 변수로 삼는 것이 가장 적합하다는 결론을 얻었고 그 정도를 검증하였다.

$$R_r = \frac{\sigma_u}{\sigma_{u0}} = \left(\frac{A_0 - A_r}{A_0} \right)^{0.73} \quad (11)$$

여기서, R_r = 압축력이 작용하는 국부부식된 강판의 최종강도 감소계수, σ_u = 국부부식된 부재의 압축최종강도, σ_{u0} = 부식손상이 없는 부재의 압축최종강도, A_0 = 부식손상이 없는 부재의 횡단면적, A_r = 국부부식된 강판구조에서 해당 횡단면적 중 최소 횡단면적 (Fig. 3 참조)

5.6 피로균열의 영향

반복적인 하중이 작용하는 경우에는, 구조물의 응력 집중으로 피로균열이 발생할 수 있으며, 때로는 극한 하중의 반복적인 작용으로 균열길이 성장하여 구조물 전체의 붕괴가 발생하는 직접적인 원인이 되기도 한다. 따라서, 구조설계 단계에서 충분한 피로강도를 확보할 수 있는 연구가 매우 중요하다고 할 수 있다. Paik 등[4, 8]은 균열을 가진 시험체를 이용한 시리즈 실험 및 수치해석을 통하여, 균열이 있는 강판구조의 최종강도를 평가할 수 있는 간이식을 아래와 같이 개발하였다. 즉,

$$R_c = \frac{\sigma_u}{\sigma_{u0}} = \frac{A_0 - A_c}{A_0} \quad (12)$$

여기서, R_c = 균열 손상이 있는 부재의 최종강도 감소계수, σ_u = 균열이 있는 부재의 최종강도, σ_{u0} = 균열이 없는 부재의 최종강도, A_0 = 균열이 없는 판의 횡단면, A_c = 균열된 부위의 횡단면

5.7 기계적 구조손상 (Local dent)의 영향

선박에는 일생동안 다양한 종류의 기하학적 손상이 발생할 수 있다. 특히, 산적화물선의 경우 적재 및 하역작업 중에 발생하는 선저내판의 손상이 빈번하게 조사, 보고되고 있다. 이러한 물리적 손상은 국부적인 소성변형, 방식재료로 쓰여진 코팅의 손상 등으로 인하여 선각강도의 저하를 유발시킬 수 있다. Paik 등[4, 9]

은 국부 Dent 손상의 위치 및 크기를 변화시켜 비선형 유한요소해석을 수행하고, 그 결과를 바탕으로 국부 Dent 손상이 있는 경우의 최종강도 예측용 간이식을 개발하였다.

$$R_d = \frac{\sigma_u}{\sigma_{u0}} = C_3 \left[C_1 \ln \left(\frac{D_d}{t} \right) + C_2 \right] \quad (13)$$

여기서, σ_u = 국부 Dent 손상을 가진 부재의 최종강도, σ_{u0} = 국부 Dent 손상을 가지지 않은 부재의 최종강도, D_d = Dent 손상의 깊이 (Fig. 4 참조)

$$C_1 = -0.042 \left(\frac{d_d}{b} \right)^2 - 0.105 \left(\frac{d_d}{b} \right) + 0.015$$

$$C_2 = -0.138 \left(\frac{d_d}{b} \right)^2 - 0.302 \left(\frac{d_d}{b} \right) + 1.042$$

$$C_3 = -1.44 \left(\frac{H}{b} \right)^2 + 1.74 \left(\frac{H}{b} \right) + 0.49$$

$$\begin{cases} H=h & \text{for } h \leq \frac{b}{2} \\ H=b-h & \text{for } h > \frac{b}{2} \end{cases}, \quad d_d = \text{Dent의 지름,}$$

b = 판폭, h = (그림 4. 참조)

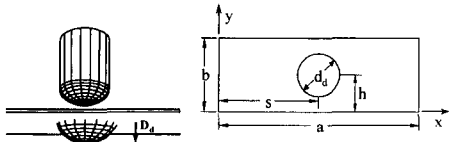


Fig. 4. Geometric parameters of the local dent

5.8 부식, 피로균열, 기계적 손상이 동시에 존재하는 경우

5.5~5.7절에서 설명한 대표적인 손상, 즉, 국부부식, 피로균열, 기계적 손상(local dent)은 실제 선박구조에서 항상 단독으로만 존재한다고 볼 수 없다. 따라서 이러한 손상들이 동시에 존재하는 부재의 최종강도의 평가기술이 필요하다고 할 수 있으며, 이러한 경우에 사용할 수 있는 최종강도 평가기법으로서 다음 식을 이

용한 근사적인 방법을 활용할 수 있다. 즉,

$$\sigma_u = R_r R_c R_d \sigma_{u0} \quad (14)$$

여기서, R_r , R_c , R_d = 식 (11), (12), (13)

6. 종굽힘모멘트의 계산 모델

6.1 정수중 굽힘모멘트

정수중 굽힘모멘트의 경우는 널리 쓰여지고 있는 다음의 간이식[10]을 사용한다.

$$M_{sw} = \begin{cases} 0.015CL^2B(8.167 - C_b) \text{ (kNm)} & \text{for hogging} \\ -0.065CL^2B(C_b + 0.7) \text{ (kNm)} & \text{for sagging} \end{cases}$$

여기서, (15)

$$C = \begin{cases} 0.0792L & \text{for } L \leq 90 \\ 10.75 - \left(\frac{300-L}{100} \right)^{1.5} & \text{for } 90 < L \leq 300 \\ 10.75 & \text{for } 300 < L \leq 350 \\ 10.75 - \left(\frac{L-350}{150} \right)^{1.5} & \text{for } 350 < L \leq 500 \end{cases}$$

L = 선박의 길이(m), B = 선폭(m), C_b = 방형계수

6.2 파랑중 굽힘모멘트

선각거더의 붕괴는 보통 발생 가능성이 가장 낮은 극한 파랑상태를 기준으로 하여 수행되는 단기응답해석을 통하여 검토한다. 즉, 극한 파랑상태에서 대상선박이 일정시간(이러테면 3시간)동안 항해할 때의 붕괴 가능성을 평가하게 된다. Loukakis & Chrysostomidis [11]는 선박의 파랑중 굽힘모멘트의 rms(root-mean-square)값을 추정할 수 있는 MIT sea-keeping table을 제시하였다. 이 도표를 이용하면 대상선박의 유의파고, 폭/흘수 비, 길이/폭 비, Froude 수 및 방형계수를 알면 파랑중 굽힘모멘트의 rms를 계산할 수 있다. 이 같은 측면에서 Mansour & Hovem은 파랑중 굽힘모멘트의 rms를 알 때 극한치 이론을 적용하여, 다음과 같이 해당 평균값, 표준편차 및 변동계수를 계산하였다[12].

$$M_w = \left(\sqrt{2\lambda_0 \ln N} + \frac{0.5772}{\sqrt{2\lambda_0 \ln N}} \right) \rho g L^4 \times 10^{-16} \text{ (GNm)}$$

$$\sigma_w = \frac{\pi}{\sqrt{6}} \sqrt{\frac{\lambda_0}{2 \ln N}} \rho g L^4 \times 10^{-16} \text{ (GNm)} \quad (16)$$

$$COV = \frac{\sigma_w}{M_w}$$

여기서, $\sqrt{\lambda_0}$ = 무차원화된 단기응답해석을 통해 계산되어진 파랑중 굽힘모멘트의 rms값, N = 대상선박이 극한 파랑상태 하에서 운항할 때 극한 파고와 조우하는 횟수이며 다음 식으로 얻어진다[13].

$$N = \frac{S}{\sqrt{13 H_s}} \times 3600$$

여기서, H_s = 유의 파고(m), S = 대상선박이 극한 파랑상태 중을 운항하는 시간(hour)

7. 선령의 증가에 따른 선박 구조손상 예측모델의 개발

선령의 증가와 관련하여, 선박의 안전성 및 신뢰성에 가장 큰 영향을 미치는 주요 인자는 부식 및 피로 균열 손상이 된다. 따라서, 정밀한 신뢰성 평가를 수행하기 위하여, 선령의 증가에 따른 부식 및 피로균열 진전 예측 모델을 정식화해야만 한다.

7.1 선령의 증가에 따른 부식손상 모델의 개발

선박구조에서의 부식손상 특징은 방식 방법의 형태 및 종류, 적재화물의 종류, 화물창의 온도 및 습기 등에 의해서 결정된다. 따라서, 선박 내부의 부재종류 및 위치별로 부식손상 모델을 개발해야 된다는 것을 알 수 있다.

Fig. 5는 해양구조물의 부식진전에 대한 개략도이다. 그림에서 보는 바와 같이, 시간의 증가에 따른 부식모델은 방식시스템(코팅)이 유효한 기간, 방식시스템이 벗겨진 이후부터 부식이 일어나기 직전까지 기간, 그리

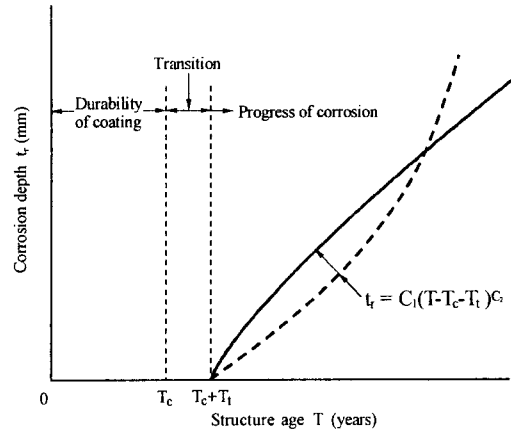


Fig. 5. A schematic of a proposed corrosion process model for marine structures[6]

고 부식이 실제로 진행되는 기간의 3부분으로 나누어 생각할 수 있다.

부식의 효과로 감소된 판 두께는 선령의 함수로 다음과 같이 표현 할 수 있다.

$$t_c = C_1(T - T_c - T_1)^2 \quad (17)$$

여기서, t_c = 부식의 효과로 감소된 판 두께(mm), T = 선령(year), T_c = 방식 시스템(코팅)의 수명(year), T_1 = 부식 천이기(year), C_1, C_2 = 계수

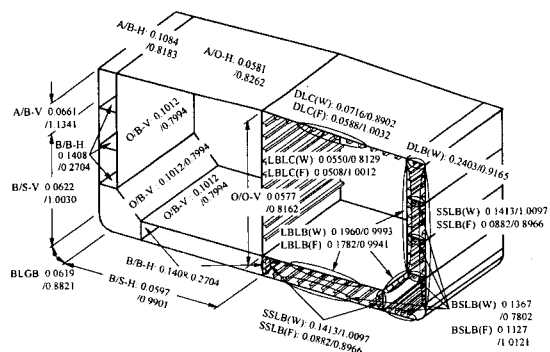


Fig. 6. Mean(mm/year) and COV of the most probable (average) level of the coefficient for C_1 for the 34 member location/category groups of a double skin tanker or FPSO[14]

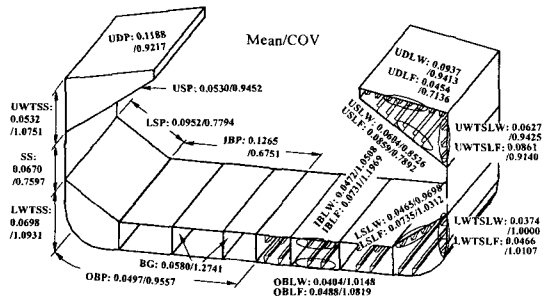


Fig. 7. Mean(mm/year) and COV of the average level of the coefficient C_1 for the 23 longitudinal members of a bulk carrier[15]

Fig. 6은 이중선체 유조선 또는 FPSO, Fig. 7은 산적화물선을 대상으로 부재 위치 및 종류별로 구한 식(17)에서의 계수의 평균값 및 변동계수를 나타내고 있다($C_2 = 1, T_i = 0, T_c = 7.5$ 년으로 가정. 단, 산적화물선의 경우는 Inner bottom plate와 Lower sloping plate에 대해 $C_2 = 1, T_i = 0, T_c = 5.0$ 년으로 가정).

7.2 선령의 증가에 따른 피로균열 모델의 개발

선박구조에서 볼 수 있는 피로균열 손상은, 노후선박의 수리 시 가장 비용이 많이 드는 구조손상의 한 종류이다. 피로균열 손상은 일반적으로 용접부나 응력집중부에서 쉽게 발견되며, 파랑하중과 같은 반복하중의 작용으로 균열이 발생하고 시간이 지남에 따라 진전 혹은 성장하게 된다.

Fig. 8은 시간에 따른 균열 성장 과정을 초기균열 발생, 균열 진전, 및 파괴의 3단계로 분류하고 있다. 이러한 관점에서, 시간에 따른 균열 손상이 구조강도에 미치는 영향 역시 다음과 같이 3 단계로 구성되는 모델로 구성할 수 있다.

- 초기균열 평가에 관한 모델
- 균열진전 평가에 관한 모델
- 구조파괴 평가에 관한 모델

균열 성장은 파괴역학적인 접근법을 통해 평가되는 것이 일반적이다. 이 방법은 물리적인 모델, 경험적인 모델로 구분되며, 전자의 경우가 균열성장속도를 균열

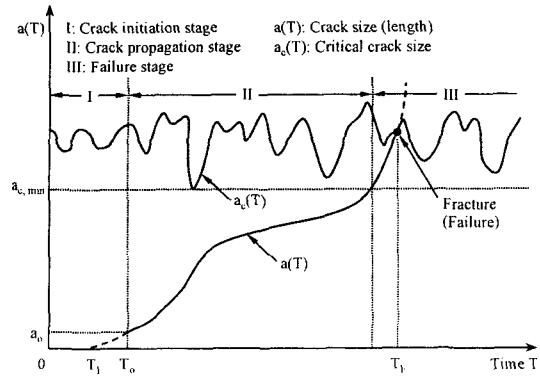


Fig. 8. A schematic of the crack initiation and growth for a steel structure with time[3]

선단에서 응력확대계수의 함수로 표현한 Paris-Erdogan 식이다. 본 연구에서는 (18)식으로 표현되는 Paris-Erdogan식을 이용하여 균열진전 평가를 수행하였다[6].

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (18)$$

여기서, ΔK = 균열선단에서의 응력확대계수, C, m = 실험상수, a = 균열 길이, N = 반복작용응력 횟수

8. GUI기법 응용 TRAAS 시스템 개발

전술한 각종 해석이론들을 바탕으로, 노후선박의 구조붕괴강도 신뢰성 및 위험도를 평가하고, 자동적인 수

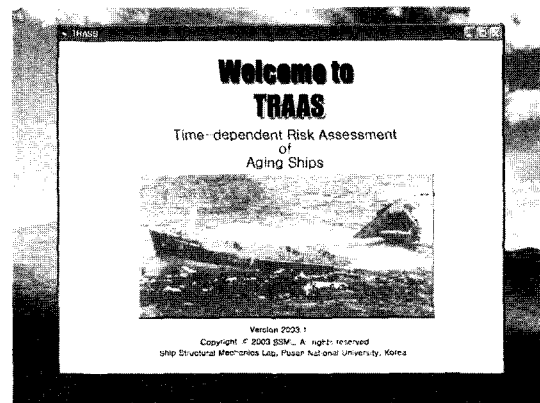


Fig. 9. The front page of the TRAAS system

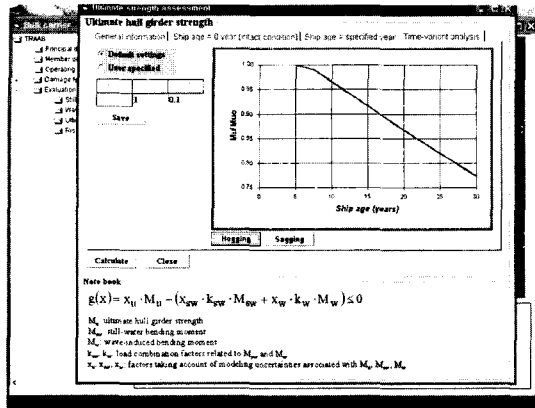


Fig. 10. A sample page for the ultimate hull girder strength calculation of an aging ship

리 보수 조기 경보를 가능하게 해주는 시스템인 TRAAAS (Time-dependent Risk Assessment of Aging Ships)를 개발 중에 있다. Fig. 9는 TRAAAS 시스템의 초기화면을, Fig. 10은 임의 노후 선박의 최종 중강도 계산 결과를 보여주는 화면이다.

TRAAAS는 선체 노후화에 따른 구조손상 시나리오와 관계된 특정 운항조건 및 항해조건에 관한 위험성 수준 혹은, 신뢰성 지수를 자동으로 계산해 주며, 적절한 수리 보수 시기와 방법을 제시해 준다. TRAAAS에서 해석대상으로 삼는 노후선박에 관한 기하학적 및 재료적인 입력자료 처리는, 범용 유한요소해석용 전처리 프로그램 MSC/PATRAN을 사용하고 있으며, 사용자의 편의를 위하여 입력과정 전반부에 걸쳐 MS-EXCEL을 통한 입력도 가능하도록 고려하고 있다.

9. 노후 선각거더의 최종강도 신뢰성 평가 및 수리 보수 계획 수립에 대한 TRAAAS 시스템의 적용 예

9.1 대상 선박

본 연구에서 개발하고 있는 TRAAAS 시스템을, 105k dwt 이중 선체 유조선, 170k dwt 산적 화물선, 113k dwt FPSO(이중 선체 구조) 등 3척의 선박에 적용하여 그 유용성을 평가하였다. Table 1에는 대상선박의 주

Table 1. Hull sectional properties of the three object vessels

Item	Double hull tanker	Bulk carrier	FPSO	
LBP	233.0 m	282.0 m	230.6 m	
Breadth	42.0 m	50.0 m	41.8 m	
Depth	21.3 m	26.7 m	22.9 m	
Draft	12.2 m	19.3 m	14.15 m	
C _b	0.833	0.826	0.831	
Design speed	16.25 knots	15.15 knots	15.4 knots	
σ _y	Deck	HT32	HT40	HT32
	Bottom	HT32	HT32	HT32

Note: σ_y=yield stress.

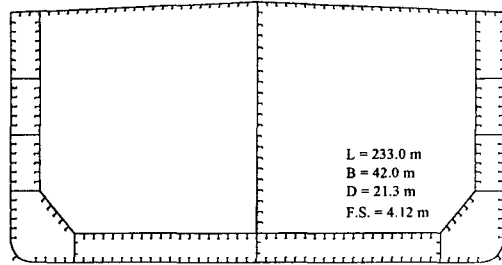


Fig. 11. (a) Mid-ship section of a 105k dwt double hull tanker

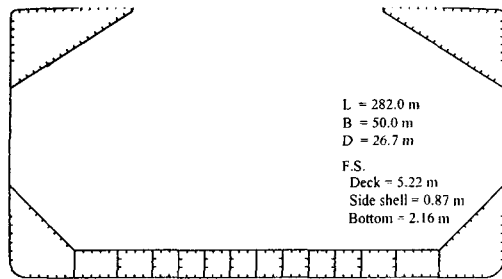


Fig. 11. (b) Mid-ship section of a 170k dwt single side-skin bulk carrier

요특성을 나타낸다. Fig. 11에는 각 선박의 횡단면도를 보여주고 있다.

9.2 구조손상 시나리오

각 선박에 적용하는 항해조건 및 해상상태는 Table 2와 같이 가정하였고, 선령의 증가와 함께 발생하는 구

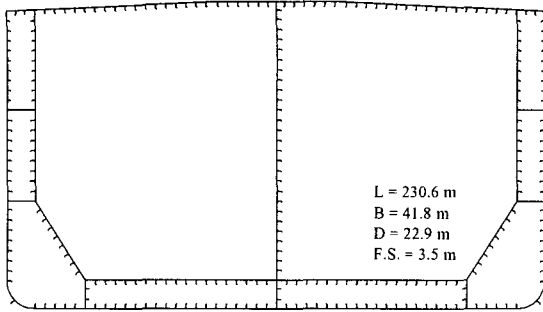


Fig. 11. (c) Mid-ship section of a 113k dwt double hull tanker-type FPSO (floating, production, storage and offloading unit)

량중 굽힘모멘트의 계산은 식 (15), (16)을 사용하였으며, 그 결과를 Table 3에 나타내었다. 해석대상 선박의 신뢰성 지수 계산 시, 관련 변수의 확률 특성치는 Table 4와 같이 가정했다. Fig. 12~14에는 각각, 이중 선체 유조선, 산적 화물선, FPSO에 관한 각 시나리오별 선령의 증가에 따른 선각의 최종강도 변화를 나타내고 있으며, Fig. 15~17에는 선령의 증가에 따른 최종강도 신뢰성 지수의 변화와 그에 따른 선각의 파손확률을 각 시나리오별로 나타내었다. 이 그림들로부터 알 수 있는 바와 같이 선령이 증가함에 따라 발생하는 구조 손상으로 인하여 최종강도 신뢰성이 크게 저하하는 것

Table 2. Scenarios for operating condition and sea states of the three object vessels

Parameter	Double hull tanker	Bulk carrier	FPSO
Operating speed	0.6×design speed = 9.75 knots	0.6×design speed = 9.09 knots	10 knots*
Significant wave height	1.1√L, L in feet = 9.27 m	1.1√L, L in feet = 10.198 m	1.1√L, L in feet = 9.222 m
Storm persistence time	3 hours	3 hours	3 hours

Note: * is meant to an equivalent design speed, while a FPSO may in fact not have an operating speed in the site.

Table 3. Mean and COV of still water and wave-induced bending moments for the three object vessels

Parameter		Double hull tanker	Bulk carrier	FPSO
Msw	Mean			
	Sag.	-2.318 GNm	-4.210 GNm	-2.249 GNm
	Hog.	2.559 GNm	4.673 GNm	2.488 GNm
	COV	0.40	0.40	0.40
Mw	Mean	3.35 GNm	5.93 GNm	3.17 GNm
	COV	0.09	0.09	0.09

조손상 시나리오는 다음과 같다.

- 부식손상 단독
- 부식손상과 기계적 손상의 조합 (호강상태 산적 화물선의 경우)
- 부식손상과 피로균열의 조합
- 부식손상, 피로균열, 기계적 손상의 조합 (호강상태 산적 화물선의 경우)

9.3 최종강도 신뢰성 계산

대상선박의 항해 중 작용 정수중 굽힘모멘트 및 파

을 확인할 수 있다.

9.4 수리 보수 계획 수립에 관한 고찰

노후선박이 충분한 안전성, 신뢰성을 확보하기 위해서는 효과적인 부재의 교체시기를 결정하는 것이 필수적이다. IMO(International Maritime Organization)에서는 선박의 종강도가 신조사의 90%를 항상 유지할 것을 권고하고 있다[16].

기존의 각 선급기관에서는, 사용하는 교체대상 부재 판별기준으로 손상된 부재의 판 두께를 이용한 평가를

Table 4. The probabilistic characteristics for random variables used for the present risk assessment

Parameter	Definition	Distribution Function	Mean	COV
E	Elastic modulus	Normal	205.8 GPa	0.03
σ_Y	Yielding stress	Log-Normal	As for each member	0.10
t_p	Thickness of plating	Fixed	As for each member	-
t_w	Thickness of stiffener web	Fixed	As for each member	-
t_f	Thickness of stiffener flange	Fixed	As for each member	-
T	Ship age	Fixed	As for each member	-
T_c	Coating life	Normal	5.0 years	0.40
			7.5 years	0.40
C_i	Corrosion rate	Weibull	As for each member	As for each member
a_0	Initial crack size	Normal	1.0 mm	0.20
C	$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$	Log-normal	6.94E-12	0.20
m	$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$	Fixed	3.07	-
d_d	Diameter of local dent	Normal	0.3b	0.10
			0.5b	0.10
			0.8b	0.10
D_d	Depth of local dent	Normal	$0.3t_p$	0.10
			$0.5t_p$	0.10
			$0.8t_p$	0.10

Note: a = crack size, b = plate breadth, N = number of stress cycles, ΔK = stress intensity factor

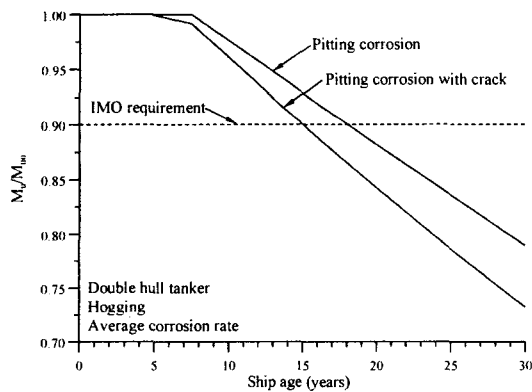


Fig. 12. Time-dependent ultimate hull girder strength of the 105k dwt double hull tanker against hull girder collapse in hogging

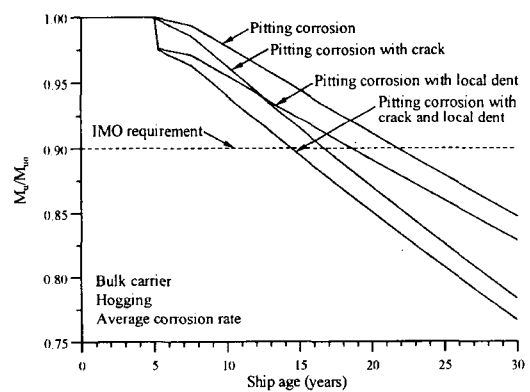


Fig. 13. Time-dependent ultimate hull girder strength of the 170k dwt bulk carrier against hull girder collapse in hogging

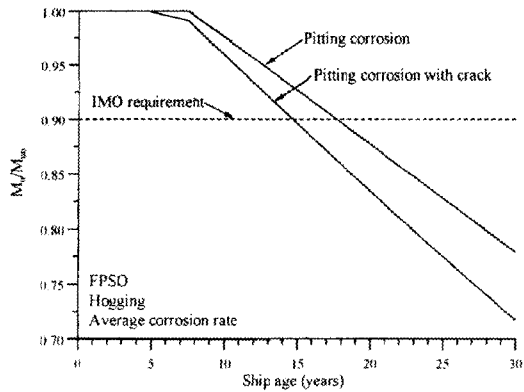


Fig. 14. Time-dependent ultimate hull girder strength of the 113k dwt double hull tanker-type FPSO against hull girder collapse in hogging

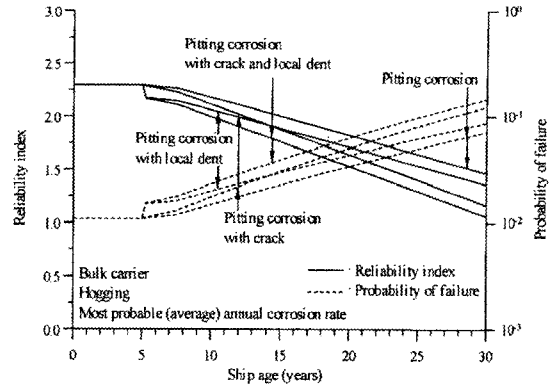


Fig. 16. Time-dependent reliability or risk of the 170k dwt bulk carrier against hull girder collapse in hogging

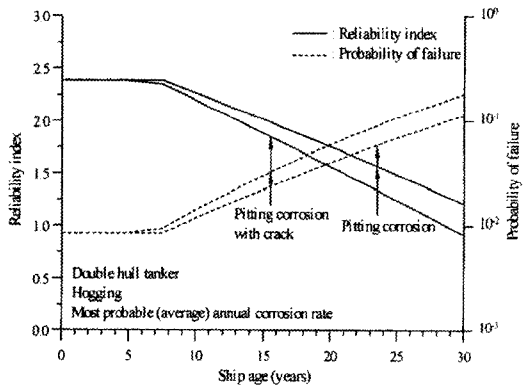


Fig. 15. Time-dependent reliability or risk of the 105k dwt double hull tanker against hull girder collapse in hogging

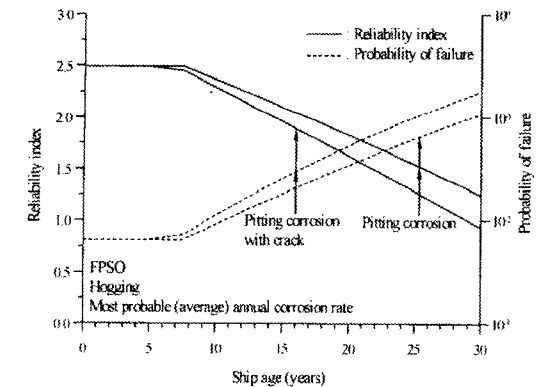


Fig. 17. Time-dependent reliability or risk of the 113k dwt double hull tanker-type FPSO against hull girder collapse in hogging

하고 있으나, 국부부식, 피로균열 및 기계적 손상(Local dent)과 같은 일반적인 형태의 손상의 정도를 단순히 감소된 판 두께로 평가하는 것은 효과적이지 못하다. 따라서, 손상 형태에 따른 해당 부재의 국부강도를 정밀하게 평가하여 그 감소된 강도 값을 기준으로 부재 교체시점을 판단하는 것이 합리적이라고 할 수 있다.

본 연구에서는 IMO의 기준에 따라 해석대상 선박의 종강도가 신조시의 90%까지 감소했을 때를 부재 교체 시점으로 판단하고, 부재의 교체 대상은 해당 국부강도를 조사, 과도하게 감소한 부재를 판별해 이를 교체 수리하는 방법을 사용하였다. 이 경우, 각 대상

선박별 최종강도, 신뢰성 지수의 변화 및 교체부재의 국부강도를 각각 Fig. 18~23에 나타내었다.

10. 결 언

본 연구에서는 선박의 노후화에 관련된 각종 구조 손상(일반/국부부식, 피로균열, 기계적 손상)을 고려한 최종붕괴강도 신뢰성 해석기법을 개발하였다. 또한, 본 이론을 바탕으로 노후선박의 구조 붕괴강도 신뢰성 및 위험도를 평가하고, 자동으로 수리 보수, 조기 경보를 가능하게 해주는 GUI 프로그램인 TRAAS를 개발 중

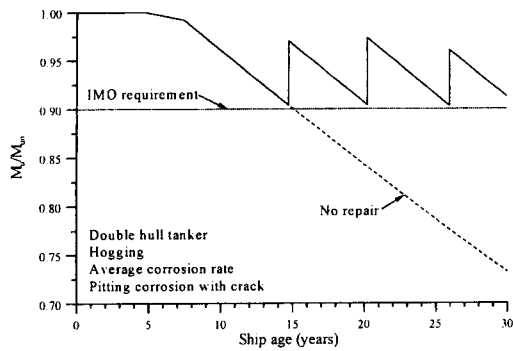


Fig. 18. Repair and the resulting time-dependent ultimate hull girder strength of 105k dwt double hull tanker in hogging

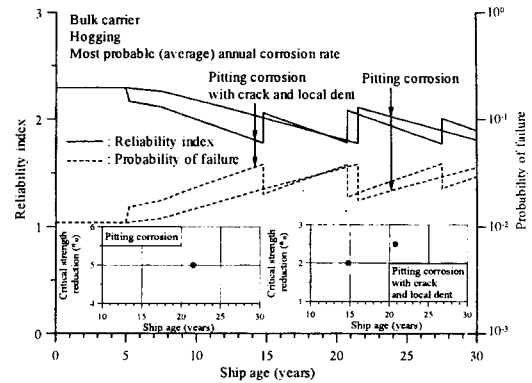


Fig. 21. Repair and the resulting time-dependent reliability index of the 170k dwt bulk carrier in hogging

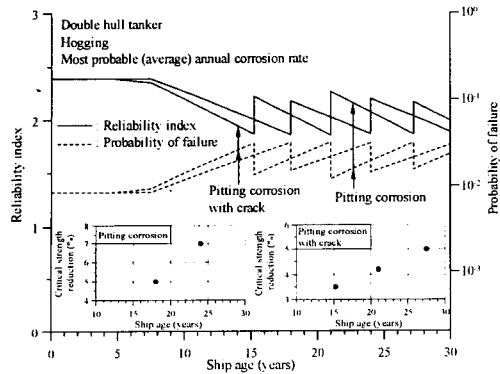


Fig. 19. Repair and the resulting time-dependent reliability index of the 105k dwt double hull tanker in hogging

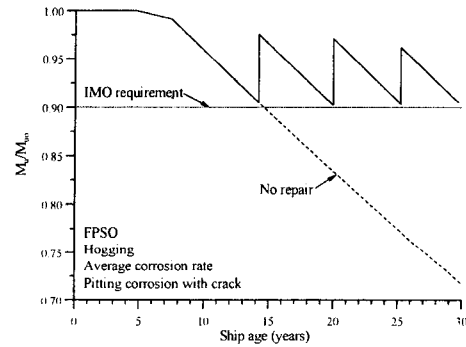


Fig. 22. Repair and the resulting time-dependent ultimate hull girder strength of 113k dwt double hull tanker-type FPSO in hogging

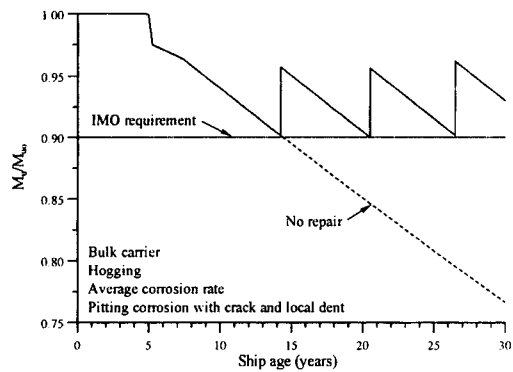


Fig. 20. Repair and the resulting time-dependent ultimate hull girder strength of 170k dwt bulk carrier in hogging

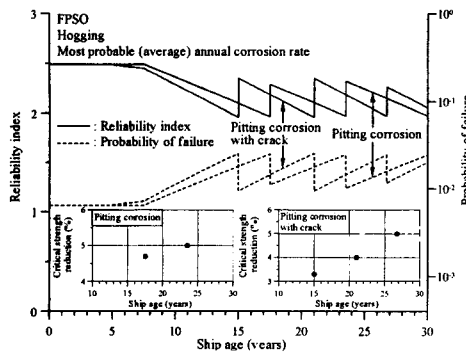


Fig. 23. Repair and the resulting time-dependent reliability index of the 113k dwt double hull tanker-type FPSO in hogging

에 있다.

개발된 해석기법을 103k dwt 이중선체 유조선, 170k dwt 산적화물선, 113k dwt FPSO 등 3척의 선박을 대상으로 적용하고, 그 유용성을 검증하였다. 선각 최종 강도를 일정수준 유지할 수 있는 지침으로서, 과도하게 손상된 부재들을 대상으로 가장 효율적으로 수리 및 교체를 할 수 있는 방법을 제시하였다.

본 연구에서 개발된 시스템을 실제 운항중인 선박에 적용하는 경우, 대형 상선의 침몰사고를 방지할 수 있게 되어 막대한 경제적 손실과 인명피해를 줄일 수 있다고 판단되며, 부식, 피로균열, 기계적 손상을 가진 선박의 수리 보수 시기를 예보할 수 있게 됨으로써, 불요불급한 수리보수를 위한 선박 운항 정지 또는 입거(Docking)에 따른 선박 운항상 경제적인 손실도 크게 줄일 수 있으리라 사료된다.

참고문헌

- [1] J.K. Paik and A.K. Thayamballi, "The strength and reliability of bulk carrier structures subjected to age and accidental flooding", SNAME Transactions, Vol.106, pp.1-40, 1998
- [2] LR, Lloyd's register of shipping world casualty statistics 1996-1999, 2000
- [3] J.K. Paik and A.K. Thayamballi, "Reliability assessment of ships", CRC Reliability Engineering Handbook, CRC Press, 2003 (in press)
- [4] J.K. Paik, G. Wang, A.K. Thayamballi, J.M. Lee and Y.I. Park, "Time-dependent risk assessment of aging ships accounting for general/pit corrosion, fatigue cracking and local denting damage", SNAME Transactions, Vol.111, 2003
- [5] J.K. Paik and P.A. Frieze, "Ship structural safety and reliability", Progress in Structural Engineering and Materials, John Wiley & Sons, Vol.3, No.2, pp.198-210, 2001
- [6] J.K. Paik and A.K. Thayamballi, "Ultimate limit state design of steel-plated structures", John Wiley & Sons, 2003
- [7] J.K. Paik, J.M. Lee and M.J. Ko, "Ultimate compressive strength of plate elements with pit corrosion wastage", Journal of Engineering for the Maritime Environment, 2003 (in press)
- [8] J.K. Paik, J.M. Lee and Y.V. Satish Kumar, "Ultimate strength of stiffened Panels with cracking damage under axial compression or tension", To be published
- [9] J.K. Paik, J.M. Lee and D.H. Lee, "Ultimate strength of dented steel plates under axial compressive loads", International Journal of Mechanical Sciences, Vol.45, pp.433-448, 2003
- [10] A. Nitta, H. Arai and A. Magaino, "Basis of IACS unified longitudinal strength standard", Marine Structures, Vol.5, pp.1-21, 1992
- [11] T.A. Loukakis and C. Chryssostomidis, "Seakeeping series for cruiser stern ships", SNAME Transactions, Vol.83, pp.67-127, 1975
- [12] A.E. Mansour and L. Hovem, "Probability-based ship structural analysis", Journal of Ship Research, Vol.38, No.4, pp.329-339, 1994
- [13] J.K. Paik and D. Faulkner, "Reassessment of the m.v. Derbyshire sinking with the focus on hull girder collapse", Marine Technology, Vol.40, No.4, 2003
- [14] J.K. Paik, J.M. Lee, J.S. Hwang and Y.I. Park "A Time-dependent corrosion wastage model for the structures of single- and double hull tankers and FSOs and FPSOs", Marine Technology, Vol.40, No.3, pp.201-217, 2003
- [15] J.K. Paik, A.K. Thayamballi, Y.I. Park and J.S. Hwang, "A time-dependent corrosion wastage model for bulk carrier structures, International Journal of Maritime Engineering, RINA, Vol.18, 2003 (in press)
- [16] IMO, SOLAS XI/2 Recommended longitudinal strength, MSC.108(73), Maritime Safety Committee, International Maritime Organization, 2000 ⚓