

확장 유한 요소법(XFEM) J-적분을 이용한 노후 순시선의 균열 성장 수명 예측

김창식¹·리춘보¹·김영훈²·정준모^{1,†}
인하대학교 조선해양공학과¹
경남대학교 조선해양시스템공학과²

Prediction of Crack Growth Lives of an Aged Korean Coast Guard Patrol Ship based on Extended Finite Element Method(XFEM) J-Integral

Chang-Sik Kim¹·Chun Bao Li¹·Young Hun Kim²·Joonmo Choung^{1,†}
Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea¹
Department of Naval Architecture and Ocean System Engineering, Kyungnam University, Changwon, Korea²

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

The Newman-Raju formula and contour integral-based finite element analyses(FEAs) have been widely used to assess crack growth rates and residual lives at crack locations in ships or offshore structures, but the Newman-Raju formula is known to be less accurate for the complicated weld details and the conventional FEA-based contour integral approach needs concentrated efforts to construct FEA models. Recently, an extended finite element method(XFEM) has been proposed to reduce those modeling efforts with reliable accuracy. Stress intensity factors(SIFs) from the approaches such as the Newman-Raju formula, conventional FEA-based J-integral, and XFEM-based J-integral were compared for an infinitely long plate with a propagating elliptic crack. It was concluded that the XFEM approach was far reliable in terms of prediction ability of SIFs. Assuming a 25 year-aged coast guard patrol ship had the prescribed cracks at the bracket toes attached to longitudinal stiffeners in way of deck and bottom, SIFs were derived based on the three approaches. To obtain axial tension loads acting on the longitudinal stiffeners, long term hull girder bending moments were assumed to obey Weibull distribution of which two parameters were decided from a reference (DNV, 2014). For the complicated weld details, it was concluded that the XFEM approach could cost-effectively and accurately estimate the crack growth rates and residual lives of ship structures.

Keywords : Stress intensity factor(응력 강도 계수), Newman-Raju formula(뉴만-라주 공식), J-integral(J-적분), Extended finite element method(확장 유한 요소법), Crack growth rate(균열 진전 속도)

1. 서론

미세한 균열이 진전하면서 발생하는 피로 파괴는 선박, 항공기 및 기차 등 대형 운송 수단에서 많이 찾아볼 수 있다. 1943년 미국 오레곤주 포틀랜드의 항구에 정박해 있던 16,000톤급 유조선 "Schenectady T2"의 선체 중앙이 절단되는 사건이 대표적인 사례이다. 이 사건은 선체 용접 구조물에 내재한 균열의 진전으로 인한 피로 파괴로 밝혀졌고 이후 균열 진전 피로 파괴에 대한 연구가 본격적으로 시작되었다. 선박과 같은 용접 구조물은 구조

적 불연속 부에서의 응력 집중의 영향으로 인하여 피로 균열의 발생 가능성이 높아진다. 이러한 균열이 용접 이음부에서 발견되었을 경우, 취성 파괴에 이르기까지의 잔여 수명을 파악함으로써 선박의 파손, 침몰 및 인명 피해를 예방할 수 있다.

Newman-Raju 간이식이나 유한 요소 해석(finite element analysis, FEA) 결과에 대한 경로 적분(contour integral) 또는 J-적분을 이용하여 선체 용접부의 피로 파괴에 대한 연구가 많이 진행되어왔다 (Jeon, et al., 2001; Sumi, et al., 2004; Kim, et al., 2008; Yan, et al., 2016). Newman-Raju 간이식은 비교적 높은 정확도를 제공하면서 사용이 용이한 장점이 있지만, 비타원

형태의 균열 형상이나 복잡한 용접부에 적용 시 해의 정확도가 떨어지는 것으로 알려져 있다. FEA 기반 J-적분은 응력 강도 계수(Stress Intensity Factor, SIF)를 도출하기 위한 가장 정확한 방법으로 알려져 있지만, 균열 성장에 따른 균열 선단의 요소망을 균열의 크기별로 재구성해야 하므로, 많은 시간과 노력이 요구되는 어려움을 가지고 있다.

확장 유한 요소법(Extended Finite Element Method, XFEM)은 기존 유한 요소법에 확장 변위장의 개념을 추가해서 균열 선단의 변위 불연속성을 고려할 수 있도록 최근 개발된 방법이다. XFEM은 균열 길이별 균열 선단 요소망의 재구성이 요구되지 않고 확장하는 균열 주변 절점의 응력 정보를 활용하여 SIF를 용이하게 도출할 수 있는 방법론이다.

XFEM은 Belytschko and Black (1999)에 의해 개발되었으며 처음으로 변위 불연속성 문제를 해결하기 위하여 적용되기도 하였다 (Belytschko, et al., 2001). Gravouil, et al. (2002)은 XFEM을 이용하여 3차원 균열 진전 해석을 처음 시도하였다. 이후 균열 진전에 따른 균열 선단, 요소망 경계, 위상 경계 등이 연구되었다 (Belytschko, et al., 2009; Fries & Belytschko, 2010). 최근에는 복합소재 (Afshar, et al., 2015), 비압축성 고체 (Shen & Lew, 2014), 전자식 (Bui & Zhang, 2013), 연성 균열 (Pourmodheji & Mashayekhi, 2012) 및 피로 균열 형상 (Singh, et al., 2012)을 대상으로 XFEM을 활용한 폭 넓은 연구가 이루어졌다. 3차원 XFEM 균열 진전 해석을 통해 인장 실험 시편 해석 (Lee & Jeon, 2014), 필렛 용접부 해석 (Pang, et al., 2016)과 같은 응용 연구도 수행되어 오고 있다.

본 연구에서는 XFEM을 이용한 SIF의 정확성을 검증하기 위하여 타원형 표면 균열을 갖는 무한 평판을 대상으로 Newman-Raju 간이식, FEA 기반 J-적분(이하 J-적분으로 명칭), 그리고 XFEM 기반 J-적분(이하 XFEM으로 명칭) 결과를 비교하였다. 이로부터 XFEM의 신뢰성을 확보할 수 있었다.

선령 25년 이상의 노후 해경 순시선(Korean coast guard patrol ship)에 대하여 Newman-Raju 간이식과 XFEM을 적용하여 균열 진전 해석을 수행하였다. 비교적 고 응력이 예상되는 두 개의 응력 집중부(hotspot) 즉, 선체 중앙부에 위치한 갑판 종보강재 및 선저 종보강재를 대상으로 결정하였다. 장기 선체 수직 굽힘 모멘트의 분포가 와이블 분포(Weibull distribution)를 따른다고 가정하고, 이 분포를 이를 수개의 구간으로 나누어 각 구간에 따른 확률과 모멘트의 크기를 결정하였다. 이로부터 종보강재에 작용하는 축방향 인장력을 결정하였다. 균열의 크기를 판두께 대비 10등분하여 각 균열 크기별로 SIF를 산정하였다. 최종적으로 Newman-Raju 간이식과 XFEM을 이용한 잔여 수명을 제시하였다.

2. 응력 강도 계수 도출 방법론 비교

2.1 검증 대상

검증 대상은 Fig. 1과 같이 Newman-Raju 간이식이 유도되었

던 타원형 표면 균열을 갖는 무한 평판으로 결정하였다. 이에 대하여 Newman-Raju 간이식, J-적분 및 XFEM을 적용하여 SIF를 도출하고자 한다. 균열 깊이(a)와 평판 두께(t)의 비(a/t)를 0.1-0.9로 가정하고, a 를 a/t 의 0.1만큼 증가시켰다. Fig. 1에서 평판의 길이(L), 폭($2b$) 및 두께(t)는 각각 100 mm, 25 mm 및 6 mm로 가정하였다. 이 평판에 응력비(stress ratio)가 0인 1 MPa의 인장 하중 진폭($\Delta\sigma_m$)을 가정하였다. Fig. 1에서 $2c$ 및 θ 는 각각 타원형 균열 폭, 균열 선단 각도이다. 또한, 균열 반폭(c)는 고정이며 평판 두께(t)와 크기가 같다. 즉, a/t 는 a 와 c 의 비(a/c)와 같다.

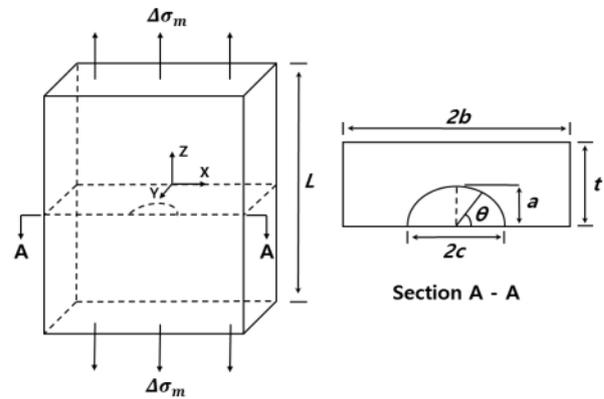


Fig. 1 An infinitely long plate with an elliptical crack

2.2 Newman-Raju 간이식

Newman-Raju 간이식은 식 (1)과 같이 표현된다 (Newman & Raju, 1981). 여기서 ΔK_{Ip} 는 평판 SIF 범위이며, 하첨자 I 와 p 는 각각 파괴 모드와 판을 나타낸다. 응력비가 0이므로 ΔK_{Ip} 는 K_{Ip} 와 동일하다. 단반경(균열 깊이)과 장반경(균열 반폭)의 비(a/c)는 $0 < a/c \leq 1.0$, 균열 깊이와 두께의 비(a/t)는 $0 < a/t \leq 1.0$, 균열 깊이와 판폭의 비(a/b)는 $a/b < 0.5$, 각도(θ)는 $0 \leq \theta < \pi$ 이다. 형상 보정 계수(Q)와 경계 수정 계수(F)는 각각 식 (2)과 (3)를 따르며 형상 미지수 $M_1, M_2, M_3, f_\theta, g$ 및 f_w 는 식 (4)부터 (9)에 해당된다.

$$\Delta K_{Ip} = \Delta\sigma_m \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{a}{b}, \theta\right) \quad (1)$$

$$Q = 1 + 1.464\left(\frac{a}{c}\right)^{1.65} \quad (2)$$

$$F = [M_1 + M_2\left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3\left(\frac{a}{t}\right)^4] f_\theta g f_w \quad (3)$$

$$M_1 = 1.13 - 0.09\left(\frac{a}{c}\right) \quad (4)$$

$$M_2 = -0.54 + \frac{0.89}{0.2 + a/c} \quad (5)$$

$$M_3 = 0.5 - \frac{1}{0.65 + a/c} + 14(1 - \frac{a}{c})^{24} \quad (6)$$

$$f_\theta = [(\frac{a}{c})^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta]^{1/4} \quad (7)$$

$$g = 1 + [0.1 + 0.35(\frac{a}{t})^2](1 - \sin \theta)^2 \quad (8)$$

$$f_W = [\sec(\frac{\pi c}{2b} \sqrt{\frac{a}{t}})]^{1/2} \quad (9)$$

2.3 J-적분

J-적분은 비선형 탄성체 내부의 균열 선단 주변의 변형 에너지 방출률(strain energy release rate)임이 증명되었다 (Rice, 1968). J-적분은 Fig. 2와 같이 균열 선단을 포함하는 임의의 폐곡선 적분 경로(Γ)를 따른 에너지이며, 등방성, 완전 취성, 비선형 탄성체 재료에 대하여 식 (10)과 같은 SIF와 J-적분 에너지(J)와의 관계가 성립한다. 여기서 E 와 ν 는 각각 재료의 탄성 계수 및 프아송비이다.

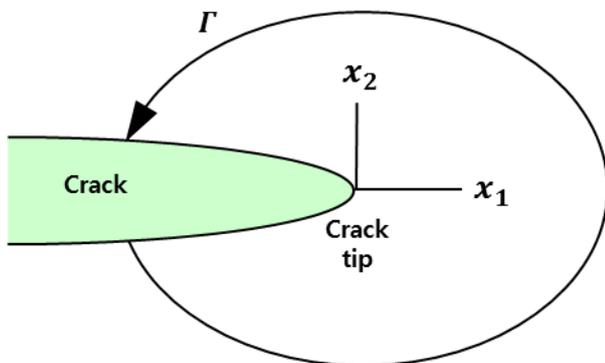


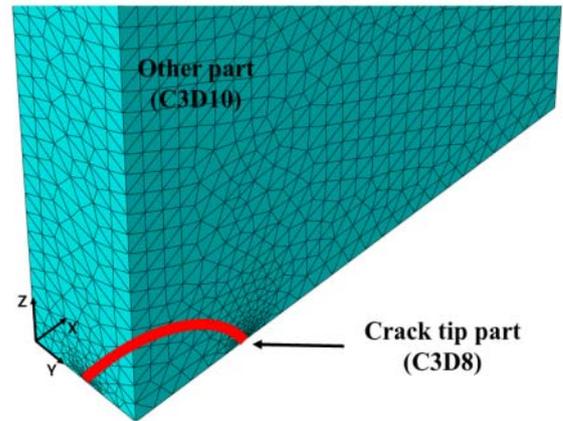
Fig. 2 A contour for J-integral calculation

$$J = K_{I_p}^2 \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right) \quad (10)$$

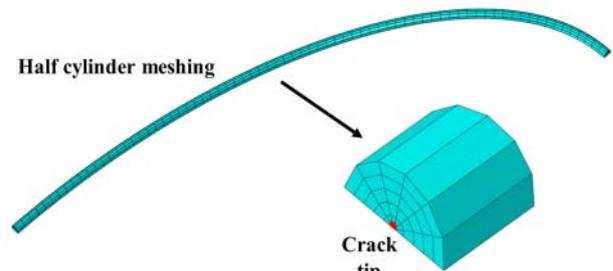
J-적분을 수행하기 위하여 상용 유한 요소 코드인 Abaqus/Standard (Simulia, 2015)를 이용하였다. Fig. 3(a)와 같이 1/4 대칭 모델을 구성한 후 x -축 및 z -축 대칭 평면에 대칭 조건을 부여하였다. Fig. 3(b)는 Fig. 3(a)의 얇은 실린더를 확대한 그림으로서 J-적분을 위한 균열 선단 파트를 나타낸다. J-적분 균열 선단 파트는 대칭 조건으로 인하여 반원 실린더 형상이며 고려한 a/c 의 개수만큼 균열 선단 파트 요소망의 개수도 요

구된다. J-적분 균열 선단 파트에 완전 적분 8절점 육면체 요소(C3D8)를 사용하였다. 균열 선단의 반지름 방향 요소 크기는 0.1 mm보다 작게 유지되었다. 타원의 접선 방향으로 $\theta=90^\circ$ 에서, 그리고 타원의 반지름 방향으로 5개 층에서 추출한 SIF의 평균값을 SIF로 사용하였다.

Fig. 3(a)와 같이 J-적분 균열 선단을 제외한 나머지 파트를 2차 사면체 요소(C3D10)로 구성하였다. 균열 선단에서 멀리 떨어진 부분의 요소 크기는 1.0 mm 정도로 유지되었다.



(a) Quarter-symmetric FEA model



(b) Crack tip part ($a/c: 0.5$)

Fig. 3 Conventional model for the infinitely long plate with an elliptic crack

2.4 XFEM

XFEM은 확장 변위 함수(enrichment displacement function)를 사용하기 때문에 균열 선단의 크기에 따른 요소망의 재구성이 요구되지 않는다. XFEM은 일반 FEM의 연속 변위 함수(continuous displacement function)와 불연속 확장 변위 함수(discontinuous enrichment displacement function)로 구성된다. 불연속 확장 변위 함수는 Fig. 4에 보인 바와 같이 균열 주변의 초록색 절점에 적용되는 점프 확장 변위 함수(jump enrichment displacement function)와 균열 선단의 적색 절점에 적용되는 선단 확장 변위 함수(tip enrichment displacement function)으로 구성된다.

따라서 식 (11)에서 첫 항이 일반 FEM의 연속 변위장, 둘째 항이 XFEM의 점프 확장 변위장, 셋째 항이 XFEM의 선단 확장

변위 장이다. 여기서 $\{J\}$, $\{J\}$, $\{K\}$ 는 모든 절점 집합, 점프 확장 절점 집합, 균열 선단 확장 절점 집합을 의미한다. 또한 N_i 와 u_i 는 FEM의 형상 함수 및 절점 변위, $H(x)$ 와 a_i 는 균열 주변 절점 변위의 불연속성을 표현하는 점프 확장 변위 함수(식 (12) 참조), 균열 주변 절점 변위의 불연속성을 표현하기 위하여 가상으로 추가한 절점의 변위, $F_i^l(x)$ 와 b_i^l 는 균열 선단 절점 변위의 불연속성을 표현하는 선단 확장 변위 함수(식 (13) 참조)와 선단 절점 변위의 불연속성을 표현하기 위하여 가상으로 추가한 절점의 변위를 나타낸다. 사각기둥 요소를 사용했다면, 상점자 l 은 항상 최대 4개가 된다. 식 (13)에서 r_i 및 ϕ_i 는 균열 선단에서 가상 절점까지의 반지름과 각도이다.

$$u = \sum_{i \in \{I\}} N_i(x)u_i + \sum_{i \in \{J\}} a_i N_i(x)H(x) + \sum_{i \in \{K\}} N_i(x) \left(\sum_{l=1}^4 b_i^l F_i^l(x) \right) \quad (11)$$

$$H(x) = \begin{cases} 1 & \text{for } x > 0 \\ -1 & \text{for } x \leq 0 \end{cases} \quad (12)$$

$$F_i^l(x) = \left[\sqrt{r_i} \sin\left(\frac{\phi_i}{2}\right), \sqrt{r_i} \cos\left(\frac{\phi_i}{2}\right), \sqrt{r_i} \sin(\phi_i) \sin\left(\frac{\phi_i}{2}\right), \sqrt{r_i} \sin(\phi_i) \cos\left(\frac{\phi_i}{2}\right) \right] \quad (13)$$

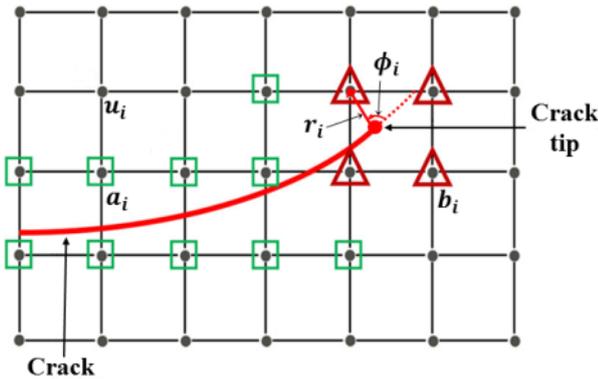


Fig. 4 Enrichment strategy in XFEM

XFEM에서는 Fig. 5와 같이 다양한 균열 크기를 미리 정의하고, 균열 주변의 절점을 탐색하여 이 절점 집합에 확장 변위 함수를 미리 지정이 가능하다. 따라서 한 번의 FE 모델링으로 모든 균열 크기에 대한 SIF를 도출할 수 있다.

XFEM 해석을 위하여 1/2 대칭 모델을 구성하여 x -축 평면에 관한 대칭 조건을 부여하였다. J-적분 균열 선단 파트는 완전 적분 육면체 요소 (C3D8)로, 나머지 파트는 2차 사면체 요소 (C3D10)로 구성했다. J-적분 균열 선단 파트와 나머지 파트 간의 변위 연속성을 위하여 두 파트의 경계면을 타이 제한 조건(tie

constraint)으로 연결하였다. 단, 균열 선단 파트와 나머지 파트 간의 요소 크기가 클 경우 변위장의 불연속이 발생할 수 있으므로 요소 크기 차이를 최소화 하도록 균열 선단 파트와 나머지 파트 경계면의 요소 크기를 0.1 mm 및 0.5 mm로 유지하였다. 나머지 파트의 요소 크기는 원만하게 1.0 mm로 천이하면서 증가하였다.

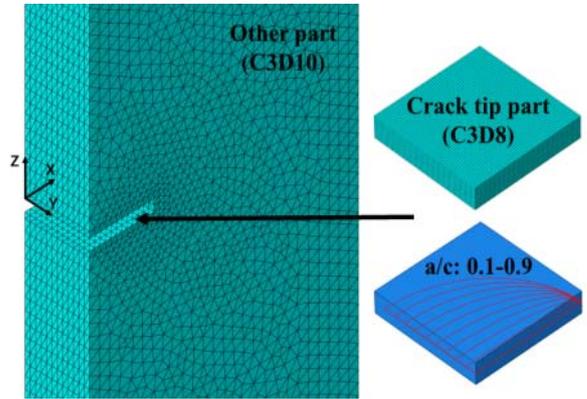


Fig. 5 XFEM model for the infinitely long plate with elliptic cracks

XFEM에서는 a/c 의 개수만큼의 성장한 균열의 위치를 미리 지정만 하면 Fig. 4에 보인 것과 같이 주변 절점(enriched node) 변위장으로부터 J-적분을 수행할 수 있는 정보를 취득하게 된다. 그래서 Fig. 5에 다수의 균열 선단을 도식한 것이다.

2.5 방법론 비교

Fig. 6와 같이 Newman-Raju 간이식, J-적분 및 XFEM로부터 도출한 ΔK_{Ip} 을 비교한 결과 모두 유사한 값을 가졌다. XFEM 경우 Newman-Raju 간이식과 비교했을 때 최대 오차율은 4.5% 이었다. 이를 통해 XFEM의 정확성을 검증하였고 본 논문의 대상인 노후 순시선에 대해 균열 진전 속도와 잔류 수명을 평가할 것이다.

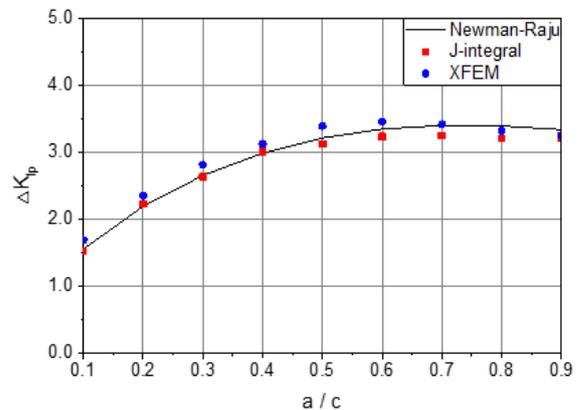


Fig. 6 Comparison of SIFs for the infinitely long plate with elliptic cracks

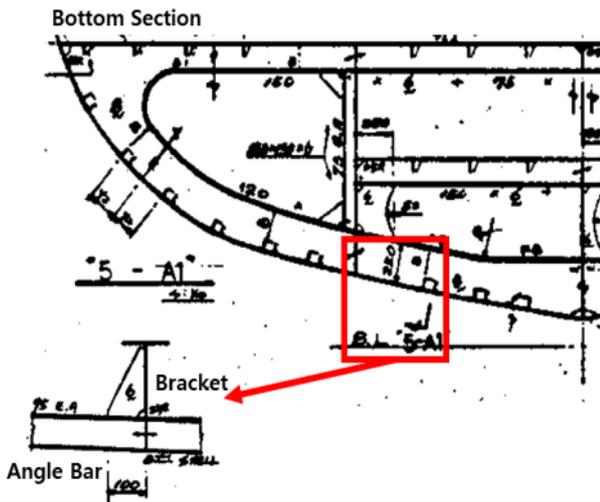
3. 실선 잔류 수명 평가

3.1 대상 선박

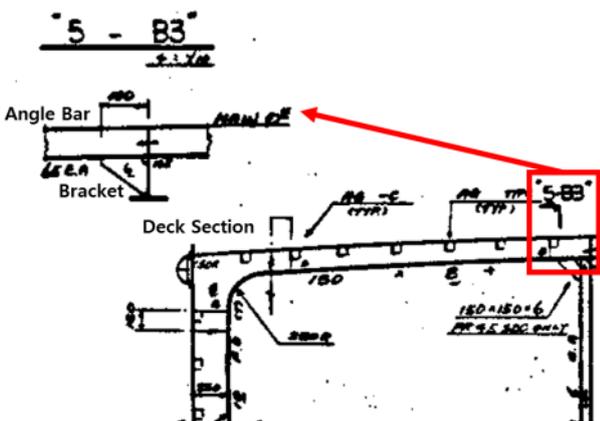
수명 25년 한국 해양 경찰 순시선(Korea Coast Guard patrol ship)를 대상으로 잔류 수명 평가를 수행하였다. 본 선박의 주요 치수는 Table 1과 같다.

Table 1 Principal dimensions of the patrol ship

Principal dimension	Values (m)
Length O.A. (L_{OA})	53.70
Length B.P.	50.30
Moulded breadth	7.40
Moulded depth at midship	4.20
Moulded design draft (T)	2.45



(a) Bottom



(b) Deck

Fig. 7 Detailed drawing of the midship section

비파괴 검사(nondestructive test)를 통해 선체 중앙부 갑판 및 선저 종보강재와 횡특설 늑골(transverse web frame)의 연결 브리켓에 다수의 균열이 발견되었다. 따라서 본 연구에서는 Fig. 7에 나타난 선저 및 갑판 종보강재-브리켓을 대상으로 잔류 수명 평가를 실시하고자 한다.

3.2 하중 선정

새김 선체 굽힘은 갑판과 선저에 각각 압축 응력과 인장 응력을 유발한다. 이는 종보강재 및 브리켓에 면내 응력(in-plane stress)으로 작용할 것이며, 높이 방향으로 면내 응력의 구배는 무시할 만 하므로, 순수 면내 하중으로 간주될 수 있다.

이 면내 하중을 산정하기 위해서 수직 굽힘 모멘트의 장기 분포 또는 이로 인한 면내 응력의 범위($\Delta\sigma$)가 식 (14)와 같은 와이블 분포를 따른다고 가정하였다. 이 와이블 분포의 형상 모수(shape parameter) h 는 식 (15)를 이용하여 결정되었다 (DNV, 2014). 축적 모수 q 는 전체 응력 범위의 반복수 n_0 중에서 최대 값 $\Delta\sigma_0$ 와 식 (16)을 이용하여 결정 가능하다 (DNV, 2014).

본 연구에서는 모수의 변화에 따른 와이블 분포를 관측하여, 0-10 MPa, 10-20 MPa, 20-30 MPa, 30-40 MPa 및 40-50 MPa의 5구간으로 나누어 각 구간에 상응하는 대표 응력 범위를 선정하고 구간별 적분을 통하여 이에 대한 발현 확률을 결정하였다. 여기서 50MPa까지의 적분은 98%이상이었기 때문에 50 MPa를 타당한 가정으로 판단하였다 (Fig. 8 참조).

각각의 구간 대표값이 구간별 응력 범위(하중 범위)의 크기로 간주된다. 예를 들어 선저부의 경우 와이블 분포를 10 MPa 간격으로 5등분하여 이를 각각 FB1, FB2...FB5로 정의한다. 예를 들어 FB1의 면적 중심 응력이 5.7 MPa이며 이 값이 FB1 구간에서는 일정하게 지속된다고 가정하였다. 또한 FB1에 상응하는 누적 확률(p_{lc})은 46%이다. FB1, FB2...FB5는 응력 범위이며, 여기에 부재의 단면적을 곱하면 하중 범위가 되므로 이들을 하중 케이스(load case)로 정의하였다. 갑판부에 대하여도 FD1, FD2...FD5의 5개 하중 케이스로 분류하여 Table 2에 나타내었다. 각 하중 케이스의 면적 중심에 상응하는 응력 범위($\Delta\sigma_m$)를 구간 대표값으로 결정하여 Table 2에 나타내었다. 이 대표값을 각 하중 케이스에서 인장력 범위로 사용한다.

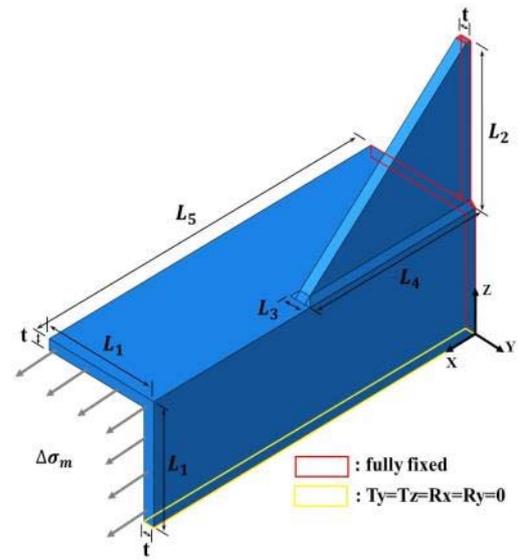
$$f(\Delta\sigma) = \frac{h}{q} \left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^{h-1} e^{-\left(\frac{\Delta\sigma}{q}\right)^h} \quad (14)$$

$$h = \begin{cases} 2.21 - 0.54 \log L_{OA} & \text{for Btm.} \\ 2.21 - 0.54 \log L_{OA} - 0.005 T & \text{for Dk.} \end{cases} \quad (15)$$

$$q = \frac{\Delta\sigma_0}{(\ln n_0)^{1/h}} \quad (16)$$

Table 2 Axial stress ranges

Hotspot	Load case	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\sigma_m$ (MPa)	p_{lc}
Btm. $h: 1.26$ $q: 14.03$	FB1	0-10	5.70	0.46
	FB2	10-20	14.30	0.31
	FB3	20-30	24.09	0.14
	FB4	30-40	33.96	0.05
	FB5	40-50	43.87	0.02
Dk. $h: 1.28$ $q: 14.12$	FD1	0-10	5.72	0.46
	FD2	10-20	14.30	0.31
	FD3	20-30	24.09	0.14
	FD4	30-40	33.95	0.05
	FD5	40-50	43.86	0.02



(a) Dimensions and applied boundary conditions

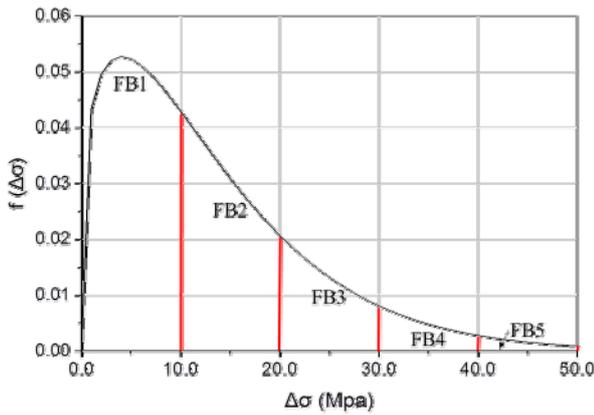
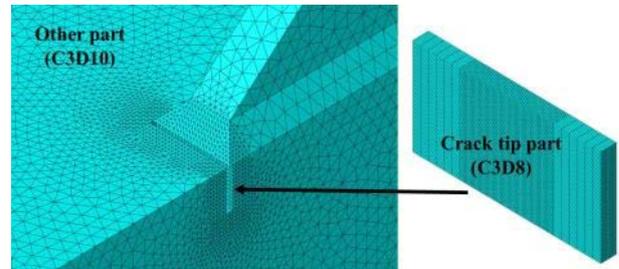
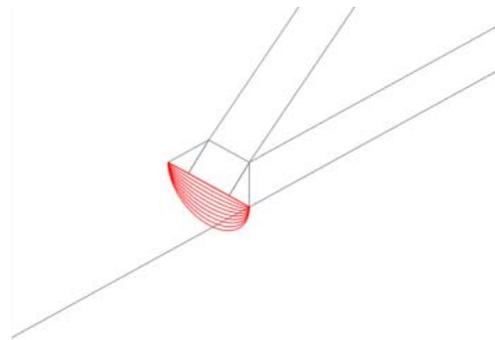


Fig. 8 Weibull distribution for bottom



(b) XFEM model



(c) Crack tips in front of a bracket toe

Fig. 9 XFEM model for the patrol ship

3.3 수치 해석 모델

Fig. 9(a)에 나타난 바와 같이 갑판 및 선저부의 형상은 앵글 형 종보강재에 브리켓이 용접되어 있으며, 선저 및 갑판 모델의 치수를 Table 3에 나타내었다. 모델은 횡특성 늑골을 모델에 포함하지 않고 완전 고정 경계 조건으로 대체하였다. 종보강재와 선저 또는 갑판과의 연결부에는 z-축 평면에 관한 대칭 경계 조건을 부여하였다. Table 2의 축방향 인장 응력(하중)을 종보강재 끝단에 부여하였다.

Fig. 9(b)와 같이 균열 선단 파트를 완전 적분 육면체 고체 요소(C3D8)로, 나머지 파트를 2차 사면체 요소(C3D10)로 구성하였다. 균열 선단 파트와 나머지 파트에 타이 제한 조건을 적용하여 연결하였다. 균열 선단의 최대 요소 크기는 0.1 mm이며 타 부분의 최대 요소 크기는 2.0 mm였다 (Fig. 9(b) 참조). Fig. 9(c)와 같이 균열 깊이비(a/c)를 0.1-0.9까지 0.1씩 증가시키면서 SIF를 산정하였다.

Table 3 Dimensions of bracket and longitudinal

Dimension	Bottom	Deck
L_1 (mm)	75	65
L_2 (mm)	175	85
L_3 (mm)	12	12
L_4 (mm)	100	100
L_5 (mm)	200	200
t (mm)	6	6

3.4 균열 진전 속도 및 잔류 수명 평가

a/c 에 따른 균열 진전 속도(da/dN)를 계산하기 위해서 식 (17)과 같은 Paris 법칙을 적용하였다. 이때 적용한 Paris 상수 기울기(m)와 절편(A)은 각각 3.0 및 $5.21 \times 10^{-13} \text{mm}^3/(\text{cycle} \cdot \text{MPa} \cdot \sqrt{\text{mm}})$ 이다 (BS, 2015).

식 (17)에서 ΔK_I 은 용접부 형상에 기인한 SIF ΔK_{Iwg} 와 용접부 잔류 응력에 기인한 SIF ΔK_{Iwr} 로 구성된다(식 (18) 참조). 본 연구에서는 FE 모델이 용접 비드를 포함하므로 용접부 기하학적 형상에 기인한 SIF는 XFEM 해석으로부터 직접 도출이 가능하다. 반면 Newman-Raju 간이식을 이용할 경우 용접부 응력 확대 배율 상수(M_k)를 타원형 표면 균열을 갖는 무한 평판의 SIF ΔK_{Ip} 와 곱하여 식 (19)와 같이 ΔK_{Iwg} 를 산정한다. 여기서 M_k 는 용접부 기하학적 형상을 고려하기 위한 응력 강도 계수 배율 상수(stress intensity factor magnification factor)를 의미한다. ΔK_{Iwr} 는 용접 잔류 응력을 고려한 SIF이다. 본 연구에서 사용한 면내력에 상응하는 M_k 및 ΔK_{Iwr} 의 상세한 공식은 참고문헌 (BS, 2015)에서 얻을 수 있다.

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K_I)^m \tag{17}$$

$$\Delta K_I = \Delta K_{Iwg} + \Delta K_{Iwr} \tag{18}$$

$$\Delta K_{Iwg} = M_k \Delta K_{Ip} \tag{19}$$

Fig. 10는 하중 케이스 FB1 및 FD1에 대한 균열 진전 속도를 두 가지 방법론을 이용하여 제시하였다. Newman-Raju 간이식과 XFEM은 비교적 큰 차이를 보임을 확인 가능하다. Newman-Raju 간이식은 무한 평판 타원형 표면 균열을 가정하므로 용접부와 같은 복잡한 형상에 대한 정확도가 결여될 것으로 추정된다. 또한, 용접부의 응력 분포는 무한 평판에 비해 복잡한 양상을 가질 것으로 추정된다. 이러한 이유로 두 가지 방법론의 차이를 나타내는 것으로 추정된다.

갑판과 선저에 대하여 계산한 Newman-Raju기반의 SIF는 거의 대동소이하다. 두 부재 간 가장 큰 차이를 보이는 브리켓의 높이 L_2 는 Newman-Raju 간이식에 사용되지 않으며, 보강재 플랜지의 폭 L_1 은 근소한 차이를 보이기 때문에 SIF에 큰 차이가 없으며, 균열 진전 속도도 거의 같은 것으로 계산되었다.

반면 XFEM은 브리켓 높이의 차이로 인한 효과가 확실하게 반영된 것을 알 수 있다. 높은 브리켓 높이는 균열 선단에서 큰 응력 구배를 유발하였을 가능성이 높으며, 이로 인하여 선저부에서 균열 진전 속도가 갑판부보다 크게 발생하였을 것으로 추정된다.

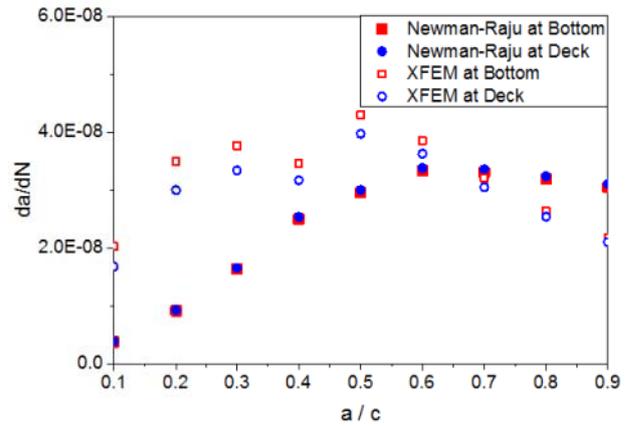


Fig. 10 Crack propagation rates

식 (20)에서 N_{fi} 은 균열이 a_i 에서 a_{i+1} 로 성장하기 위한 반복수 즉 균열 진전 수명을 의미한다. 여기서 X_i 는 식 (21)과 같다. 이 식을 이용하여 Fig. 10의 조건에 대한 균열 진전 수명을 평가한 결과를 Fig. 11에 나타내었다. XFEM이 높은 균열 진전 속도를 예측하였기 때문에 균열 진전 수명도 Newman-Raju 간이식의 예측보다 크게 산정되었음을 확인할 수 있다.

$$N_{fi} = \frac{2}{(m-2)AX_i^m} \left[\frac{1}{a_i^{(m-2)/2}} - \frac{1}{a_{i+1}^{(m-2)/2}} \right] \tag{20}$$

$$X_i = \frac{(\Delta K_I)_i}{\sqrt{a_i}} \tag{21}$$

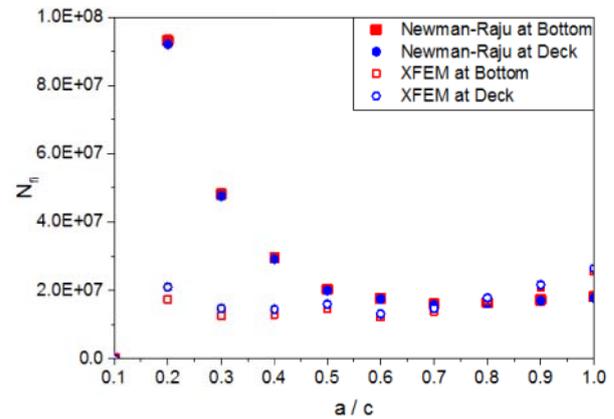


Fig. 11 Crack propagation lives

전술한 바와 같이 균열 깊이비(a/c)를 0.1-0.9까지 0.1씩 증가시키면서 균열 진전 수명을 산정하였기 때문에 총 균열 진전 수명은 $\sum_{i=1}^9 N_{fi}$ 이며, 이를 설계 수명 동안 순시선이 경험하는 파랑 하중의 개수(N_d)와 비교할 필요가 있다. Table 4의 N_d 는 식 (22)를 이용하여 간이 산정이 가능하다. 여기서 p_{lc} , p_o 및 T_d

는 설계 수명 동안 하중 케이스(load case)의 점유 확률, 일 평균 운항 시간 확률, 순시선의 설계 수명을 의미한다. 또한 n 은 하중 조건의 개수를 의미한다. T_0 는 파랑 영점 교차 주기를 의미하는데, 선박의 경우 선속을 고려한 순시선의 평균 조우 주기이며, 식 (23)과 같이 표현이 가능하다 (DNV, 2014).

$$N_d = \frac{p_o \times T_d}{T_0} \sum_{i=1}^n (p_{lc})_i \quad (22)$$

$$T_0 = 4 \log(L_{OA}) \quad (23)$$

p_{lc} 로서 Table 2에 제시된 값을 적용하였다. 일 평균 운항 시간 간을 12시간으로 가정하여 $p_o=0.5$ 를 사용하였다. 순시선의 실제 선령이 25년이었기 때문에 $T_d=7.9 \times 10^8$ s이다.

Table 4와 5에 N_d 와 N_f 를 제시하였다. 여기서 Year frac.는 선령 25년과 p_{lc} 의 곱이다. N_f 와 N_d 의 차이가 잔여 수명이며, N_f-N_d 가 양수일 때 순시선이 피로 파손으로부터 안전함을 의미한다. 따라서 초기 균열의 크기가 $a/c=0.1$ 이라면 충분한 잔여 수명을 가짐을 확인할 수 있다.

인장력의 크기가 증가함에 따라 N_f 는 급격히 감소하는 것을 Table 4 및 5에서 확인이 가능하다. XFEM과 Newman-Raju 간 이식의 N_f 를 비교하면 Newman-Raju 간 이식이 큰 값을 예측하는 것을 확인할 수 있다. 이는 복잡한 용접부에서는 Newman-Raju 간 이식이 낙관적인 균열 진전 수명을 예측할 수 있다는 반증이다.

Table 4 Crack propagation lives at Bottom

Load case	Year frac.	N_d	N_f	
			Newman-Raju	XFEM
FB1	11.50	2.62E+7	2.77E+8	1.47E+8
FB2	7.75	1.77E+7	1.75E+7	9.29E+6
FB3	3.50	7.98E+6	3.66E+6	1.94E+6
FB4	1.25	2.85E+6	1.31E+6	6.94E+5
FB5	0.50	1.14E+6	6.07E+5	3.22E+5
Sum	n/a	5.58E+7	3.00E+8	1.59E+8

Table 5 Crack propagation lives at Deck

Load case	Year frac.	N_d	N_f	
			Newman-Raju	XFEM
FB1	11.50	2.62E+7	2.73E+8	1.60E+8
FB2	7.75	1.77E+7	1.75E+7	1.02E+7
FB3	3.50	7.98E+6	3.65E+6	2.14E+6
FB4	1.25	2.85E+6	1.31E+6	7.64E+5
FB5	0.50	1.14E+6	6.06E+5	3.55E+5
Sum	n/a	5.58E+7	2.96E+8	1.73E+8

선저 및 갑판의 종보강재 및 브라켓 치수는 상당한 차이가 있기 때문에 N_f 에도 큰 차이가 있을 것으로 예측되었으나, Newman-Raju 간 이식은 선저 및 갑판의 N_f 를 거의 유사하게 예측하였다. Newman-Raju 간 이식에 용접부 기하학적 형상을 고려하기 위해서는 M_k 를 계산할 필요가 있는데, M_k 의 변수는 Table 3의 L_3 와 t 이므로 거의 유사한 N_f 를 예측하였을 것으로 추정된다.

4. 결론

복잡한 선체 구조에 발생한 균열의 진전 속도 및 잔여 수명을 최근 새로이 제시된 XFEM 방법론을 이용하여 평가하기 위한 연구를 본 논문에서 제시하였다.

이를 위하여 Newman-Raju 간 이식, FEM에 기반한 J-적분, XFEM에 기반한 J-적분을 이용해 타원형 표면 균열을 가지는 무한 평판에 대해 SIF를 예측하였다. 그 결과 XFEM은 매우 신뢰성 있는 SIF를 예측한다는 사실을 확인하였다.

Newman-Raju 간 이식과 XFEM에 기반한 J-적분을 이용하여 선령 25년 한국 해경 순시선의 국부 균열의 진전 속도 및 잔류 수명을 평가하였다. 선체 중앙부의 갑판 및 선저 종보강재-브라켓 연결부를 대상 구조로 선정하였다. 이때 초기 균열의 깊이를 두께의 10%($a/c=0.1$)로 가정하였으며, 이를 10%간격으로 90%까지 균열을 성장시키면서 SIF 및 균열 진전 수명을 예측하였다. 대상 구조에 작용하는 하중을 산정하기 위하여 장기 선체 종굽힘 모멘트가 와이블 분포를 따른다고 가정 한 후 갑판과 선저에 상응하는 와이블 분포 모수를 참고문헌으로부터 결정하였다. 결정된 응력 범위 와이블 분포를 5구간으로 나누어 각 구간의 대표값을 XFEM 구조 해석 모델에 하중으로 적용하여 용접부 기하학적 형상에 따른 SIF를 도출하였다. 초기 결함의 크기가 두께의 10%일 경우 XFEM과 Newman-Raju 간 이식은 순시선의 25년 운용 이후에도 잔여 수명을 예측하였다. 본 논문에서 제시한 순시선의 균열 진전 수명은 초기 균열이 두께의 10% 그리고 최종 균열이 두께의 90%라고 가정하여 산정된 결과이기 때문에 초기 균열의 크기가 이보다 크다면 잔여 수명이 부족할 가능성도 배제할 수 없다.

균열 크기가 증가함에 따라 Paris 법칙 한계를 벗어나 취성 파괴(brittle fracture)가 발생할 수 있을 가능성이 있으며 향후 이에 대한 고려가 요구된다. 와이블 분포의 구간을 좀 더 세분화하여 하중 케이스를 작성할 수 있다면, 좀 더 정확한 N_f 가 도출될 것으로 예측된다. 또한 내항 해석 등을 통한 수직 종굽힘 모멘트의 이력을 적용하여 균열 진전 수명을 평가할 필요가 있다. 연성 열-응력 해석법의 도입을 통하여 용접부 잔류 응력으로 인한 SIF의 정확도를 높일 수 있을 것으로 추정된다.

후기

이 논문은 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원(해양에너지 융복합 인력양성)과 산업통상자원부 해양플랜트특성화대학의 지원을 받아 수행되었습니다.

References

- Afshar, A. Daneshyar, A. & Mohammadi, S., 2015. XFEM analysis of fiber bridging in mixed-mode crack propagation in composites. *Composite Structures*, 125, pp.314–327.
- Belytschko, T. & Black, T., 1999. Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 45(5), pp.601–620.
- Belytschko, T. Gracie, R. & Ventura, G., 2009. A review of extended/generalized finite element methods for material modeling. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 17(4), pp.043001.
- Belytschko, T. Moes, N. Usui, S. & Parimi, C., 2001. Arbitrary discontinuities in finite elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50(4), pp 993–1013.
- British Standard(BS), 2015. *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. BS 7910:2013+A1:2015*. British Standards Publishing Limited: London.
- Bui, T.Q. & Zhang, C., 2013. Analysis of generalized dynamic intensity factors of cracked magneto electro elastic solids by XFEM. *Finite Elements in Analysis and Design*, 69, pp.19–36.
- Det Norske Veritas(DNV), 2014. *Fatigue assessment of ship structures. Classification Notes, No. 30.7*. Det Norske Veritas: Oslo.
- Fries, T.P. & Belytschko, T., 2010. The extended/generalized finite element method: an overview of the method and its applications. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 84(3), pp.253–304.
- Gravouil, A. Moes, N. & Belytschko, T., 2002. Non-planar 3D crack growth by the extended finite element and level sets—Part I & II: Mechanical model. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 53(11), pp.2549–2586.
- Jeon, Y.C. Kim, Y.I. Kang, J.K. & Han, J.M., 2001. A study on fatigue life prediction of welded joints through fatigue test and crack propagation analysis. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 38(3), pp.93–106.
- Kim, K.S. Ito, H. Seo, Y.S. Jang, B.S. Kim, B.I. & Kwon, Y.B., 2008. A study of crack propagation and fatigue life prediction on welded joints of ship structure I. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 45(6), pp.669–678.
- Lee, S.H. & Jeon, I.S., 2014. 3D analysis of crack growth in metal using tension tests and XFEM. *Transactions Korean Society of Mechanical Engineers A*, 38(4), pp.409–417.
- Newman, J.C. & Raju, I.S., 1981. An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack. *Engineering Fracture Mechanics*, 15, pp. 185–192.
- Pang, J.H.L. Tsang, K.S. & Hoh, H.J., 2016. 3D stress intensity factors for weld toe semi-elliptical surface cracks using XFEM. *Conference of the Marine Structures*, 48, pp.1–14.
- Pourmodheji, R. & Mashayekhi, M., 2012. Improvement of the extended finite element method for ductile crack growth. *Materials Science and Engineering A*, 551, pp.255–271.
- Rice, J.R., 1968. Independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. *Journal of Applied Mechanics*, 35, pp.379–386.
- Shen, Y. & Lew, A.J., 2014. A locking-free and optimally convergent discontinuous-Galerkin-based extended finite element method for cracked nearly incompressible solids. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 273, pp.119–142.
- Simulia, 2015. *Abaqus user manual*. Dassault Systèmes: Rhode Island.
- Singh, I.V. Mishra, B.K. Bhattacharya, S. & Patil, R.U., 2012. The numerical simulation of fatigue crack growth using extended finite element method. *International Journal of Fatigue*, 36(1), pp.109–119.
- Sumi, Y. Mohri, M. & Kawamura, Y., 2005. Computational prediction of fatigue crack paths in ship structural details. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 28(1/2), pp.107–115.
- Yan, X. Huang, X. Huang, Y. & Cui, W., 2016. Prediction of fatigue crack growth in a ship detail under wave-induced loading. *Ocean Engineering*, 113, pp.246–254.



김창식

리춘보

김영훈

정준모