

균열전파해석에 의한 선체의 피로수명 평가법 -응력강도계수의 간이추정법-

김창욱*, 노인식**, 김대수***

Fatigue Life Assessment of Ship Structures based on Crack Propagation Analysis -Simplified Prediction Method of Stress Intensity Factors-

C. W. Kim*, I. S. Nho** and D. S. Kim***

요 약

선체에 존재하는 균열의 전파거동을 해석하기 위해서는 응력강도계수의 추정이 그 전제조건이 되지만 현재까지 이러한 복잡 구조물에서 응력강도계수를 간편하게 계산하는 방법이 확립되어 있지 못하다는 점이 가장 큰 걸림돌이 되고 있다. 본 연구에서는 선체와 같이 부정정도가 매우 큰 복잡 구조물에서의 균열전파 거동을 추정하기 위한 전 단계로서 다양한 형태의 균열에 대한 응력강도계수를 용이하게 계산하기 위하여 무균열 상태에서의 응력해석 결과에 기초한 응력강도계수의 간이 추정법을 유도하고, 다른 연구자들의 실험 및 해석 결과와 비교하여 제안된 방법의 유용성을 검증하였다.

※Keyword : 피로(fatigue), 파괴역학(fracture mechanics), 응력강도계수(stress intensity factor), 균열전파(crack propagation)

Abstract

The prediction of stress intensity factor(SIF) is one of the most important factors to analyse the propagation behavior of cracks in hull structural members. Up to now, however, simplified prediction method of SIF has not yet been established for the cracks experienced in large complex structures.

As a first step to predict crack propagation behavior in a ship structure with very large structural redundancies, simplified SIF prediction formulas for various crack shapes were derived based on the results of the stress analysis under a

접수일자: 2000년 8월 31일, 승인일자: 2001년 12월 21일

*정회원, 한국선급 선체기술부 화물선팀장 (E-mail: cwkim@krs.co.kr)

**정회원, 충남대학교 선박해양공학과 부교수 (E-mail: isnho@cnu.ac.kr)

**정회원, 현대중공업 (E-mail: dskim333@hhi.co.kr)

non-crack condition in this study. The adequacy of the proposed method was then verified in comparison with other experimental and analysis results.

1. 서언

80년대 중반 이후 선체구조에 고장력강의 사용이 확대되고 있고 이로 인해 피로손상 문제가 대두되고 있다. 선체구조가 부정정성이 큰 대형 복잡 구조물임을 감안하면 피로균열 발생 이후의 전파거동을 정량적으로 해석할 수 있는 파괴역학적 접근방법의 도입이 현재 S-N선도에 입각한 피로 설계법의 좋은 보완책이 될 수 있을 것이다.

선체와 같은 구조물에 존재하는 균열도 응력강도계수(Stress Intensity Factor, SIF) 범위만 알면 하중이력에 따른 전파거동의 해석이 가능하다. 그러나 시험편 수준의 간단한 형상의 균열에 대한 응력강도계수는 대부분 이미 잘 알려져 있는데 반해 복잡한 형상의 구조물에 존재하는 균열에 대해서는 아직 응력강도계수의 계산법이 정립되지 못한 실정이다. 물론 정밀한 해석을 위해서는 특이요소 등을 사용한 3차원 유한요소법을 이용할 수 있으나, 균열 진전에 따른 형상변화를 고려하기 위하여 순차적인 반복해석이 요구된다. 이 때문에 선체구조와 같이 많은 직교교차부재를 갖는 구조물의 설계시에 사용하기에는 계산시간이나 결과의 신뢰성 면에서 실용적이지 못하다. 따라서, 우선 선체구조에 존재하는 균열문제에 대한 응력강도계수의 간편한 계산 방법을 정비해 둘 필요가 있다.

본 연구에서는 현재 설계단계에서 행하여지는 구조해석 정도로 응력강도계수의 해석이 가능한 간이 해석법을 제안한다. 이 방법은 균열 진전에 따르는 임의 형상의 균열에 대하여 무균열 상태의 응력해석에 기초한 응력강도계수 값을 추정하는 것으로 요약될 수 있다. 이 방법에 의하면 응력변화가 극심하지 않은 경우에 대하여 실용적인 정도를 갖는 응력강도계수의 추정이 가능하다.

선체구조부재에 존재하는 균열의 응력강도계수

의 계산을 위한 간이추정식을 유도하고 이 식들의 타당성을 검토하였다. 향후 손상자료를 설계시의 해석실적을 반영시켜 추정식의 정도를 향상시켜 나간다면 실용 상 간편하고, 정도가 보장되는 간이 해석법이 될 수 있을 것으로 사료된다.

2. 응력강도계수 추정

일반적으로 구조부재에는 여러 방향의 응력이 작용하므로 균열선단의 응력강도계수(이하 K 로 칭함)는 K_I , K_{II} , K_{III} 모드가 혼재한다. 그러나 모드 I 과 II의 혼합 모드에서는 균열전파에 따라 모드II 성분이 소실되는 방향으로 균열이 전파한다는 것이 알려져 있으며(樋口 등, 1976), 모드III은 보강판구조인 선각부재에서는 거의 무시될 수 있다. 따라서 실용성이 가장 큰 K_I 추정법만을 고려한다. 다만 필릿 용접부에 따르는 균열의 경우에는 필릿을 따르는 성분과 이탈 성분을 고려하기 위해 K_{II} , K_{III} 도 고려한다.

Fig.1(岡村弘之, 1976)과 같이 중첩원리에 의하면 임의 응력장에 존재하는 균열의 K 값은 무균열 상태에서 균열선상에 작용하는 응력분포를 균열면에 분포내압으로 작용시켜 구할 수 있다. 즉, Fig.1(a)와 같은 하중상태는 (b)와 (c)의 합으로 표현할 수 있다. (c)의 응력상태는 무균열 상태에서 균열진전 경로 주위에 작용하는 응력으로 간주할 수 있다. 따라서, (a)에서 균열선단의 응력강도계수는 (b)와 (c)에서의 응력강도계수를 합한 것과 같고 식(1)과 같이 나타낼 수 있다. 그러나 (b)에서는 균열이 완전히 닫힌 상태이므로 응력강도계수는 0이 되고 결국 (a)의 응력강도계수는 무균열 상태인 (c)에서 균열진전경로를 따라 작용하는 응력으로부터 계산할 수 있다.

$$K_{(a)} = K_{(b)} + K_{(c)} = K_{(c)} \tag{1}$$

여기서,

$K_{(a)}$: Fig.1(a)의 응력강도계수

$K_{(b)}$: Fig.1(b)의 응력강도계수

$K_{(c)}$: Fig.1(c)의 응력강도계수

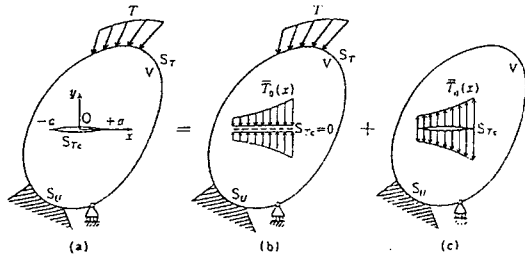


Fig.1 Principle of superposition in stress field around crack path(岡村弘之, 1976)

통상 구조부재에서의 균열은 곡선 형상으로 전파하지만 취급의 용이성을 위해 같은 길이의 직선 균열로 이상화한다. 이때 균열면에 작용하는 전단 응력의 영향은 무시하고, 무균열 상태에서 균열선상의 주응력분포를 분포내압으로 작용시켜 K 값을 산정한다.

2.1 무한판 관통균열의 K 값

Fig.2(a)에 보인 무한판 관통균열에서 균열중심으로부터 임의위치 x 에 집중하중 P 가 작용할 때 A점의 K 값은 다음 식으로 구해진다(日本造船研究協會, 1954).

$$K = \frac{P}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a+x}{a-x}} \tag{2}$$

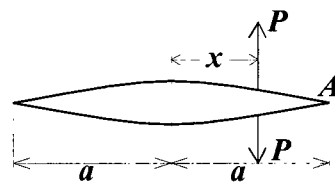
2.2 반무한판 연균열의 K 값

Fig.2(b)의 반무한판 연균열에서 임의 위치 x 에 작용하는 집중하중 P 로 인한 K 값은 다음과 같다(日本造船研究協會, 1954).

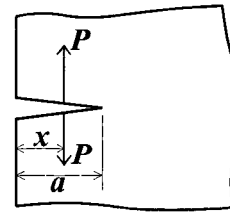
$$K = 2P \sqrt{\frac{1}{\pi a(1-\xi^2)}} [1 + (1-\xi^2)(0.2945 - 0.3912\xi^2 + 0.7685\xi^4 - 0.9942\xi^6 + 0.5094\xi^8)] \tag{3}$$

여기서, $\xi = \frac{x}{a}$

이제 $P = \sigma(x) dx$ 로 하여 Fig.2의 $[-a, a]$, 또는 $[0, a]$ 에서 적분함으로써 임의 분포응력으로 인한 K 값을 얻을 수 있다. 여기서 $\sigma(x)$ 는 균열전파경로에 수직인 법선응력이다.



(a) Infinitely wide plate



(b) Semi-infinitely wide plate

Fig.2 Splitting force working on crack

2.3 두께가 다른 부재와의 접합부에 근접한 균열의 K 값

선체구조에서는 균열전방에 보강재나 플랜지와 같은 직교교차부재가 존재하는 경우가 많다. 이를 고려하기 위해 Fig.3(Taiji, 1981)에 보인 것과 같이 두께가 다른 부재의 접합부에 근접한 균열에 대하여 해석한 결과를 이용하여 보정한다. 보강재를 고려하는 경우, 그림 중의 β 를 ∞ 로 하여 적용할 수 있다. 다음 식(4)는 Fig.3에서 $\beta=\infty$ 일 때의 수정계수를 다항식으로 근사한 식이다.

$$M_A = -0.58(a/a_1)^2 + 0.14(a/a_1) + 1 \tag{4}$$

여기서, a_1 : 교차부 도달 시까지 균열 길이이다.

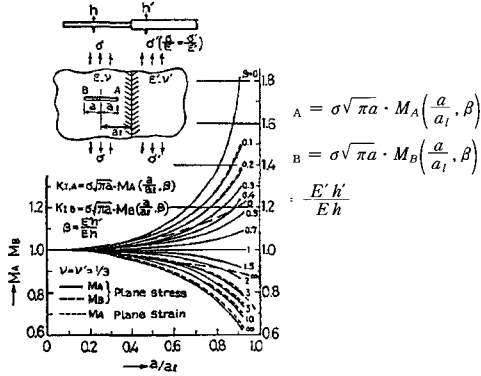


Fig.3 K-value for composed plate with different thickness

2.4 법선응력분포의 다항식 근사

계산의 편리성을 위하여 균열예상경로상에 존재하는 법선응력 분포를 4차 다항식으로 근사하였다 (노인식, 1999).

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^4 c_n x^n \tag{5}$$

여기서, x 는 균열 발생점으로부터 현재의 균열선단까지 균열전파경로를 따르는 거어스 길이이다.

자유단으로부터 발생하여 교차부재로 전파하는 균열을 고려하기 위하여 법선방향 응력 분포를 다음과 같이 가정한다.

$$\begin{aligned} \sigma_1(x) &= \sum_{n=0}^4 c_n x^n ; 0 \leq x \leq a_1 \\ \sigma_2(x) &= \sum_{n=0}^4 c_n^* x^n ; a_1 \leq x \leq a \end{aligned} \tag{6}$$

여기서, a_1 는 자유단에서 교차부까지 균열길이, K 값은 식(3)으로부터 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} K &= \int_0^{a_1} \sigma_1(x) f(a, \xi) dx + \int_{a_1}^a \sigma_2(x) f(a, \xi) dx \\ &= \sum_{n=0}^4 (k_n c_n + k_n^* c_n^*) a^{n+1} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \end{aligned} \tag{7}$$

여기서, $\xi = x/a$

$$\begin{aligned} k_n &= \left[D_1 + D_2 \sin^{-1} \xi + \sum_{i=0}^3 E_i \xi^i (1 - \xi^2)^{1/2} \right. \\ &\quad \left. + \sum_{j=0}^{11} F_j \xi^j (1 - \xi^2)^{3/2} \right]_0^{a/a_1} \\ k_n^* &= \left[D_1 + D_2 \sin^{-1} \xi + \sum_{i=0}^3 E_i \xi^i (1 - \xi^2)^{1/2} \right. \\ &\quad \left. + \sum_{j=0}^{11} F_j \xi^j (1 - \xi^2)^{3/2} \right]_{a/a_1}^1 \end{aligned} \tag{8}$$

식 중의 D_1, D_2, E_i, F_j 및 k_n, k_n^* 의 상세한 값은 문헌(노인식, 1999)에 나와 있다.

2.5 필릿용접부 K값에 대한 분포응력 영향

구간 $0 \leq x \leq a_1$ 에 분포하는 응력이 필릿용접부 균열(즉, a_1 보다 큰 균열)의 K 값에 미치는 영향을 일점 집중하중으로 대표시키는 것을 고려한다. 식(3), (7)로부터 다음 식을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} 2P \sqrt{\frac{1}{\pi a (1 - \xi^2)}} [1 + (1 - \xi^2)(0.2945 \\ - 0.3912 \xi^2 + 0.7685 \xi^4 - 0.9942 \xi^6 \\ + 0.5094 \xi^8)] = \sum_{n=0}^4 k_n c_n \cdot a^{n+1} / \sqrt{\pi a} \end{aligned} \tag{9}$$

여기서, $\xi = x/a$, x 는 집중하중 작용 위치이다.

$\sigma_1(x)$ 는 a_1 근방에서 매끄럽게 분포하는 것으로 가정한다. K 값에 대한 집중하중의 기여는 작용점이 균열선단으로 갈수록 커지므로, 분포응력 ($0 \leq x \leq a_1$)의 K 값에 대한 기여효과는 식(8)의 우변 제1항만을 고려해도 충분하다. 대표 집중하중 P 는 $0 \sim a_1$ 에서 다음 식과 같이 표현할 수 있다.

$$P = \sigma_e a_1 \tag{10}$$

여기서, σ_e 는 등가응력이다.

식(10)은 다음과 같이 변환된다.

$$\begin{aligned} 2\sigma_e \sqrt{\frac{a \beta^2}{\pi (1 - \alpha^2 \beta^2)}} [1 + (1 - \alpha^2 \beta^2)(0.2945 \\ - 0.3912 \alpha^2 \beta^2 + 0.7685 \alpha^4 \beta^4 - 0.9942 \alpha^6 \beta^6 \\ + 0.5094 \alpha^8 \beta^8)] = k_0 c_0 \sqrt{\frac{a}{\pi}} \end{aligned} \tag{11}$$

여기서, $\alpha\beta = \frac{x}{a} = \xi$, $\beta = \frac{a_1}{a}$, $\alpha = \frac{x}{a_1}$

식(11)의 좌변은 $a = a_1$ 일 때의 K 값이 되도록 σ_e 를 정하고, 우변의 k_0 값은 식(8)의 k_0 값에 가까워지도록 α 을 구한다.

$$\alpha = x/a_1 = 0.85 \tag{12}$$

$\alpha = 0.85$, $\beta = 1$ 일 때 식(11)의 좌변이 K_{a_1} 이 되므로 등가응력은 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\sigma_e = 0.445 \sqrt{\frac{1}{a_1}} \cdot K_{a_1} \tag{13}$$

따라서 $0 \leq x \leq a_1$ (균열길이 $a > a_1$)에서의 응력분포가 K 값에 기여하는 량, K_p 는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$K_p = 0.89 K_{a_1} \sqrt{\frac{a_1}{\pi a(1-\xi_1^2)}} [1 + (1-\xi_1^2)(0.2945 - 0.3912\xi_1^2 + 0.7685\xi_1^4 - 0.9942\xi_1^6 + 0.5094\xi_1^8)] \tag{14}$$

여기서, $\xi_1 = 0.85 a_1/a$

위의 결과를 이용하면 직교교차부재에 진입한 균열의 K 값 추정이 간편해 진다. 즉, a_1 에서의 응력강도계수 K_{a_1} 이 구해져 있는 경우 a_1 이후의 균열에 대한 K 값은 식(7)로부터 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$K = K_p + \sum_{n=0}^4 k_n^* c_n^* a^{n+1} \frac{1}{\sqrt{\pi a}} \tag{15}$$

3. 용접구조부재의 응력강도계수 추정식

3.1 평판 표면균열

관통균열의 경우 중첩원리에 의해 실제하중상태

에 해당하는 응력강도계수를 계산할 수 있다. 그러나 실제문제에서는 대부분의 균열이 표면에서 발생되므로 표면균열에 대한 응력강도계수 결정이 중요해진다. 특히 구조적 부정정성이 큰 해양구조물의 경우는 강관이음부의 표면균열에 대한 연구가 많이 진행되어져 왔다.

3.1.1 표면균열의 전파 형상

먼저 균열 발생점에 작용하는 주응력의 막응력 성분 σ_M , 면의 굽힘응력 성분 σ_B 를 구한다.

균열전파 형상 실험식(川原等, 1975)에 따라 Fig.4와 같은 균열전파에 따르는 형상 변화 즉, 반타원 균열의 길이 a 와 깊이 b 를 결정한다. σ_M , σ_B 를 균열 발생점의 대표응력으로 본 것은 관통시의 균열길이 $2a$ 가 구조부재의 크기에 비해 아주 작고, 이 범위에서는 응력분포가 완만한 것으로 볼 수 있기 때문이다.

3.1.2 반타원 표면균열

Fig.4에 보인 a, b 의 형상을 갖는 균열에서 최심부(最深部)의 K 값은 Newman - Raju 식(Newman 등, 1979)으로 주어진다.

$$K = (\sigma_M + H_2 \sigma_B) \sqrt{\pi \frac{b}{Q}} F \tag{16}$$

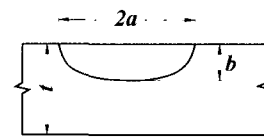


Fig.4 Surface crack

3.2 관통균열

3.2.1 연균열이 교차부재에 달할 때까지의 K 값

Fig.5에 보인 브래킷 단부와 같이 자유단에서 발생하는 균열을 고려한다. 균열경로상의 법선 방향 주응력을 식(5)와 같이 4차 다항식으로 근사시키고, $(0 \sim a)$ 의 구간에서 (3)식을 적분한 다음

(4)식의 수정계수를 곱하여 응력강도계수를 구할 수 있다(Taiji, 1981).

$$K = [-0.58(a/a_1)^2 + 0.14(a/a_1) + 1] \times \sum_{n=0}^4 k_n c_n a^n \sqrt{\pi a} \quad (17)$$

여기서, $k_0 = 1.1215$, $k_1 = 0.6829$, $k_2 = 0.5255$,

$k_3 = 0.4410$, $k_4 = 0.3868$

a_1 : 발생점부터 직교교차부재까지의 균열 거어스 길이

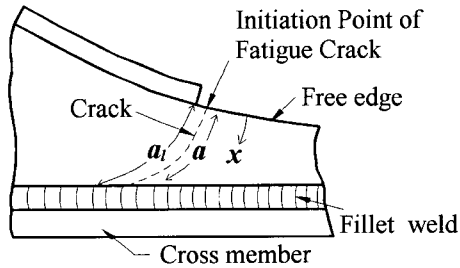


Fig.5 Free edge crack in vicinity of cross member

3.2.2 평판중의 관통균열의 K값

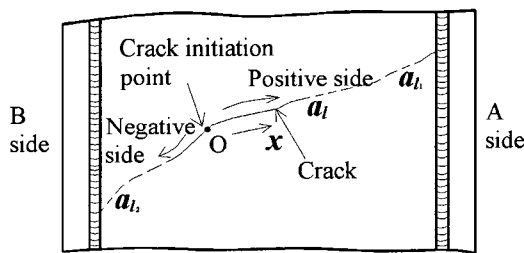


Fig.6 Crack in vicinity of cross member

Fig.6에 보인 관통균열에 대한 응력강도계수 추정식에 대해 고려한다. 균열 발생점을 원점으로 하여, 균열에 따른 주응력 분포를 연균열의 경우와 마찬가지로 4차 다항식으로 근사한다. 식(5)에서 균열중양이 원점으로 되도록 좌표변환후 식(2)에 대입하여 $[-a, a]$ 에서 적분한 결과에 전

방직교교차부재에 대한 보정계수 M 을 곱한다. A측의 K값 K_A , B측의 K값 K_B 는 각각 다음 식으로 유도된다(Taiji, 1981)(노인식, 1999). 유한판의 경우에는 식(4)의 유한판 보정계수를 더 고려한다.

$$\left. \begin{matrix} K_A \\ K_B \end{matrix} \right\} = M \sum_{n=0}^4 J_n c_n^* a^{n+1} / \sqrt{\pi a} \quad (18)$$

여기서, $c_0^* = c_0 \mp e c_1 + e^2 c_2 \mp e^3 c_3 + e^4 c_4$

$$c_1^* = \pm c_1 - 2e c_2 \pm 3e^2 c_3 - 4e^3 c_4$$

$$c_2^* = c_2 \mp 3e c_3 + 6e^2 c_4$$

$$c_3^* = \pm c_3 - 4e c_4, \quad c_4^* = c_4$$

$$a = (a_1 + a_2) / 2, \quad e = (\pm a_1 \mp a_2) / 2$$

$$J_0 = \pi, \quad J_1 = J_2 = \pi / 2, \quad J_3 = J_4 = 3 / 8 \pi$$

$$M = -0.58 \phi_1^2 + 0.14 \phi_1 + 1$$

$$\phi_1 = a / \left[\left\{ \begin{matrix} a_{i1} \\ a_{i2} \end{matrix} \right\} - \frac{\pm a_1 \mp a_2}{2} \right] \quad (19)$$

각 식에서 위는 A측, 아래는 B측에 대한 값이며, a_1, a_2, a_{i1}, a_{i2} 의 값은 절대치를 사용한다.

3.2.3 연균열이 직교교차부재에 달한 후 필릿 용접부를 따라 전파하는 균열

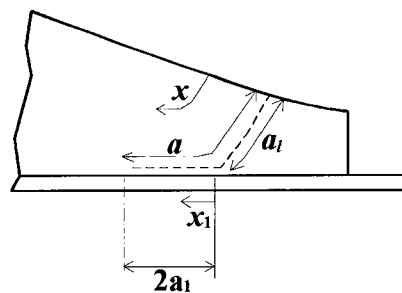


Fig.7 Free edge crack along fillet weld

Fig.7에 나타낸 것과 같이 평판 중을 전파해온 연균열이 필릿용접부를 따라 전파하는 경우에도 기본적으로는 식(15)로부터 응력강도계수를 구할 수 있다. 다만 이 경우는 주응력에 수직하게 전파

하지는 않으므로 모드 II 성분의 고려가 필요하게 된다. 교차점으로부터 균열방향으로 켜 거리를 x_1 , x_1 에 작용하는 전단응력을 $\tau(x_1)$, 평판중의 수직응력성분을 $\sigma(x)$ 로 하면 다음 식을 얻는다.

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^4 c_n x^n, \quad \tau(x_1) = \sum_{n=0}^4 c_n x_1^n$$

$$K = M \left(K_P + \sum_{n=0}^4 k_n^* c_n a^{n+1} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a}} + \sum_{n=0}^4 J_n c_n a_1^{n+1} \cdot \frac{1}{\sqrt{\pi a_1}} \right) \quad (20)$$

여기서, $M = -0.58 \left(\frac{a}{a_2} \right)^2 + 0.14 \left(\frac{a}{a_2} \right) + 1$ (21)

a_2 는 직교교차부재에 도달할 때의 균열 거어스 길이이다.

식(20)의 우변 제3항이 전단응력에 의한 K_{II} 성분인데, 전단응력은 필릿용접부에만 크게 작용하게 되므로 식의 형태상으로는 전단력이 작용하는 길이 $2a_1$ 의 관통균열이 중첩된 것과 같다. 식(2)에서 집중전단력이 작용하는 경우를 고려하면, K_{II} 값은 식(22)와 같이 되므로 식(20)의 전단응력분포를 고려하면 식(23)과 같이 구해진다.

$$K_{II} = \frac{P_c}{\sqrt{\pi a_1}} \sqrt{\frac{a_1+x}{a_1-x}} \quad (22)$$

$$K_{II} = \int_{-a_1}^{a_1} \frac{\tau(x_1)}{\sqrt{\pi a_1}} \sqrt{\frac{a_1+x_1}{a_1-x_1}} dx_1$$

$$= \int_{-a_1}^{a_1} \sum_{n=0}^4 \frac{c_n x_1^n}{\sqrt{\pi a_1}} \sqrt{\frac{a_1+x_1}{a_1-x_1}} dx_1 \quad (23)$$

$$= \sum_{n=0}^4 J_n c_n a_1^{n+1} \frac{1}{\sqrt{\pi a_1}}$$

여기서, J_0, J_1, J_2, J_3, J_4 는 식(19)에 따른다. 양의 값만 고려하면 되므로 절대치를 취하며, 안전측으로 고려하기 위해 균열전파에 모드 I 성분과 같이 취급한다.

3.2.4 연균열이 직교교차부재에 달한 후 교차부재에 진입하는 균열

위의 결과를 이용하면 Fig.8에 나타난 직교교차부재로 전파한 표면 균열에 대한 K 값도 근사적으로 추정할 수 있다. 즉, $a = a_1 + a$ 로 하고, 식(15)를 이용하면 다음 식이 유도된다.

$$K = K_P + (\sigma_M + H_2 \sigma_B) \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} F \quad (24)$$

이 식의 첫 항은 자유단으로부터 전파되어온 관통 연균열의 내면에 분포하는 법선 응력의 응력강도 계수 기여분이며, 둘째 항은 Newman 등(1979)에 의한 평판 표면균열의 응력강도계수 기여분이다.

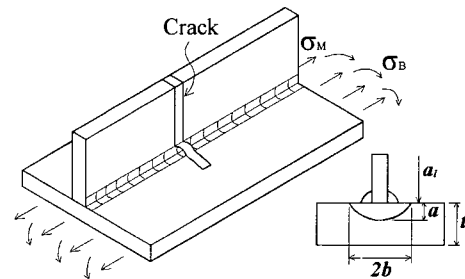


Fig.8 Surface crack of T-joint

3.2.5 직교교차부재로 진입한 표면균열이 관통균열로 성장한 균열의 K 값

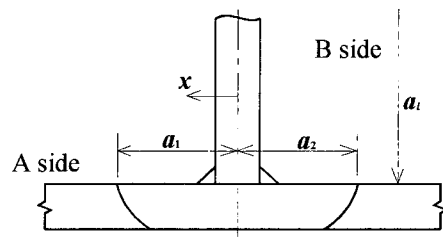


Fig.9 Penetrated Through Crack of T-joint

Fig.9와 같이 관통 후의 응력강도계수는 식(14)와 식(21)을 조합하여 구할 수 있다.

$$K = \left[K_P + \sum_{n=0}^4 J_n c_n^* a^{n+1} / \sqrt{\pi a} \right] M \quad (25)$$

4. 수치계산 및 고찰

제안된 방법의 유효성을 검증하기 위하여 선체 구조 중 피로파괴가 자주 발생하는 다음의 구조부재들에 대하여 응력강도계수를 계산하고, 이들 결과를 유한요소해석에 의한 결과 및 발표된 문헌의 결과들과 비교하였다.

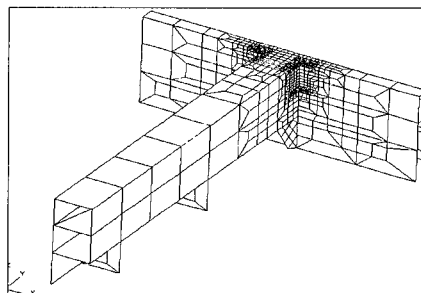
- Case ① 컨테이너선의 창구모서리
- Case ② 광석운반선 브래킷 토투부

Case ①의 계산에 사용된 선박은 6500 TEU 컨테이너선이며 주요 제원은 다음과 같다. 피로해석을 위해서는 균열부위의 상세해석이 필요한데, 전선구조해석과정에서 상세해석모델을 포함시켜 모델링하고 파랑에 의한 동유체력을 가하여 해석하였다. 또한 Case ②에 대해서는 Taiji(1981)의 유한요소해석 결과와 비교하였다.

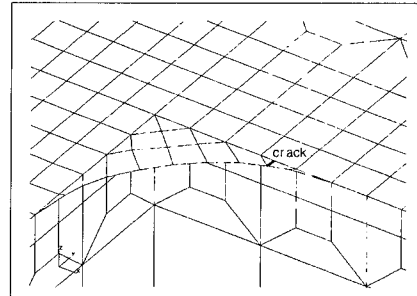
$$LBP \times B \times D = 292.00 \times 40.00 \times 24.20 \text{ (m)}$$

4.1 Case ① 컨테이너선의 창구모서리

Fig.10(a)에 균열경로 및 응력강도계수 계산에 사용되는 국부 주응력을 구하기 위한 유한요소 상세 모델(송재영, 2000)을 나타내었다. 계산된 무균열 상태의 주응력과 수직한 방향으로 가정한 균열 경로를 Fig.10(b)에 참고로 표시하였다.



(a) FEM model



(b) Assumed crack path

Fig.10 Hatch corner radius of a sample container ship

Fig.11에는 가정된 균열전파 경로 주위의 요소로부터 읽은 주응력 값들과 이들을 최소 자승법에 의해 4차 다항식으로 근사한 결과를 나타내었다. Fig.12에는 유한요소 해석 및 본 연구에서 제시한 식(17)에 의해 구한 응력강도계수 값들을 보였다. 두 방법에 의한 결과는 좋은 일치를 보이고 있고, 간이해석법에 의한 결과가 약간 안전측의 결과를 주므로, 설계단계에서 유용하게 사용될 수 있다. 참고로 Fig.10(b)에 보인 가정 경로를 따라 진전하는 균열에 대하여, 전파 중의 응력상태를 균열요소를 사용하여 해석한 결과를 Fig.13에 나타내었다.

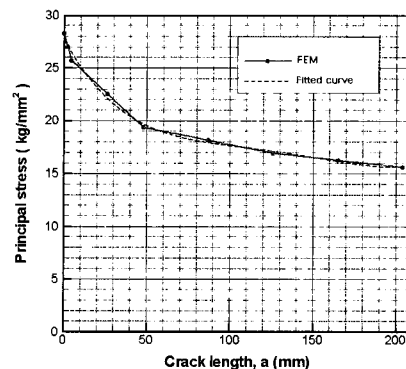


Fig.11 Principal stress acting along crack path

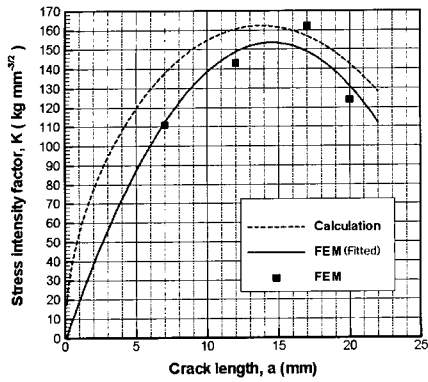
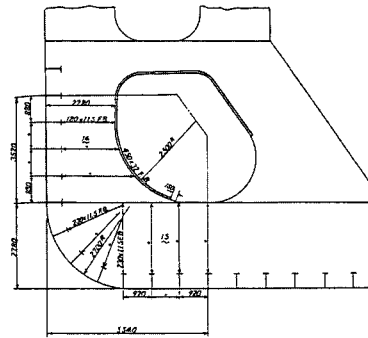
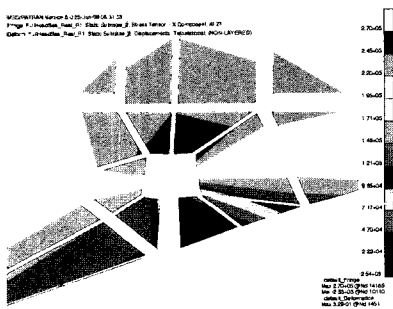


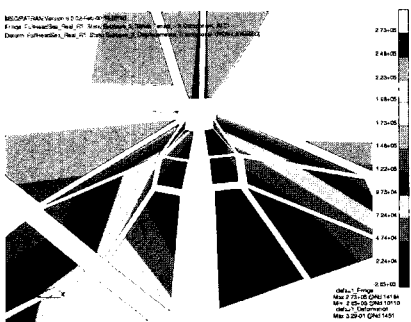
Fig.12 Comparison of K values (Case ①)



(a) Bracket toe of ore carrier

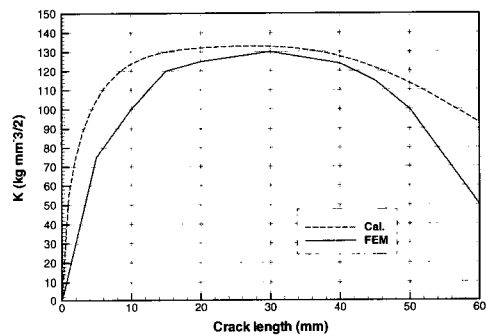


(a) $a=12\text{mm}$



(b) $a=20\text{mm}$

Fig.13 Stress results by FEM



(b) Stress intensity factors

Fig.14 Comparison of K values (Case ②)

4.2 Case ② 광석운반선 브래킷 토우부

이 경우는 선체구조부재에서 흔히 발생하는 균열 유형이다. Fig.14(a)에 보인 광석운반선의 shelf 판에서 끝나는 브래킷 토우부에서 시작되는 균열에 대하여 유한요소해석 및 간이해석의 결과 비교를 하였다.

제안한 간이해석법의 정도를 확인하기 위하여 문헌(日本造船研究協會, 1954)에 주어진 유한요소에 의한 응력분포를 이용하여 4차 다항식으로 근사한 뒤 식(17)을 이용하여 응력강도계수를 계산하였다. 결과를 문헌(日本造船研究協會, 1954)의 유한요소해석 결과와 함께 Fig.14(b)에 나타내었다. 이 경우도 두 가지 결과는 잘 일치하고

있고, 간이해석 결과가 다소 안전측의 결과를 주고 있음을 알 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 선체구조에서 발견되는 피로균열의 전파거동을 추정하기 위하여 필요한 응력강도계수의 간이 추정법을 제안하였다. 얻어진 결론을 정리하면 다음과 같다.

(1) 선체와 같이 구조적인 부정정도가 큰 복잡 구조물에서는, 균열이 교차부재에 도달할 때까지는 균열의 존재로 인한 응력 재분포가 주응력의 크기 및 방향에 큰 영향이 없는 경우가 많다. 이러한 경우에 대하여 무균열 상태의 응력해석에 기초한 응력강도계수 추정법을 제안하였다.

(2) 피로균열이 자주 발견되는 창구 모서리부와 브래킷 토우부에 대하여, 제안된 방법에 의하여 응력강도계수를 계산하고, 유한요소해석에 의한 결과와 비교하여 제안된 방법의 유용성을 확인하였다.

참 고 문 헌

- 노인식, "균열전파해석에 의한 선체의 피로수명 평가법에 관한 연구," 충남대학교 첨단수송체연구소, 1999.
- 송재영 외, "6500 TEU 컨테이너선의 전선 구조 해석", 대한조선학회 선박설계연구회 2000년 동계 발표회, 2000.
- 樋口, 川原, 近藤, 栗原, "2次元き裂の進展シミュレーション," 日本造船學會論文集, Vol. 139, 1976.
- 日本造船研究協會, "船体の破壊管理制御設計に関する研究," SR 169 研究部會報告, 1954.
- 岡村弘之, 線形破壊力學入門, 培風館, 1976.
- Taiji Kataza, "破壊管理制御設計手法の提案," 日本造船學會春季講演會において講演, 1981年 5月.
- 川原, 栗原, "表面き裂の疲勞による伝播成長過程に関する予備的考察," 日本造船學會論文集, Vol. 137, 1975.
- J. C. Newman, Jr. and I. S. Raju, "Analysis of Surface Cracks in Finite Plates Under Tension or Bending Loads," NASA Technical Paper No.1578, 1979.