

<연구논문>

## 반복 유한요소 결함 성장 해석을 위한 결함 모델링 및 응력확대계수 계산 절차의 타당성 검증

이기범<sup>\*1</sup>·장윤영<sup>\*1</sup>·허남수<sup>\*1,†</sup>·박성훈<sup>\*\*</sup>·박노환<sup>\*\*</sup>·박준<sup>\*\*</sup>

### Validation of Crack-Tip Modeling and Calculation Procedure for Stress Intensity Factor for Iterative Finite Element Crack Growth Analysis

Gi-Bum Lee<sup>\*1</sup>, Youn-Young Jang<sup>\*1</sup>, Nam-Su Huh<sup>\*1,†</sup>, Sunghoon Park<sup>\*\*</sup>,  
Noh-Hwan Park<sup>\*\*</sup> and Jun Park<sup>\*\*</sup>

(Received 30 May 2021, Revised 21 June 2021, Accepted 18 June 2021)

#### ABSTRACT

As the material aging of nuclear power plants has been progressing in domestic and overseas, crack growth becomes one of the most important issues. In this respect, the crack growth assessment has been considered an essential part of structural integrity. The crack growth assessment for nuclear power plants has been generally performed based on ASME B&PV Code, Sec. XI but the idealization of crack shape and the conservative solutions of stress intensity factor (SIF) are used. Although finite element analysis (FEA) based on iterative crack growth analysis is considered as an alternative method to simulate crack growth, there are yet no guidelines to model the crack-tip spider-web mesh for such analysis. In this study, effects of various meshing factors on FE SIF calculation are systematically examined. Based on FEA results, proper criteria for spider-web mesh in crack-tip are suggested. The validation of SIF calculation method through mapping initial stress field is investigated to consider initial residual stress on crack growth. The iterative crack-tip modeling program to simulate crack growth is developed using the proposed criteria for spider-web mesh design. The SIF results from the developed program are validated by comparing with those from technical reports of other institutes.

**Key Words :** Finite element analysis (유한요소해석), Stress intensity factor (응력확대계수), Crack growth (결함 성장), Crack-tip modeling (결함선단 모델링)

#### 기호설명

$a$  = surface crack depth  
 $b$  = ligament length  
 $c$  = half of surface crack length

$E$  = Young's modulus  
 $\theta$  = half of surface crack angle of pipe ( $\theta = c/R_i$ )  
 $J_e$  = elastic  $J$ -integral  
 $K$  = stress intensity factor  
 $l$  = vertical length of plate  
 $M$  = the number of radial element in contour region  
 $N$  = the number of circumferential element in contour region  
 $\phi$  = angle of crack-tip location on surface crack  
 $r$  = radius of contour region  
 $\sigma_{yy}$  = initial stress

† 책임저자, 회원, 서울과학기술대학교 기계시스템디자인공학과

E-mail : nam-su.huh@seoultech.ac.kr

TEL : (02)970-6317 FAX : (02)974-8270

\* 서울과학기술대학교 기계시스템디자인공학과

\*\* ㈜브이이엔지

1 Equally contributed to this work

$R_i$  = inner radius of pipe  
 $t$  = thickness  
 $\nu$  = Poisson's ratio  
 $w$  = half of horizontal length of plate  
 $W$  = width of plate

## 1. 서 론

원전 장기 가동에 따른 재료 열화에 의해 발생된 피로 및 응력부식결함 성장은 원전 기기의 주요 파손 기구 중 하나로 알려져 있다<sup>(1)</sup>. 실제로 해외 원전에서 일차수 응력부식결함 (Primary Water Stress Corrosion Cracking, PWSCC) 성장 사례가 보고되어 관련된 연구가 EPRI<sup>(2)</sup>, USNRC<sup>(3)</sup> 등에서 수행된 바 있으며, 국내에서도 다양한 형태의 결함 성장 사례가 보고된 바 있다. 국내 가동원전 결함 성장 평가는 일반적으로 ASME B&PV Code, Sec. XI<sup>(4)</sup> 절차에 기반을 두고 이뤄지고 있다. 하지만 기존 ASME 기술기준의 평가는 보수적 평가 결과를 위해 타원형 직각 결함 및 표면결함과 같은 단순한 형상으로 결함을 이상화하고, 평판 및 실린더와 같은 제한된 구조물 형상으로 가정하여 수행되고 있다. 또한 ASME 기술기준은 결함 성장 시 표면점 및 최심점의 결함 성장만을 평가하여 결함이 타원형으로 성장한다고 가정하지만, 결함면의 잔류 응력장이 복잡할 경우 각 결함선단에 따라서 결함이 다르게 성장하기 때문에 실제적인 결함 성장을 평가하기 어렵다<sup>(5)</sup>. 또한 원자로 상부 관통 노즐의 J-홈 용접부 경계면 결함<sup>(6)</sup> 또는 웰도렛 용접부 결함<sup>(7)</sup>과 같이 면내 결함이 아닌 경사 결함인 경우 기존 기술기준의 결함 평가법으로는 정확한 결함 평가 수행을 할 수 없다. 또한 ASME 기술기준의 보수적인 결함 성장 평가는 미국 Wolf Creek 원전 가압기 노즐의 응력부식결함 성장 평가 사례<sup>(8)</sup>와 같이 예방정비 스케줄을 급격히 당겨야 하는 경우를 발생시킬 수 있다. 따라서 다양한 구조물 및 결함 형상을 고려할 수 있는 결함 성장 평가 기법 개발이 필요하다.

다양한 구조물 및 결함 형상에 대한 정확한 결함 성장 평가를 위해 일반적으로 유한요소해석을 이용한 평가 수행이 이뤄지고 있다. 결함선단의 소성역이 제한적인 구조물의 경우, 선형 탄성 파괴역학 (Linear Elastic Fracture Mechanics, LEFM) 매개변수인 응력확대계수 계산이 요구되며, 이를 위해

spider-web 형상의 결함선단 모델링<sup>(9)</sup>이 필요하다. 하지만 spider-web 형상의 결함선단 모델링은 결함 평가 대상의 형상이 복잡해질수록 높은 모델링 숙련도가 요구되기 때문에 결함 성장 평가에 어려움을 초래할 수 있다. 특히 피로 또는 응력부식결함 성장이 발생될 때마다 반복적으로 결함선단 요소망을 제작해야 하고, 복잡한 잔류 응력장이 존재할 경우 결함선단 별로 각기 다른 결함 성장량을 계산해야 하기 때문에 많은 시간이 수반된다. 따라서 결함 발생 시 적기 현장 대응 및 정확한 결함 성장 평가를 수행하기 위해서는 자동화된 반복 결함 모델링 프로그램 개발이 필요하다. 이를 위해 먼저 결함 요소망 제작 기준에 대한 검토가 선행되어야 하며, 요소 크기, 요소 타입, 결함요소 특성 등과 같이 결함 요소망을 구성하는 다양한 인자들에 대한 민감도 분석 수행이 필수적이다.

본 논문에서는 탄성 유한요소해석을 기반으로 인장 하중이 작용하는 평판의 반타원 표면결함의 응력확대계수에 영향을 미치는 결함 요소망 구성 인자들에 대한 민감도 분석이 수행되었다. Newman-Raju 이론<sup>(10)</sup>의 응력확대계수 결과를 기준으로 적절한 요소 크기, 결함요소 특성, 요소 타입, 응력확대계수 계산 방법을 결정하였다. 또한 결함 성장 평가에 잔류 응력의 영향을 고려하기 위해, 동일한 초기 응력장 맵핑을 통한 응력확대계수 계산 방법의 타당성을 검토하였다. 또한 제시된 결함 모델링 및 응력 맵핑 기법을 적용한 Python 기반의 반복 결함 모델링 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램의 타당성을 검증하기 위해, 해외에서 수행된 표면결함이 존재하는 배관의 응력확대계수 검증 결과를 프로그램으로부터 계산된 응력확대계수 결과와 비교하였다.

## 2. 응력확대계수 민감도 분석을 통한 결함 모델링 기준 제시

### 2.1 개요

본 장에서는 유한요소해석을 통한 응력확대계수 계산 결과에 영향을 미치는 다양한 인자들에 대해 분석하였으며, 적절한 결함 모델링 기준을 제시하였다. 응력확대계수 계산에 미치는 유한요소해석 조건을 검토하기 위해 응력확대계수 계산 방법, 요소 타입, 결함선단 절점의 중첩 여부, 요소 내부 중

간 절점 위치를 고려하였다. 결합 요소망을 이루는 형상 변수로는 컨투어 반지름 길이, 요소 수, 형상비 (Aspect ratio)를 고려하여, 각 형상 변수에 대한 응력확대계수 민감도 분석을 수행하였다.

### 2.2 해석 대상

Fig. 1은 반타원 표면결합이 존재하는 평판의 도식화된 그림이다. Fig. 1(a)는 평판의 전체 형상을 나타낸 것이며, Fig. 1(b)는 표면결합 형상 및 변수를 나타낸 것이다. Fig. 1(a)에서  $l$ ,  $w$ ,  $t$ 는 각각 평판의 수직 길이, 가로 길이의 1/2 및 두께를 의미하며, Fig. 1(b)에서  $a$ ,  $c$ ,  $\phi$ 는 각각 결합 깊이, 결합 길이의 1/2 및 결합선단위치 각을 나타낸다. 응력확대계수 민감도 분석에 수행된 평판의 형상 변수는 Table 1에 제시된 바와 같이  $w/t=3$ ,  $a/t=0.4$ ,  $a/c=0.6$ 으로 고려되었다.

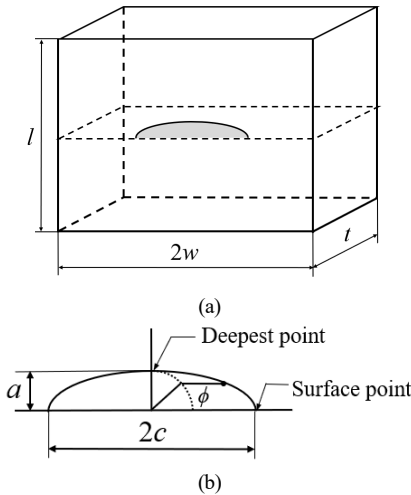


Fig. 1 Schematics of plate with a surface crack

Table 1 Geometric parameters of plate with a surface crack for sensitivity analyses

$w/t$	$a/t$	$a/c$
3	0.4	0.6

### 2.3 유한요소모델 및 경계조건

유한요소모델 작성 및 해석은 범용 유한요소해석 프로그램인 Abaqus를 이용하여 수행되었다. Fig. 2는 표면결합이 존재하는 평판의 유한요소모델 및 경계조건을 나타낸 것이다. Fig. 2에 나타난 바와 같이, 유한요소모델은 1/4 대칭 모델로 작성되었으며,

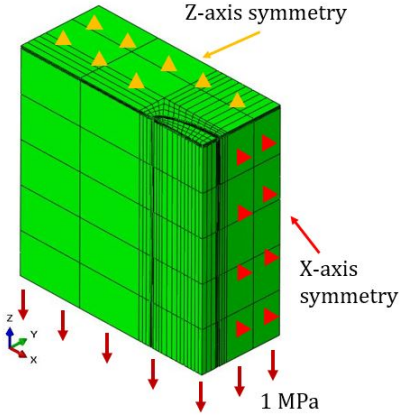


Fig. 2 FE model of plate with a surface crack under tensile load

각 대칭면에는 대칭조건 (Z축, X축 변위 구속)이 적용되었다. 또한 하중조건으로는 Z축 방향으로 1 MPa의 인장 분포 하중이 고려되었으며, 재료 물성으로 탄성계수 ( $E$ )는 200 GPa, 푸아송 비 ( $\nu$ )는 0.3으로 고려되었다.

### 2.4 유한요소해석 조건 검토

#### 2.4.1 응력확대계수 계산 방법의 영향

Abaqus에서 응력확대계수를 계산하는 방법에는 interaction integral method와 domain integral method가 있다<sup>(11)</sup>. Interaction integral method는 각 파손 모드 (Mode I, II, III) 별로 응력확대계수를 직접 계산할 수 있는 기능이며, domain integral method는 탄성  $J$ -적분 ( $J_e$ )을 계산하는 방법이다. Domain integral method로 계산된 탄성  $J$ -적분은 아래 식 (1)과 같이 파괴역학 이론에 근거한 관계식<sup>(9)</sup>을 통해 평면 응력 및 변형률 조건 별 응력확대계수로 변환될 수 있다.

$$K_{FE} = \sqrt{J_e E'} \tag{1}$$

$$E' = E \quad \text{for plane stress}$$

$$E' = E/(1-\nu^2) \quad \text{for plane strain}$$

여기서,  $K_{FE}$ 는 응력확대계수를 의미한다.

본 연구에서는 Mode I에 대한 응력확대계수를 계산하여 민감도 분석을 수행하였다. Domain integral method와 interaction integral method는 모두 유한요소모델 내부에 컨투어 영역 설정이 필요하며, 컨투어는 총 5개로 고려되었다. 응력확대계수는 첫 번째

와 마지막 컨투어에서의 결과를 제외한 2-4번 컨투어의 평균값으로 정의되었다.

Fig. 3은 domain integral method와 interaction integral method로부터 계산된 응력확대계수를 각각 비교한 것이다. Fig. 3에서  $K$ 는 interaction integral method로부터 계산된 Mode I의 응력확대계수를 의미하며,  $J$ -PS 및  $J$ -PE는 각각 식 (1)로부터 평면 응력 및 평면 변형을 가정을 통해 계산된 응력확대계수를 의미한다. 또한 Newman-Raju solution으로 표기된 실선은 Newman 및 Raju가 제안한 이론해로부터 계산된 응력확대계수이며, 본 연구에서 응력확대계수 민감도 분석의 기준으로 고려되었다. Fig. 3에 나타난 바와 같이  $J$ -PE와  $K$ 는 표면점에서 최심점까지 전체적으로 유사한 응력확대계수 결과를 보였으나,  $J$ -PS는  $J$ -PE와  $K$ 의 응력확대계수보다 작게 나타났다.  $J$ -PE와  $J$ -PS는  $J_c$ 로부터 응력확대계수 변환 과정에서 각각 평면 변형을 및 응력 조건 가정이 고려되기 때문에, 결합선단의 구속상태 (Constraint state)에 따라 실제 응력확대계수와 차이가 날 수 있다. 반면 interaction integral method를 이용한  $K$ 는 평면 변형을, 평면 응력 가정을 고려하지 않고 응력확대계수가 직접 계산된 결과이기 때문에 결합선단의 구속상태를 반영할 수 있다. 또한 Newman-Raju solution과  $K$ 의 응력확대계수 결과가 서로 유사한 결과를 보여주기 때문에, interaction integral method가 다양한 구조물 및 결합 형상의 응력확대계수 계산에 적절한 것으로 판단된다.

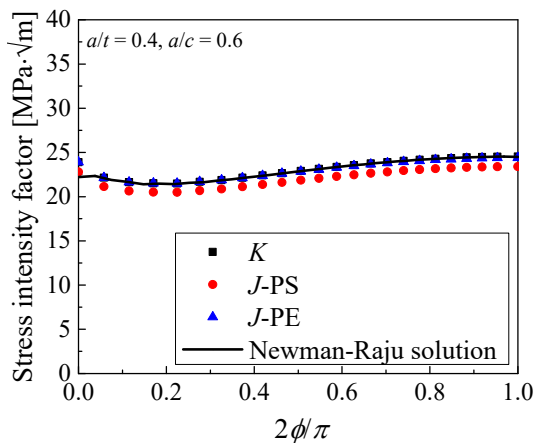


Fig. 3 Comparison of stress intensity factors using domain integral and interaction integral method

## 2.4.2 요소 타입의 영향

Fig. 4는 요소 타입에 따른 응력확대계수 변화를 나타낸 것이다. C3D20R은 감차적분을 고려한 2차 요소를 의미하며, C3D8은 1차 요소를 나타낸다. C3D8(fine)은 마찬가지로 1차 요소이며, 결합 요소망의 요소 개수를 C3D8의 2배로 설정하였다. Fig. 4에 나타난 바와 같이 C3D20R의 응력확대계수는 Newman-Raju solution과 유사하게 나타났다. 하지만 1차 요소 사용 시 응력확대계수 결과는 요소 조밀도에 따라서 차이가 나타났으며, C3D20R과 동일한 요소망 조건의 C3D8은 Newman-Raju solution보다 최심점을 기준으로 약 10 % 낮게 나타났다. 하지만 요소 개수가 2배 증가된 C3D8(fine)은 Newman-Raju solution과 유사한 결과를 나타냈다. 따라서 응력확대계수를 계산하기 위한 유한요소모델을 제작할 때 기본적으로 2차 요소 (C3D20R)를 사용하는 것이 합리적인 것으로 판단된다. 경우에 따라 1차 요소 (C3D8)를 사용해야 하는 경우, 2차 요소보다 높은 요소 조밀도의 결합 요소망을 구성하는 것이 필요하다.

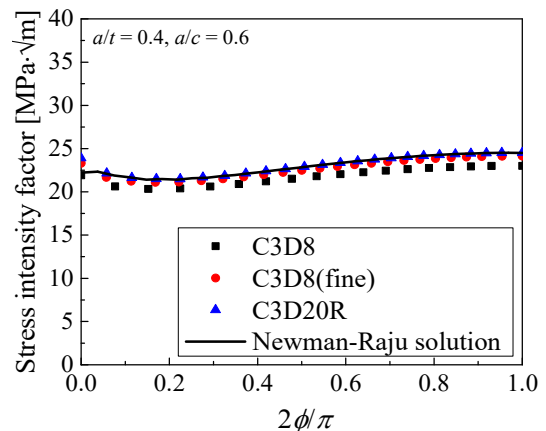


Fig. 4 Comparison of stress intensity factors according to element types

## 2.4.3 결합요소 특성의 영향

Fig. 5는 spider-web 형상의 결합요소와 각 절점을 나타낸 것이다. 선형 탄성 파괴역학 이론에 따르면, 탄성 결합 해석 시 결합선단 위치의 절점들이 모두 동일한 변형 거동을 할 수 있도록 구속조건 (Tied)을 부여하고, 요소 내부 중간 절점들을 결합선단 위치에 가까운 방향으로 요소 내부의 1/4 위치 (Quarter point, QUA)로 이동시켜야 결합선단에서의  $1/\sqrt{r}$

의 응력/변형률 특이성을 정밀하게 모사할 수 있는 것으로 알려져 있다<sup>9)</sup>. 하지만 앞서 응력확대계수 계산 방법으로 정한 interaction integral method는 설정된 컨투어 영역에서 발생한 에너지를 기반으로 응력확대계수를 계산하기 때문에 컨투어 영역을 넓게 설정할수록 결합선단 절점 구속조건 및 중간 절점 위치의 영향이 감소하는 것으로 알려져 있다. 본 항에서는 이러한 QUA 및 tied의 설정 여부가 응력확대계수에 미치는 영향에 대해 정량적으로 검토하였다.

Fig. 6은 QUA 및 tied 조건에 따른 응력확대계수를 나타낸 것이다. Fig. 6에서 w/ tied는 결합선단 절점들에 동일한 변형을 할 수 있도록 구속조건이 부여된 상태, w/o tied는 결합선단 절점들을 구속하지 않고 중첩된 상태의 응력확대계수를 나타낸다. w/ QUA는 요소 중간 절점이 1/4 위치로 옮겨진 조건, w/o QUA는 중간 절점이 옮겨지지 않은 조건의 응력확대계수를 의미한다. Fig. 6에 나타난 바와 같이, 표점점을 제외한 모든 결합선단 영역에서 QUA 및

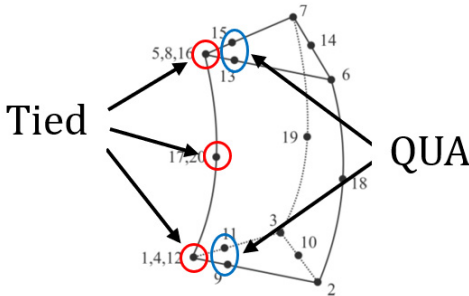


Fig. 5 Characteristics of crack-tip element

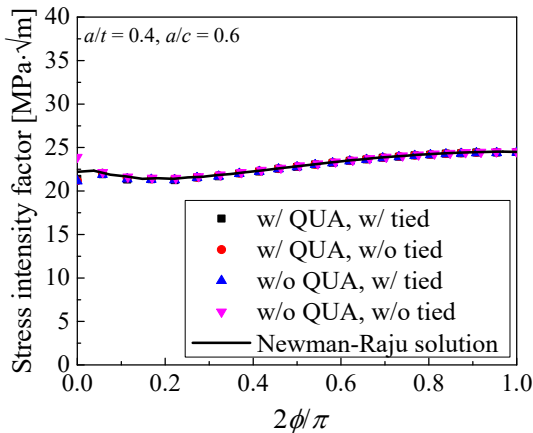


Fig. 6 Comparison of stress intensity factors according to the characteristics of crack-tip element

tied 조건과 관계없이 유사한 응력확대계수가 나타났으며, Newman-Raju solution과 유사한 결과를 보였다. 이처럼 QUA 및 tied 조건에 따른 응력확대계수는 전체적으로 큰 차이가 없는 것을 확인하였으나, 프로그램 개발 관점에서는 추가적인 설정을 고려하지 않는 것이 편리하므로 컨투어 영역 설정을 통해 응력확대계수를 계산할 경우 QUA 및 tied 조건을 고려하지 않는 것이 적절한 것으로 판단된다.

이와 같은 유한요소해석 조건에 대한 검토 결과를 기반으로, 결합 요소망 형상 변수에 대한 민감도 분석의 응력확대계수는 interaction integral method를 이용하여 계산하였으며, 요소 타입은 C3D20R을 고려하였으며, 결합요소 특성으로 QUA 및 tied 조건은 고려하지 않았다.

## 2.5 결합 요소망 형상 변수의 민감도 검토

### 2.5.1 결합 요소망 형상 변수 정의

Fig. 7은 결합 요소망을 이루는 주요 형상 변수를 나타낸다. 여기서  $x$ 는 결합 깊이 ( $a$ )와 잔여 길이 ( $b$ ) 중 짧은 길이를 의미하며,  $r$ 은 spider-web 요소망의 컨투어 반지름을 의미한다.  $r$ 과  $x$ 는 컨투어 반지름 길이가 응력확대계수에 미치는 영향에 대한 민감도 분석에  $r/x$ 의 무차원화된 변수로 활용되었다.  $r/x$ 는 결합 크기에 대한 상대적인 컨투어 크기의 비율이며, 1을 넘지 않도록 하여 결합 깊이가 크게 짧거나 긴 경우에도 컨투어 요소망의 크기가 평판 내에서 정의될 수 있도록 하였다.  $N$ 은 컨투어 내부 원주방향 요소 수를 의미하며,  $M$ 은 컨투어 반경방향 요소 수를 의미한다.  $m$ 은  $r/M$ 으로 정의되며 컨투어 내부의 반경방향에 대한 요소 크기를 나타낸다.  $d$ 는 결합선단 방향의 요소 길이를 의미한다.  $AR$ 은  $d/m$ 으로 정의되며 컨투어 반경방향 요소 크기 대비 결합선단 방향 요소 길이의 비율, 즉 결합선단 방향 요소 형상비 (Aspect ratio)를 나타낸다.  $AR$ 이 증가할수록 결합선단 방향에 대한 요소 조밀도가 상대적으로 감소되는 것을 의미하며, 결합선단 방향 요소 형상비의 민감도 분석을 위한 무차원화된 변수로 활용하였다. 결합 요소망 형상 변수의 민감도 분석은 컨투어 반지름 길이 ( $r/x$ ), 컨투어 반경방향 요소 수 ( $M$ ), 컨투어 원주방향 요소 수 ( $N$ ), 결합선단 방향 요소 형상비 ( $AR$ ) 순으로 진행되었다.

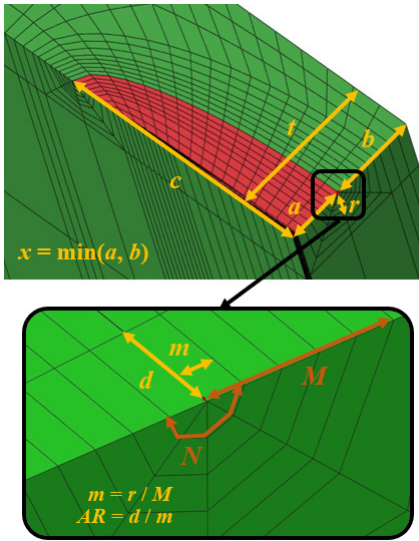


Fig. 7 Shape variables consisting of crack-tip mesh

2.5.2 컨투어 반지름 길이의 영향

응력확대계수에 미치는 컨투어 반지름 길이 ( $r/x$ )의 영향을 검토하기 위해 고려된 결함 요소망 형상 변수는 Table 2에 정리되었다. Table 2에 나타난 바와 같이,  $r/x$ 는 0.3, 0.5, 0.7로, 총 3가지 경우에 대하여 결함 요소망을 제작하였으며,  $M, N, AR$ 은 각각 5, 6, 1.17로 고려되었다.

Table 2 Shape variables for sensitivity analyses for the radial length in contour region

$r/x$	$M$	$N$	$AR$
0.3, 0.5, 0.7	5	6	1.17

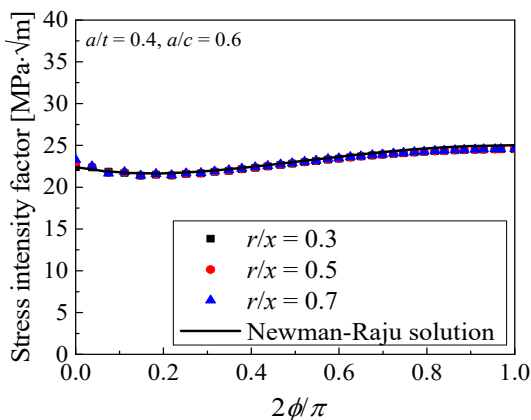


Fig. 8 Comparison of stress intensity factors according to variation of the radial length in contour region

Fig. 8은 컨투어 반지름 길이에 따른 응력확대계수의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 8에 나타난 바와 같이, 응력확대계수는 표면점에서 최심점까지  $r/x$ 에 관계없이 모두 유사하였으며, 고려된  $r/x$  범위에서 반지름 길이의 영향은 크게 나타나지 않았다. 따라서 본 연구에서는 컨투어 반지름 길이비를 중간값인 0.5로 결정하였다.

2.5.3 컨투어 반경방향 요소 수의 영향

응력확대계수에 미치는 컨투어 반경방향 요소 수 ( $M$ )의 영향을 검토하기 위해 고려된 결함 요소망 형상 변수는 Table 3에 정리되었다. Table 3에 나타난 바와 같이,  $M$ 은 2, 4, 5, 7로 총 4가지 경우에 대하여 결함 요소망을 제작하였으며,  $r/x$ 는 앞서 결정된 값인 0.5를 사용하였다.  $N, AR$ 은 각각 6, 1.17로 고려하여 응력확대계수를 비교하였다.

Fig. 9는 컨투어 반경방향 요소 수에 따른 응력확대계수의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 9에 나타난 바와 같이, 응력확대계수는 전체적으로 유사하였으나, 표면점에서  $M$ 에 따른 영향이 나타난 것을 알 수 있다. 컨투어 반경방향 요소 수 ( $M$ )가 증가하면서 점차 Newman-Raju solution에 가까워졌으며,  $M=5$ 인 경우 표면점에서의 응력확대계수가 충분히 수렴

Table 3 Shape variables for sensitivity analyses for the number of radial elements in contour region

$r/x$	$M$	$N$	$AR$
0.5	2, 4, 5, 7	6	1.17

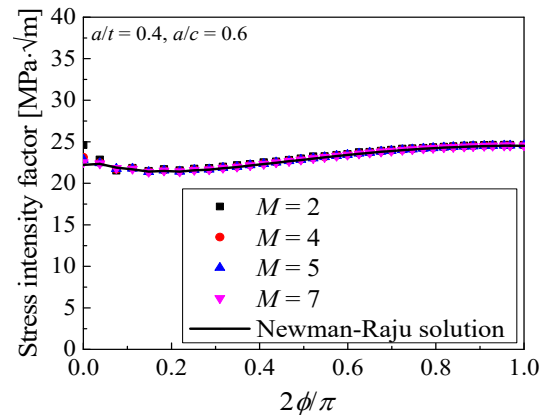


Fig. 9 Comparison of stress intensity factors according to variation of the number of radial elements in contour region



되었다. 따라서 Table 3에 제시된 형상 변수 조건에서 컨투어 반경방향 요소 수를 5개로 결정하는 것이 타당한 것으로 판단된다.

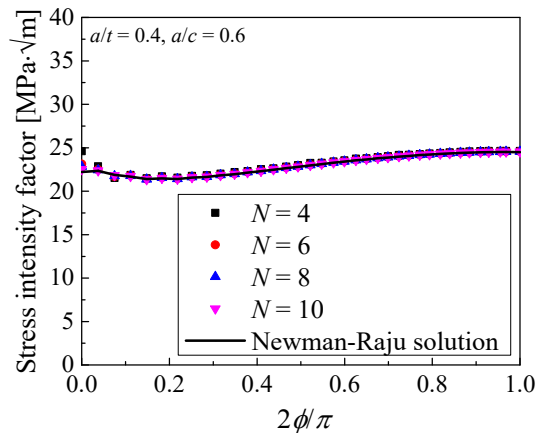
**2.5.4 컨투어 원주방향 요소 수의 영향**

응력확대계수에 미치는 컨투어 원주방향 요소 수 ( $N$ )의 영향을 검토하기 위해 고려된 결함 요소망 형상 변수는 Table 4에 정리되어 있다. Table 4에 나타난 바와 같이,  $N$ 은 4, 6, 8, 10으로 총 4가지 경우에 대하여 결함 요소망을 제작하였으며,  $M$ ,  $r/x$ 는 앞서 검토한 바와 같이 각각 5, 0.5로,  $AR$ 은 1.17로 고려되었다.

Fig. 10은 컨투어 원주방향 요소 수에 따른 응력확대계수의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 10에 나타난 바와 같이, 전체적으로  $N$ 과 관계없이 유사한 응력확대계수 결과를 나타냈지만, 표면점 근처에서  $N=4$ 인 경우 Newman-Raju solution보다 응력확대계수가 높게 나타났다. 따라서 Table 4의 결함 요소망 형상 변수 범위에서 정확한 응력확대계수를 계산할 수 있는 적절한 컨투어 원주방향 요소 수는 6개로 결정되었다.

**Table 4** Shape variables for sensitivity analyses for the number of circumferential elements in contour region

$r/x$	$M$	$N$	$AR$
0.5	5	4, 6, 8, 10	1.17



**Fig. 10** Comparison of stress intensity factors according to variation of the number of circumferential elements in contour region

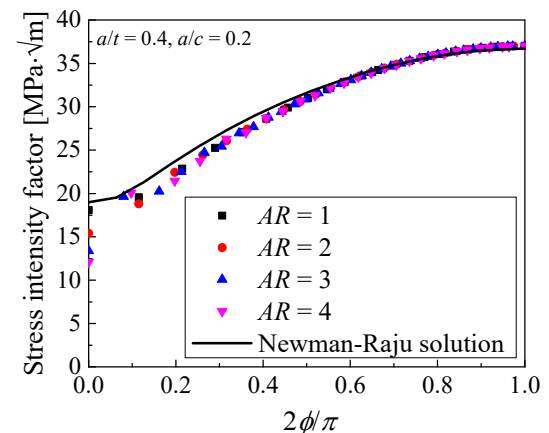
**2.5.5 결함선단 방향 요소 형상비의 영향**

응력확대계수에 미치는 결함선단 방향 요소 형상비 ( $AR$ )를 결정하기 위해 고려된 결함 요소망 형상 변수는 Table 5에 정리되어 있다. Table 5에 나타난 바와 같이,  $AR$ 은 1, 2, 3, 4로 총 4가지 경우에 대하여 결함 요소망을 제작하였으며, 다른 형상 변수인  $M$ ,  $r/x$ ,  $N$ 은 앞서 검토한 바와 같이 각각 5, 0.5, 6으로 고려되었다. 또한 결함선단 방향으로 요소가 충분히 조밀하지 못한 형상비 ( $AR=4$ ) 범위까지 검토하기 위해, 평판의 결함 길이비 ( $a/c$ )를 Table 1에 제시된 0.6이 아닌 0.2로 고려해 상대적으로 긴 결함 길이에 대한 유한요소모델을 제작하여 민감도 분석을 수행하였다. 결함 길이비 ( $a/t$ )는 Table 1과 동일한 0.4로 고려되었다.

Fig. 11은 결함선단 방향 요소 형상비에 따른 응력확대계수의 변화를 나타낸 것이다. Fig. 11에 나타난 바와 같이, 전체적으로  $AR$ 에 관계없이 유사한 응력확대계수가 나타났지만, 표면점에서  $AR$ 에 따른 영향이 확인되며, 모든 유한요소해석 결과는 Newman-Raju solution보다 작게 나타났다.  $AR$ 이 작아질수록 응력확대계수는 Newman-Raju solution과 점차 유사해지며  $AR=1$ 인 경우 가장 유사한 결과를

**Table 5** Shape variables for sensitivity analyses for aspect ratio in the direction of the crack-tip

$r/x$	$M$	$N$	$AR$
0.5	5	6	1, 2, 3, 4



**Fig. 11** Comparison of stress intensity factors according to variation of the aspect ratio in the direction of crack-tip

**Table 6** The suggested values of shape variables for crack-tip mesh

$r/x$	$M$	$N$	$AR$
0.5	5	6	1

나타냈다. 따라서 Table 5의 결함 요소망 형상 변수 범위에서 정확한 응력확대계수를 계산할 수 있는 적절한 결함선단 방향 요소 형상비는 1로 결정되었다.

이와 같은 결함 요소망을 구성하는 요소의 형상 변수에 대한 민감도 분석 수행 결과를 통해, 반복 결함 성장 모사를 위한 적절한 결함 요소망 형상 변수는  $M=5$ ,  $r/x=0.5$ ,  $N=6$ ,  $AR=1$ 로 제안하며, Table 6에 각각 정리하였다.

### 3. 초기 응력장 맵핑을 통한 응력확대계수 계산의 타당성

#### 3.1 개요

피로 또는 응력부식결함 성장에 의한 파손을 예측하는데 있어서 구조물 내부의 잔류 응력의 상태가 중요하며, 특히 결함면에 인장 잔류 응력이 지배적으로 작용할 경우 결함 성장이 촉진된다. 기존 피로 또는 응력부식결함 성장 평가는 초기 잔류 응력에 의한 응력확대계수를 외부 하중에 의한 응력확대계수에 가산하는 방식으로 잔류 응력의 효과를 고려한다<sup>(12)</sup>. 본 연구에서 개발하고자 하는 반복 결함 모델링 프로그램은 결함이 존재하지 않을 때의 초기 응력장을 결함 성장에 따른 각 유한요소모델에 맵핑하는 방식으로 잔류 응력에 의한 응력확대계수를 계산하며, 이러한 초기 응력장을 이용한 응력확대계수 계산의 타당성을 검토할 필요가 있다.

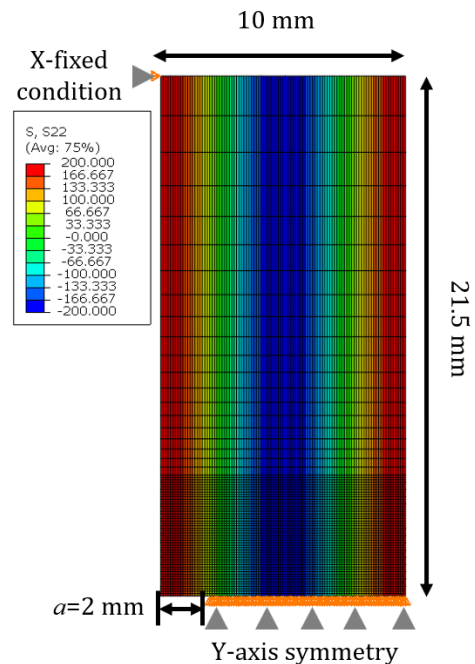
본 장에서는 유한요소해석을 기반으로 결함이 존재하는 2D 평판의 각 결함 성장 별 초기 응력장의 변화에 대해 분석하였다. 또한 단계 별 결함 성장에 따라 변화된 응력장에 대한 응력확대계수를 유한요소해석 기반으로 계산하였으며, 초기 응력장을 이용한 각 결함 크기의 응력확대계수 이론해<sup>(13)</sup>와 비교하였다. 이를 통해 결함이 존재하지 않을 때의 초기 응력장 맵핑을 이용한 반복 결함 성장 별 응력확대계수 계산의 타당성을 검증하였다.

#### 3.2 유한요소해석 대상 및 조건

Fig. 12는 측면 결함이 존재하는 2D 평판의 유한요소모델과 경계조건 및 초기 응력장 분포를 나타낸 것이다. Fig. 12에 나타난 바와 같이 초기 결함 크기 ( $a$ )는 2 mm이며, 평판의 폭 및 높이는 각각 10 mm, 21.5 mm이다. 또한 2D 대칭조건을 결함 잔여 영역에 부여하였으며, 유한요소모델의 상단 좌측에 가로방향 (X) 점 구속조건을 부여하였다. 요소 타입은 2D 평면 변형률 요소 (CPE4R)를 고려하였다. 또한 2D 평판에 부여된 임의의 초기 응력장은 Fig. 12에 나타난 바와 같이 cosine 함수 형태로 고려하였으며, 아래 식 (2)와 같다.

$$\sigma_{yy} = 200 \cos\left(\frac{2\pi x^*}{W}\right) \quad (2)$$

여기서,  $\sigma_{yy}$ 는 Fig. 12의 초기 응력이며, 하첨자  $yy$ 는 결함면의 수직방향을 의미한다. 또한  $x^*$ 는 Fig. 12의 맨 좌측으로부터 가로 방향 거리를 의미하며,  $W$ 는 평판의 폭 (10 mm)을 의미한다. 초기 응력장은 Abaqus user subroutine 중 하나인 SIGINI<sup>(11)</sup>를 통해 부여되었다.



**Fig. 12** 2D FE model of single edge cracked plate and boundary/initial stress conditions



Fig. 13은 결함 잔여 영역의 단계 별 절점 해제를 통한 결함 성장 및 각 응력장 변화 과정을 나타낸 것이다. Fig. 12에 나타난 초기 응력장은 아직 응력 평형 과정이 이뤄지지 않은 식 (2)의 응력장이다. 유한요소해석 수행 시 매 단계 별로 유한요소모델에 부여된 응력장과 경계조건에 대한 응력 평형 과정이 이뤄지게 되며, Fig. 12의 응력장은 Fig. 13(a)와 같이 변화하게 된다. Fig. 13(a)의 응력 평형 과정이 완료된 뒤,  $a=1\text{ mm}$  ( $a/W=0.1$ )에 해당하는 결함 잔여 길이 절점의 구속 조건을 해제하여, 결함을 생성시켰으며, Fig. 13(b)와 같게 된다. Fig. 13(b)의 응력장은 아직 응력 평형 과정이 이뤄지지 않은 상태이며, 해당 단계의 유한요소해석이 진행되면 Fig. 13(c)와 같이 응력 평형이 이뤄진다. 이와 같은 과정으로 초기 결함 조건인  $a/W=0.2$ 에서  $a/W=0.6$ 까지 결함 성장에 따른 초기 응력장의 변화 과정을 분석하였다.

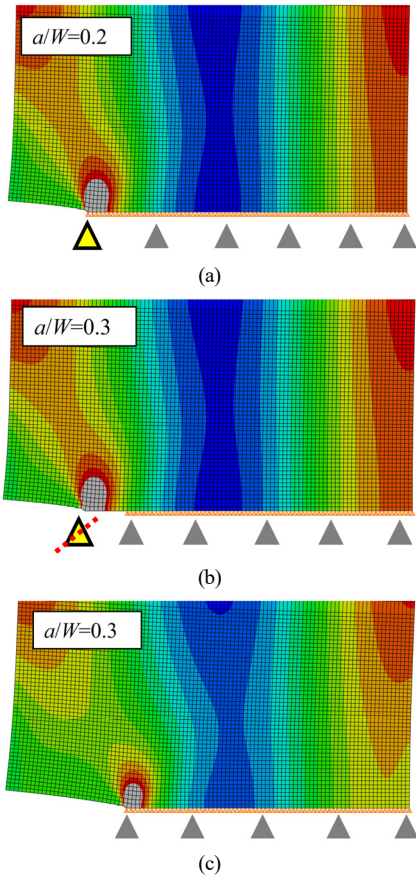


Fig. 13 Variations of initial stress fields as crack grows by the node release

### 3.3 결함 성장 별 응력장 및 응력확대계수

Fig. 14는 결함 성장 별 결함선단의 응력장 변화를 나타낸 것이다. Fig. 14에 나타난 바와 같이, 식 (2)의 응력 조건에서 결함이 개시되면, 결함선단에서 높은 응력이 발생되는 형태로 응력장 변화가 나타났다. 또한 결함선단에서 발생된 높은 응력은 결함이 성장될 때마다 점차 감소하게 되며, 이는 압축 응력이 나타나는 영역에서 결함이 성장되기 때문이다. 또한 결함이 성장하면서 전체적으로 결함선단의 응력장은 0으로 수렴되는 형태를 보였다.

Fig. 15는 Fig. 14에 나타난 결함 성장에 따른 각 응력장의 응력확대계수를 계산하기 위해 고려된 유한요소모델의 컨투어 영역을 나타낸 것이다. 컨투어 영역은 경로 독립 특성이 유지될 수 있도록 충분히 크게 설정되었다. 해당 컨투어 영역에서 domain integral method로 계산된  $J_e$ 는 식 (1)의 관계식을 이용해 평면 변형률 조건에 해당하는 응력확대계수로 변환되었다.

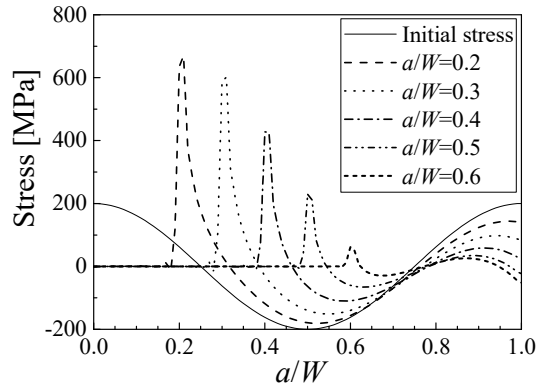


Fig. 14 Stress distributions of single edge cracked plate as crack grows

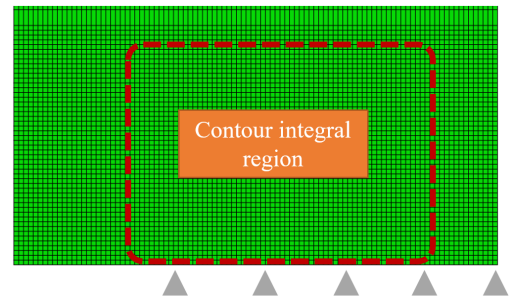


Fig. 15 Contour integral region for calculating stress intensity factor

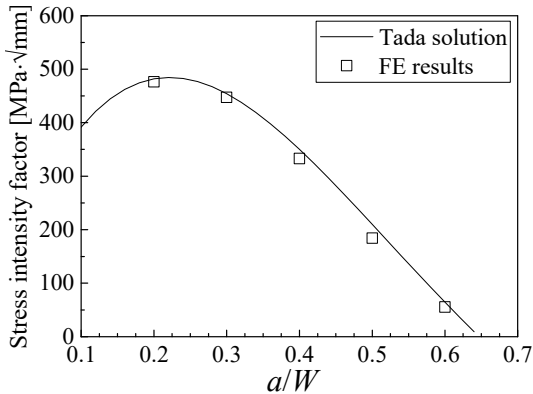


Fig. 16 Comparison of stress intensity factors from FEA with those from Tada solution

Fig. 16은 유한요소해석 기반 응력확대계수와 Tada 이론해의 응력확대계수를 함께 비교한 것이다. Fig. 16의 FE results는 Fig. 14의 각 결함 크기 별로 변화된 응력장에 대응되는 응력확대계수이며, Tada solution은 초기 응력장에 대응되는 각 결함 크기의 응력확대계수를 의미한다. Fig. 16에 나타난 바와 같이, 유한요소해석과 Tada 이론해의 응력확대계수 결과는 서로 유사한 것을 알 수 있다.

이를 통해 Fig. 14와 같이 점진적 결함 성장에 의해 변화된 응력장과 한 번에  $a/W=0.2\sim0.6$ 의 결함을 생성시켰을 때의 응력장은 큰 차이가 없음을 알 수 있다. 이는 본 해석 결과가 선형 탄성 해석에 기초하기 때문에 특정 결함 길이까지 결함이 성장하는 동안의 응력장 변화 이력이 해당 결함 길이에서의 응력확대계수 결과에 영향을 미치지 않기 때문이다. 따라서 결함이 존재하지 않을 때의 동일한 초기 응력장을 각 결함 성장 별 유한요소모델에 맵핑하여 응력확대계수를 계산하는 방법의 타당성을 확인하였다.

## 4. 반복 결함 모델링 프로그램

### 4.1 프로그램 구성

유한요소해석 기반의 피로 또는 응력부식결함 성장을 정확하게 모사하기 위해서는 결함선단 위치별 응력확대계수를 산출해야하며, 짧은 시간 간격으로 결함 성장량을 계산해야 한다<sup>(14)</sup>. 결함이 성장할 때마다 결함 요소망을 재생성하는 이러한 과정을 직접 모델링하여 수행하게 되면 평가자의 모델링 수

련도에 따라 많은 시간이 소요될 수 있다. 이러한 문제를 해결하기 위하여 자동화된 반복 결함 모델링 프로그램 개발이 필요하다.

본 장에서는 앞서 기술한 결함 모델링 기준을 적용하여 개발된 반복 결함 모델링 프로그램에 대해 서술하였다. 프로그램은 Abaqus 내에서 plug-in 형태로 사용될 수 있도록 Python 언어를 기반으로 개발되었다.

Fig. 17은 본 연구에서 반복 결함 성장 해석을 수행하기 위해 개발된 반복 결함 모델링 프로그램의 내부 알고리즘을 나타낸다. 프로그램 사용 시, 먼저 초기 결함 형상 및 크기, 그리고 해당 결함이 어디에 위치하는지를 입력해야 한다. 입력된 초기 정보와 앞서 제시된 결함 모델링 기준을 이용하여 프로그램은 결함 요소망을 생성한다. 만약 해석 대상에 잔류 응력과 같은 초기 응력장이 존재할 경우 응력 맵핑이 이뤄지며, 그렇지 않은 경우 응력 맵핑을

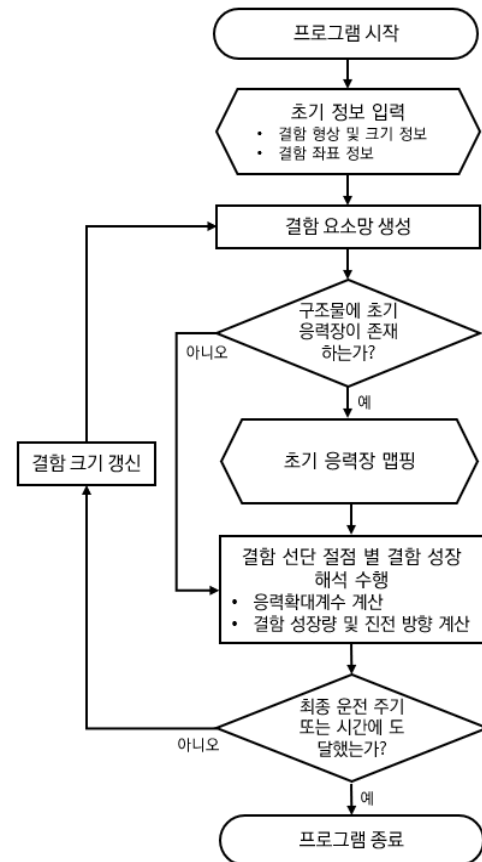


Fig. 17 Flowchart of iterative crack modeling program

고려하지 않고 해당 결함 형상에 대한 응력확대계수를 계산한다. 응력확대계수는 피로 또는 응력부식결함 선도에 대응되는 결함 성장량을 계산하는데 사용되며, 결함 진전 방향은 각 결함선단의 수직 방향으로 계산된다. 그 다음으로 피로결함 성장인 경우 최종 운전 주기 (Cycle)를, 응력부식결함 성장인 경우 최종 운전 시간에 도달했는지를 검토하며, 아닌 경우 각 결함선단의 현재 결함 크기에 결함 성장량을 더하여 결함 크기를 갱신한다. 갱신된 결함 크기 정보를 이용하여 다시 결함 요소망을 재생성하고 앞서 언급한 과정을 최종 운전 주기 또는 시간에 도달할 때까지 반복하게 된다.

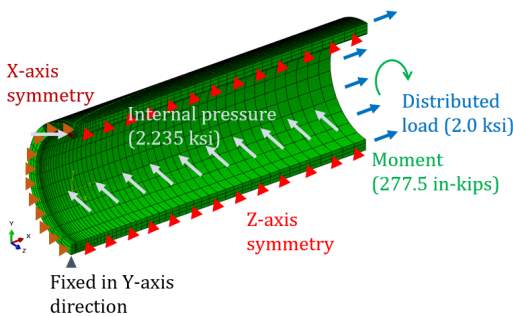
**4.2 응력확대계수 산출 검증**

**4.2.1 해석 대상 및 조건**

본 절에서는 미국 EMC<sup>2</sup> 및 DEI에서 작성한 연구 보고서의 응력확대계수 검증 대상<sup>(15)</sup>을 이용하여, 프로그램을 통해 계산된 응력확대계수 결과의 타당성을 검증하였다. 해석 대상은 표면결함이 존재하는 배관이며, 배관 직경과 두께는 각각 7.75 inches, 1.29 inches이다. 배관 및 결함 형상 정보는 Table 7에 정리되어 있으며, 결함 크기가 다른 4가지 조건에 대하여 응력확대계수 검증이 수행되었다. Table 7에서  $R_i$ 는 배관 내경,  $2\theta$ 는 전체 결함각을 의미한다.

**Table 7** Geometric parameters of cracked pipe

Case	$R_i/t$	$a/t$	$a/c$	$2\theta$ (degree)
1	2.004	0.1	1/15	42.9
2	2.004	0.3	1/5	42.9
3	2.004	0.3	1/21	180.1
4	2.004	0.3	1/30	257.3



**Fig. 18** FE model of surface cracked pipe and boundary/load conditions

재료 물성으로 탄성계수는 30,000 ksi, 푸아송 비는 0.3으로 고려되었다.

Fig. 18은 응력확대계수 계산 검증을 위해 제작된 유한요소모델의 경계조건 및 하중조건을 나타낸다. 유한요소모델은 1/4 대칭모델로 제작되었으며, 각 대칭면에 대칭조건이 부여되었다. 하중조건으로는 축방향 인장, 굽힘, 내압 하중으로 총 3가지의 하중이 고려되었다. 굽힘 하중은 277.5 in-kips로 고려되었으며, 축방향 인장 하중은 배관 끝단에 2.0 ksi의 분포 하중으로 고려되었다. 내압 하중으로는 배관 내부 단면 및 결함면에 2.235 ksi의 분포 하중이 고려되었으며, 내압으로 인한 end-cap 등가분포 하중이 배관 끝단면에 부여되었다. EMC<sup>2</sup> 및 DEI의 응력확대계수는 interaction integral method를 이용하여 계산되었으며, 컨투어 첫 번째 영역을 제외한 2~5번의 평균값으로 고려되었다.

**4.2.2 유한요소해석 결과**

Fig. 19는 Table 7에 제시된 해석 대상의 응력확대계수를 함께 비교한 것이다. ‘The present results’는 개발된 반복 결함 모델링 프로그램을 통해 계산된 응력확대계수를 의미한다. EMC<sup>2</sup>에서 산출한 결과는 EMC<sup>2</sup>로, DEI에서 산출한 결과는 DEI로 표기하였다. DEI에서는 표면점을 제외한 전체 응력확대계수 결과를 4차 다항식으로 곡선적합을 수행하고, 표면점 위치에 외삽한 결과를 표면점의 응력확대계수로 정의하였다. Fig. 19에 나타난 바와 같이, EMC<sup>2</sup>와 ‘The present results’의 응력확대계수는 모든 해석 대상에 대하여 전체적으로 거의 동일하게 나타났다. DEI의 응력확대계수도 전체적으로 유사하게 나타났다지만, 표면점에서 응력확대계수 계산법 차이로 인해 Case 1, 2, 3에서는 일부 보수적인 결과를 보였다. Fig. 19에 나타난 프로그램 검증 결과를 통해, 본 연구에서 개발한 프로그램의 타당성을 확인할 수 있으며, 동시에 본 논문에서 제시한 결함 모델링 기준이 다양한 하중 및 결함 형상 조건에 적용될 수 있음을 확인하였다.

**5. 결 론**

본 연구에서는 반복 결함 성장 해석을 위한 결함 모델링 기준을 제시하였다. 이를 위해 인장 하중이 작용하는 반타원 표면결함이 존재하는 평판에 대해

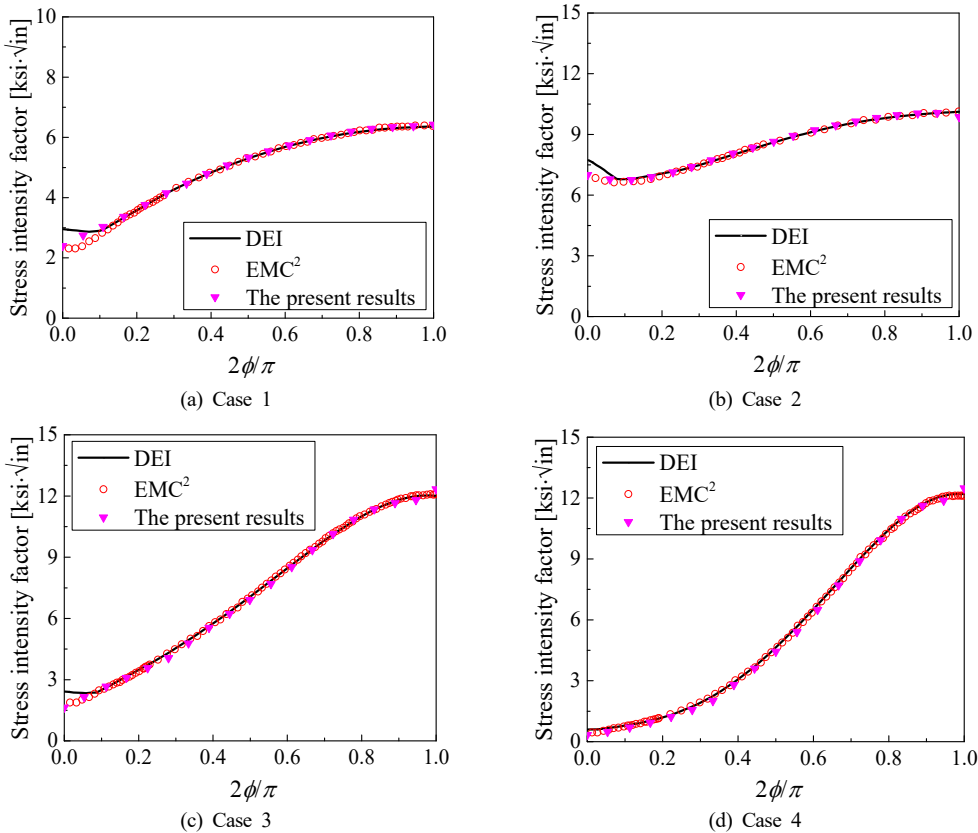


Fig. 19 Comparisons of stress intensity factors to validate the developed program

탄성 유한요소해석을 수행하였으며, 결함 요소망을 이루는 형상 변수 및 결함요소 특성에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 평판의 응력확대계수 이론해와 비교함으로써 적절한 결함 요소망 형상 변수 및 결함요소 특성 조건을 결정하였다. 또한 결함 성장에 따른 초기 응력장의 변화에 대한 검토를 수행하였으며, 결함 성장 별로 유한요소모델에 동일한 초기 응력장을 부여해도 신뢰성 있는 응력확대계수가 계산됨을 확인하였다.

또한 제시한 결함 모델링 기준을 이용하여 반복 결함 모델링 프로그램을 개발하였다. 개발된 프로그램으로부터 산출된 응력확대계수의 타당성을 검증하기 위해 EMC<sup>2</sup>, DEI의 응력확대계수 결과를 함께 비교하였으며, 개발된 프로그램이 적절한 응력확대계수를 산출함을 확인하였다. 본 연구에서 제시된 결함 모델링 기준과 개발된 반복 결함 모델링 프로그램은 평판 및 배관의 다양한 결함 형상에 대한 적절한 응력확대계수를 산출하는데 적용 가능하

며, 복잡한 응력장 조건 하의 각 결함선단 별 실제적인 결함 성장 모사에 활용될 수 있다.

## 후 기

본 논문은 한국수력원자력(주)에서 재원을 부담하여 수행한 연구결과입니다. (NO. 제2019-기술-07호)

## 참고문헌

- (1) Boo, M. H., Lee, K. S., Oh, C. K. and Kim, H. S, 2017, "Current Status on the Development and Application of Fatigue Monitoring System for Nuclear Power Plants," *Trans. of the KPVP*, Vol. 13, No. 2, pp. 1-18. doi:http://dx.doi.org/10.20466/KPVP.2017.13.2.001
- (2) EPRI, 1994, "PWSCC of Alloy 600 Materials in PWR Primary System Penetrations," Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA,

- TR-103696.
- (3) USNRC, 2014, “Managing PWSCC in Butt Welds by Mitigation and Inspection,” U. S. Nuclear Regulatory Commission, Washington, DC, *NUREG/CR-7187*.
  - (4) Cipolla, R. C., DeBoo, G. H., Bamford Jr, W. H., Yoon, K. K. and Hasegawa, K., 2003, “Flaw Evaluation Procedures and Acceptance Criteria for Nuclear Components in ASME Code Section XI,” *Proc. of ASME 2003 PVP Conference*, Cleveland, Ohio, July 20-24, PVP2003-2022.
  - (5) Kim, J. S., 2016, “Investigation on the Studies for Welding Residual Stresses in Nuclear Components,” *Trans. of the KPVP*, Vol. 12, No. 1, pp. 30-40. doi:<https://doi.org/10.20466/KPVP.2016.12.1.030>
  - (6) Lee, K. S., Lee, S. H., Lee, J. S., Lee, J. G. and Lee, S. G., 2013, “Root Cause Analysis and Structural Integrity Evaluation for a Crack in a Reactor Vessel Upper Head Penetration Nozzle,” *Trans. of the KPVP*, Vol. 9, No. 1, pp. 56-61. doi:<https://doi.org/10.20466/KPVP.2013.9.1.056>
  - (7) Kim, T. J., Gim, J. M., Bae, K. D., Kim, S. C., Huh, N. S., Kim, Y. J. and Yang, J. S., 2017, “Unstable Fracture Assessment of Weldments of Weldolets Using CDFD Method Based on Elastic-Plastic Finite Element Analyses,” *Proc. of SMiRT-24 Conference*, Busan, August 20-25, IASMiRT-2017-08-20.
  - (8) EPRI, 2007, “Material Reliability Program: Advanced FEA Evaluation of Growth of Postulated Circumferential PWSCC Flaws in Pressurizer Nozzle Dissimilar Metal Welds (MRP-215), Rev.1,” Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA, *TR-1015400*.
  - (9) Anderson, T. L., 2003, *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, CRC press, Boca Raton.
  - (10) Raju, I. S. and Newman, J. C., 1979, “Stress-Intensity Factors for a Wide Range of Semi-Elliptical Surface Cracks in Finite-Thickness Plates,” *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 11, No. 4, pp. 817-829. doi:[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(79\)90139-5](https://doi.org/10.1016/0013-7944(79)90139-5)
  - (11) Dassault Systemes Corp., 2020, “ABAQUS/Standard User’s Manuals,” Ver. 2020.
  - (12) Kim, E. J., Park, E. J. and Yoo, S. H., 2003, “An Analysis of the Redistribution of Residual Stress due to Crack Propagation Initially through Residual Tensile Stress Field by Finite Element Method,” *J. Weld Joi*, Vol. 21, No. 7, pp. 71-77. doi:<https://doi.org/10.5781/KWJS.2008.26.6.092>
  - (13) Tada, H., Paris, P. C. and Irwin, G. R., 1973, *The Stress Analysis of Cracks. Handbook*, ASME press, New York.
  - (14) Lee, K. H., Oh, Y. J., Park, H. B., Chung, H. S., Chung, H. J. and Kim, Y. J., 2011, “Stress Intensity Factors for Axial Cracks in CANDU Reactor Pressure Tubes,” *Trans. of the KPVP*, Vol. 7, No. 1, pp. 17-26. doi:<http://dx.doi.org/10.20466/KPVP.2011.7.1.017>
  - (15) Rudland, D., Shim, D. J., Zhang, T. and Wilkowski, G., 2007, “Implication of Wolf Creek Indications-Final Report,” Engineering Mechanics Corporation of Columbus, Columbus, OH, *ADAMS ML072470394*.