

<학술논문>

DOI <http://dx.doi.org/10.3795/KSME-A.2016.40.8.693>

ISSN 1226-4873(Print)
2288-5226(Online)

유한요소 연성파손 모사기법을 이용한 노치 결함 반경 크기에 따른 파괴역학적 평가

배근형* · 전준영* · 한재준* · 남현석* · 이대영* · 김윤재*†

* 고려대학교 기계공학부

Fracture Mechanics Assessment for Different Notch Sizes Using Finite Element Analysis Based on Ductile Failure Simulation

Keun Hyung Bae*, Jun Young Jeon*, Jae Jun Han*, Hyun Suk Nam*, Dae Young Lee* and Yun Jae Kim*†

* Dept. of Mechanical Engineering, Korea Univ.

(Received November 18, 2014 ; Revised May 31, 2016 ; Accepted June 15, 2016)

Key Words: Notch Defect(노치 결함), Notch Effect(노치 효과), Notch C(T)(노치 C(T)), Virtual Testing Method (가상 시험법), Damage Simulation (손상모사)

초록: 본 논문에서는 파괴역학적 방법으로 노치 결함을 평가해 보았다. 인장 하중과 굽힘하중이 작용하는 중앙 균열, 모서리 균열 평판 구조물을 바탕으로 노치 크기를 달리하며 한계하중 및 에너지해방률을 유한요소 해석의 J-적분으로 도출하였다. 노치의 반경이 커짐에 따라 한계하중은 큰 변화가 없었으며, 에너지해방률은 커지는 양상을 보였다. 노치 반경에 따른 재료 파괴인성(J_{IC}) 측정을 위해 실험을 대신한 유한요소 연성파손 모사기법을 사용하였다. 그 결과 노치 크기 증가에 따른 에너지해방률 증가량 대비 파괴인성(J_{IC}) 증가량이 더욱 큰 양상을 보였다. 이런 결과를 통해 노치 반경이 커질수록 균열 진전에 대한 저항성이 커진다는 사실을 알 수 있었다.

Abstract: In this study, notch defects are evaluated using fracture mechanics. To understand the effects of notch defects, FE analysis is conducted to predict the limit load and J-integral for middle-cracked and single-edge cracked plates with various sizes of notch under tension and bending. As the radius of the notch increases, the energy release rate also increases, although the limit load remains constant. The values of fracture toughness(J_{IC}) of SM490A are determined for various notch radii through FE simulation instead of conducting an experiment. As the radius of the notch increases, the energy release rate also increases, together with a more significant increase in fracture toughness. To conclude, as the notch radius increases, the resistance to crack propagation also increases.

- 기호설명 -

R : 노치 반경
 J_{crack} : 균열 에너지해방률
 J_{notch} : 노치 에너지해방률
 J_{IC} : 재료 탄소성파괴인성
 ϵ_{ef} : 파괴 변형률

ω_c : 임계 손상
 $\Delta\omega$: 손상
 σ_m : 정수압 응력
 σ_e : 등가 응력
 σ_m / σ_e : 삼축응력
 P : 작용 하중
 $P_{L.ten.}$: 인장 한계하중
 $P_{L.bend.}$: 굽힘 한계하중
 $P_{ini.ten.}$: 인장 균열진전 하중
 $P_{ini.bend.}$: 굽힘 균열진전 하중

† Corresponding Author, kimy0308@korea.ac.kr

© 2016 The Korean Society of Mechanical Engineers

1. 서론

원자력 발전소 2차계통 배관은 금속 표면의 산화막이 유체에 용해되며 감육이 발생하는 유동가속부식(Flow Accelerated Corrosion)이 대표적인 손상 기구이다. 유동가속부식이란 탄소강 배관 내부의 산화막 철 이온이 유체 유동에 의한 농도차로 더욱 빠르게 확산되며 배관의 두께가 얇아지는 현상이다. 이러한 과정에서 금속 내부에 함유된 크롬 성분이 포함되어 있으면 크롬성분은 철이온의 용해를 방해하게 되어 유동가속 부식률은 급격하게 줄어든다. 하지만 모재에 비해 크롬함량이 떨어지는 용접재를 사용할 시 농도차로 인하여 상대적으로 크롬 함량이 낮은 용접재부터 감육이 시작되는 입구효과(entrance effect)가 나타난다. 이러한 용접재의 집중적인 감육은 환형 형태인 노치형태의 결함으로 성장한다.⁽¹⁾ 이러한 용접부 부식손상(weld attack)은 해수 환경에 노출이 된 선박이나 원유 저장 탱크의 경우에도 발견되고 있다.⁽²⁾ (Fig. 1)

위와 같은 노치형태의 결함이 생긴 경우 플랜트 운전 안정성 확보와 외부의 충격에 대한 안전성 재고가 필요하다. 본 논문에서는 노치 결함에 대한 안전성 평가를 위해 균열과의 비교를 바탕으로 노치 결함을 파괴역학적인 평가를 수행하였다.

본 논문 2장에서는 노치 결함에 대한 한계하중과 J-적분을 수행하여 그 결과를 기술하였다. 3장에서는 노치로부터 도출된 J-적분의 타당한 평가를 위해 연성과손 모사기법을 이용한 노치 반경에 따른 재료 파괴인성(J_{IC})의 변화와 경향을 기술하였다. 이러한 결과를 통해 노치 반경에 따른 파괴역학적 평가 결과를 4장에 결론으로 기술하였다.

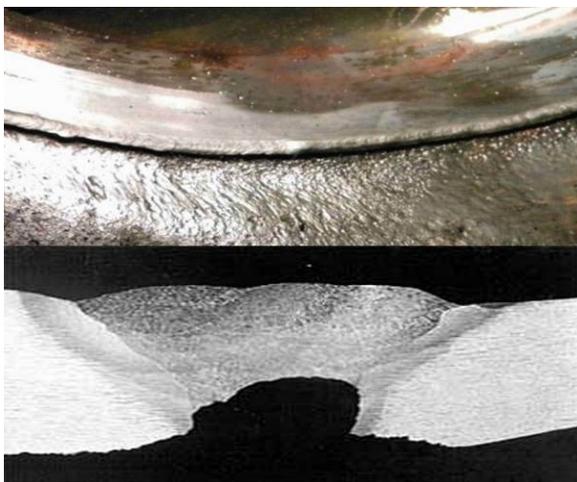


Fig. 1 Pictures of weld metal corrosion (weld attack)

2. 노치 결함에 대한 파괴역학적 평가

균열이 내재된 구조물의 파괴역학적 평가의 접근은 크게 두 가지로 나눌 수 있다.

첫 번째로 구조물에 작용하는 응력이 재료의 허용응력 이상이 될 경우 소성붕괴로 인한 구조물 파괴가 일어난다.

두 번째로 하중이 작용하는 균열 구조물 균열 선단에서의 에너지해방률이 재료의 탄소성파괴인성(J_{IC})보다 클 경우 균열 진전으로 인해 구조물의 파단이 야기된다.

유한요소 해석을 통하여 노치 결함에 대해 한계하중 해석과 J-적분 계산을 수행하였다. 또한 기존에 많은 연구가 수행된 균열과의 비교를 통해 노치 결함의 파괴역학적 평가를 수행하였다.

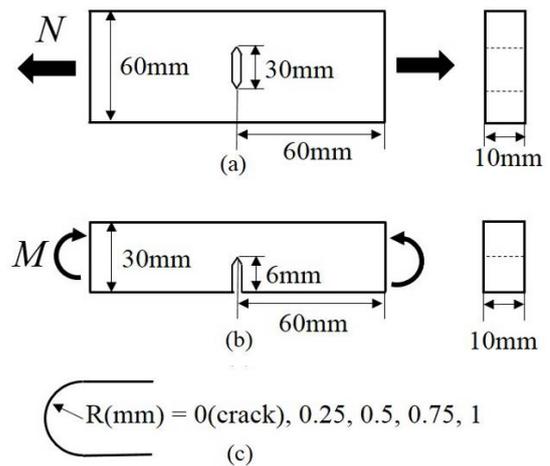


Fig. 2 Geometry of sharp and notch cracked structure considered in this work: (a) tensile, (b) bending (c) details of crack tip shape

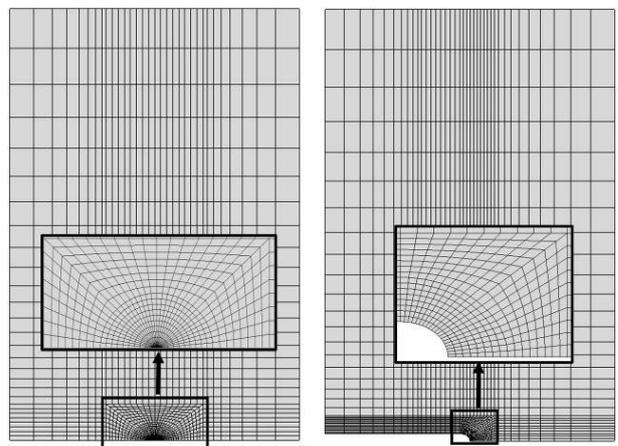


Fig. 3 Crack and notch FE models for analysis limit load and energy release rate

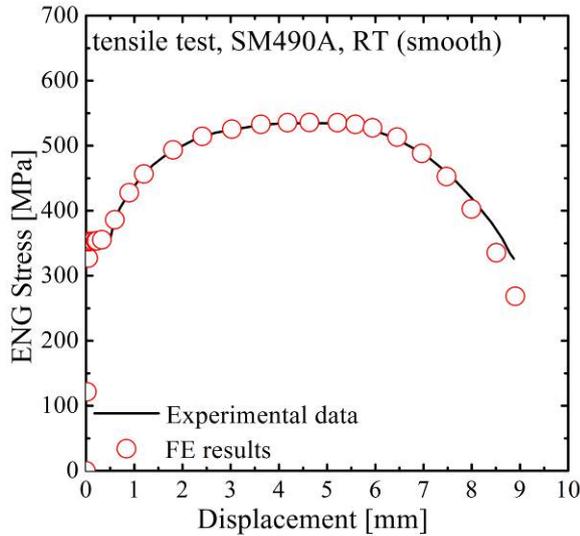


Fig. 4 Calibration results for smooth tensile specimen

2.1 해석형상 및 재료

노치 한계하중 및 에너지해방률 평가를 위해 인장하중 및 굽힘하중이 작용하고 가운데 균열이 있는 평판 모델을 선정하였다. 형상은 Fig. 2와 같이 노치 반경 $R=0, 0.25, 0.5, 0.75, 1\text{mm}$ 인 총 5가지 경우에 대해 해석을 진행하였으며, 유한요소 해석모델은 Fig. 3과 같다. 해석은 유한요소 프로그램인 ABAQUS ver.6.13을 사용하였으며 해석의 용의성을 위해 1/4모델을 사용하였고 2차원 평면2차원 평면변형률 저감적분요소인 CPE8R을 사용하였다.

연구에 고려된 재료는 기존에 연구가 수행된⁽⁴⁾ 탄소강 SM490A를 사용하였고, 탄성계수 208GPa, 항복강도 365MPa, 인장강도 534MPa의 물성을 지닌다. SM490A는 항복 초기에 Luder's band가 나타나며, necking 이후는 Bridgman 방법을 이용하여 유한요소 해석을 통해 인장실험을 모사하여 해석에 사용되는 물성을 구하여 실험과 비교하였다 (Fig. 4).

2.2 노치 결함 한계하중 평가

한계하중의 보수적인 평가를 위해 재료의 소성 영역은 탄성-완전소성으로 가정하였다. 구조물의 끝단과 기준노드를 ABAQUS의 MPC(multi-point constrain) 옵션을 사용하여 구속하고 기준 노드에 충분히 큰 인장 및 굽힘 변위를 주어 도출되는 반발력을 측정함으로써 구조물의 한계하중을 평가하였다.

해석 결과의 타당성 검증을 위해 R6- revision⁽⁴⁾ section IV.1.5.3와 IV.1.5.6의 평면변형률-본 미세스 응력조건을 이용하여 해석결과와 비교를 하였다. 그 결과는 Fig. 5와 같다. 인장 하중의 경우 노치

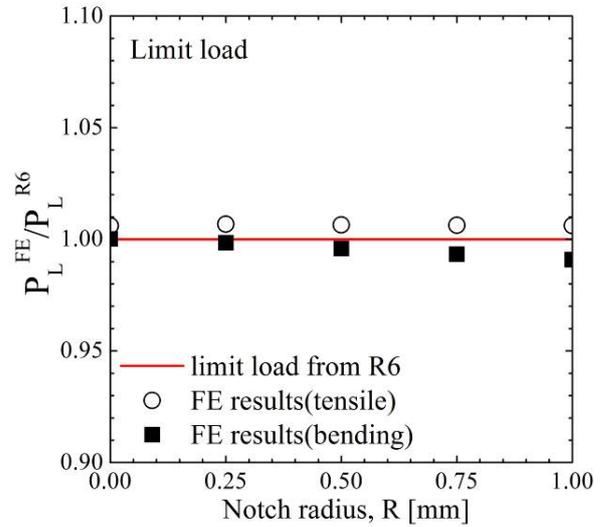


Fig. 5 FE result for limit load with notch radius

크기에 따른 한계하중의 변화가 없다는 것을 확인하였다. 반면 굽힘하중의 경우 노치크기가 커질수록 조금씩 한계하중이 감소하여 $R=1\text{mm}$ 일 때 R6 코드와 약 2%의 차이가 남을 확인하였다. 굽힘하중의 경우 노치 크기에 따른 한계하중의 변화가 있었지만 그 오차가 매우 작음으로 비교적 작은 노치의 경우 균열 구조물의 평가법을 통해 노치 결함의 한계하중을 평가 할 수 있다는 것을 알 수 있었다.

2.3 노치 J-적분 평가

노치 결함의 탄소성 J-적분을 구하기 위해 2.1절에서 도출한 진응력-진변형률 물성을 이용하였다. 구조물에 하중을 가하기 위해 2.2절에서 언급한 MPC조건을 사용하였으며 하중의 증가에 따른 J-적분 계산을 수행하였다. 노치 J-적분 계산을 수행할 시 ABAQUS에서 제공하는 contour integral조건을 사용하여 노치 결함의 균열 진전 방향을 설정해 주었다.

유한요소 J-적분의 타당성 검증을 위해 탄성영역 J를 식 (1)를 통해 응력확대 계수(K_I)으로 치환하여 R6 section IV.3.3.5⁽⁴⁾와 비교하여 해석 결과값이 옳음을 검증하였다.

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \tag{1a}$$

$$E' = \begin{cases} \frac{E}{1-\nu^2} & \text{for plane strain} \\ E & \text{for plane stress} \end{cases} \tag{1b}$$

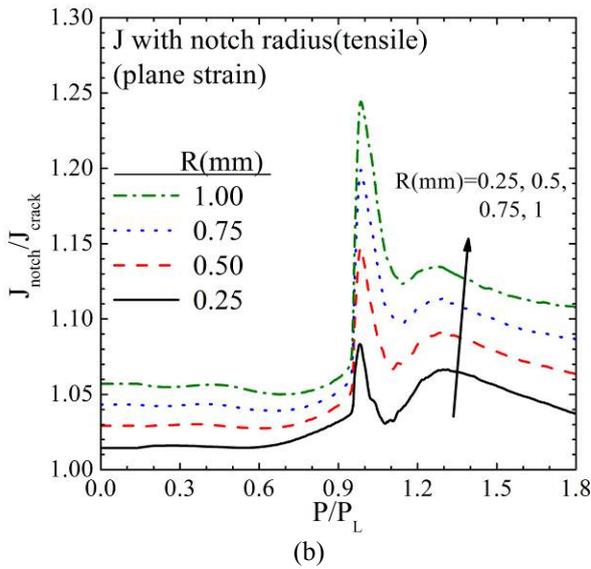
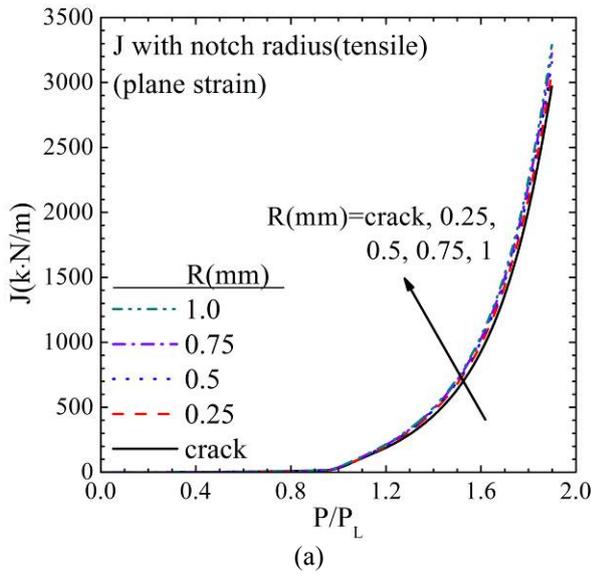


Fig. 6 FE result for J-integral with notch radius at tensile: (a) energy release rate with load, (b) ratio of notch to crack

그 결과 인장 및 굽힘하중 두 경우 모두 노치반경이 커질수록 에너지해방률이 증가함을 알 수 있었다. 대표적으로 인장하중을 받는 구조물의 노치 크기에 따른 J변화와 균열과 노치의 비를 Fig. 6에 나타내었다.

파괴역학적 평가에 따르면 파괴인성(J_{IC})가 동일한 경우 J값이 커질수록 균열진전에 더욱 불리하게 된다. 하지만 일반적으로 노치가 균열에 비해 안전하다는 것은 자명한 사실이다. 따라서 노치 결함의 평가를 위해서는 균열과는 다른 노치의 평가 기준이 필요하다.

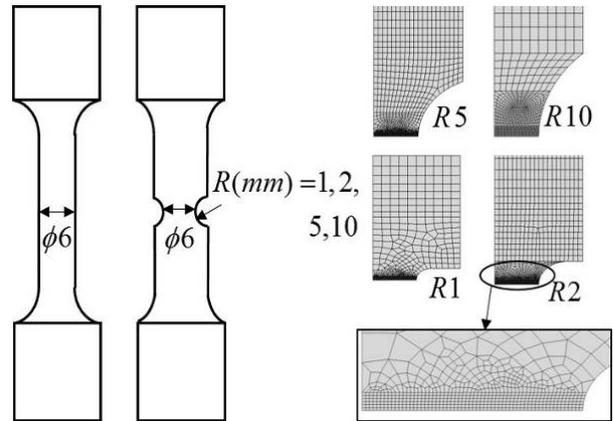


Fig. 7 Notch and smooth tensile test specimens

3. 연성파손 모사를 이용한 노치 C(T) 파괴인성(J_{IC}) 도출

균열이 내재된 플랜트 및 구조물의 안전성 평가를 위해서 많은 평가기법들이 연구되고 있다. 이러한 평가를 위해 기본적인 재료에 대한 실험이 요구가 된다. 하지만 실제 시편 제작은 많은 비용과 시간이 요구된다. 따라서 이러한 실험을 대체하기 위해 유한요소 해석을 통한 가상 시뮬레이션 기법들이 개발되고 있다. 그 중 본 논문에서는 수정응력 파괴변형률(stress-modified fracture strain model)⁽⁶⁻¹⁰⁾ 모델을 사용하여 가상 노치 C(T) 실험을 수행하였다.

3.1 연성파손 모사기법

유한요소 연성파손 모사를 하기 위해서는 손상기준이 되는 모델이 필요하다. 본 연구에서 이용한 수정응력 파괴변형률 모델은 균열 선단에서 재료의 파괴가 삼축응력에 따른 파괴변형률의 누적으로 결정이 된다. 연성파손의 기준이 되는 삼축응력과 파괴변형률의 관계식은 Fig. 7과 같이 노치 반경이 서로 다른 인장 시편으로부터 구하게 된다. 다른 삼축응력과 파손변형률을 점으로 나타내고 이를 식 (2a)의 형태로 근사식을 도출할 수 있다. 아래의 식에서 삼축응력(σ_m/σ_e)는 정수압응력(σ_m)과 등가응력(σ_e)으로 정의되고 A, B, C는 실험을 통해 결정된다.

$$\epsilon_{ef} = A \exp\left(-C \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + B \tag{2a}$$

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \tag{2b}$$

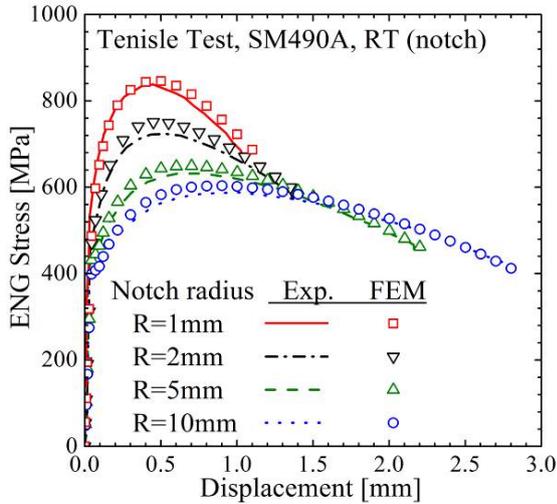


Fig. 8 Comparison FE result with test result of notch tensile test

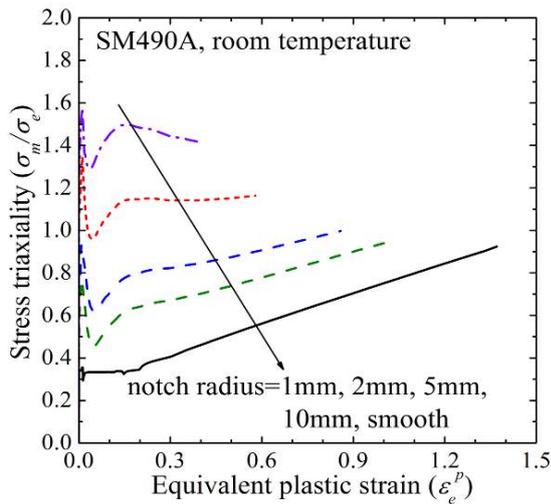


Fig. 9 Stress triaxiality history with equivalent plastic strain

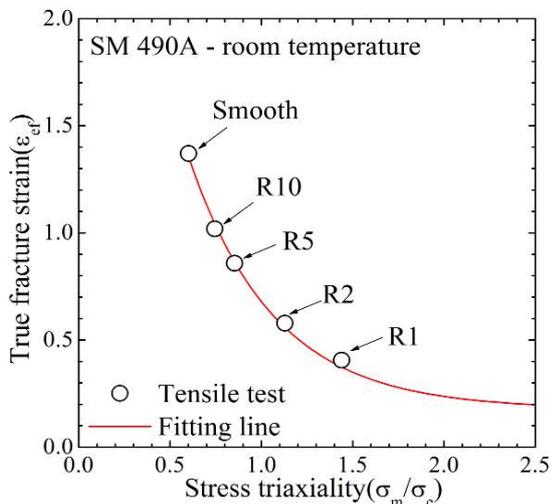


Fig. 10 Failure criterion of SM490A material

유한요소 연성파손 해석에서 각각의 증분시간 (time increment)마다 요소의 적분점에서 계산된 삼축응력에 따라 손상 기준선상의 파괴변형률(ϵ_{ef})이 결정되고 식 (3a)와 같이 손상해석의 증분손상 계산에 사용된다. 해석이 진행됨에 따라 적분점의 소성변형률이 발생하면 손상값이 누적이 되고, 그 누적량이 임계 손상값(ω_c)에 도달하면 파괴가 발생하는 것으로 간주한다[식 (3b)].

$$\Delta\omega = \frac{\Delta\epsilon_e^p}{\epsilon_{ef}} \quad (3a)$$

$$\omega = \sum \Delta\omega = \omega_c \quad (3b)$$

파괴가 발생한 요소는 그림과 같이 허용하중과 탄성계수를 강제적으로 감소시켜 적분점에서의 하중 지지능력을 상실하게 하여 균열이 생긴 것을 모사할 수 있다. 이러한 연성파손 해석은 ABAQUS에서 제공하는 UHARD subroutine⁽¹¹⁾을 통해서 구현을 하였다.

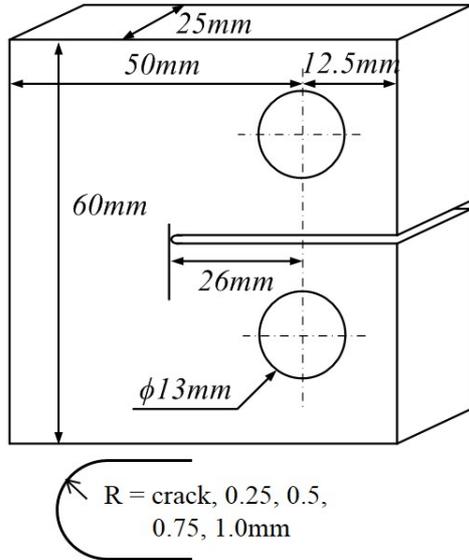
3.2 파손기준 선정

SM490A 재료에 대해 기존에 수행된 노치인장 실험과 C(T)실험 결과를 통해 파손기준과 임계손상값(ω_c)을 결정하였다.⁽¹²⁾

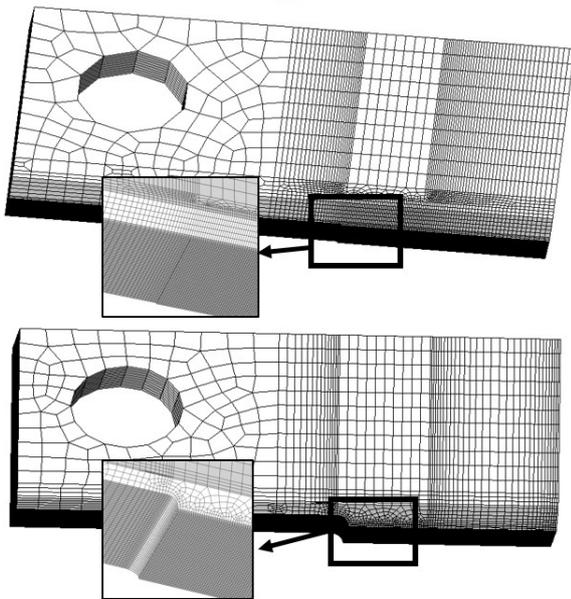
파손기준 결정을 위해 노치인장시편의 인장실험을 유한요소 해석으로 재연하였다. 이때 사용된 노치 인장의 노치반경은 각각 R(mm)=1, 2, 5, 10, 일반시편 인 총 5가지 시편이 사용되고 시편과 유한요소 요소형상은 Fig. 7과 같다. 해석 시 사용한 요소는 축대칭 요소인 CAX8R을 사용하였다. 해석결과와 실험결과와 비교를 통해 해석의 타당성을 검증하였다(Fig. 8). Fig. 9의 곡선은 시편이 파단될 때까지 시편중앙 최심점에서 도출된 등가소성변형률과 삼축응력의 변화를 나타낸다. 이 때 시편의 파단은 실제 실험이 끝난 시점에 대응되는 해석시점으로 판단을 한다. 삼축응력의 값이 계속 변하기 때문에 식 (4)를 이용하여 파단시점까지의 평균 삼축응력을 구하였다.

$$\left(\frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right)_{ave} = \frac{1}{\epsilon_{ef}} \int_0^{\epsilon_{ef}} \frac{\sigma_m}{\sigma_e} d\epsilon_e^p \quad (4)$$

노치 반경에 따라 총 5개(1 mm, 2 mm, 5 mm, 10 mm, 일반시편)의 결과가 존재하므로 이 결과들을 지나는 식 (2a)의 변수 A, B, C를 결정할 수 있다. 변수가 결정된 파손 기준식은 식 (5)와 같고,



(a)



(b)

Fig. 11 Crack and notch C(T): (a) geometries of C(T) specimens, (b) FE mesh of C(T) specimens

각 인장시편에서 구해진 파손 기준점과 파손 기준식을 Fig. 10에 나타내었다.

$$\epsilon_{ef} = 4.269 \cdot \exp\left(-2.142 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + 0.178 \quad (5)$$

노치인장 실험으로부터 파손기준식을 도출한 후, C(T) 시편의 손상해석을 통해 재료의 임계손상값(ω_c)을 정하였다. Fig. 11은 손상해석에 사용된 C(T) 시편의 형상과 유한요소 모델을 나타내고 있다.

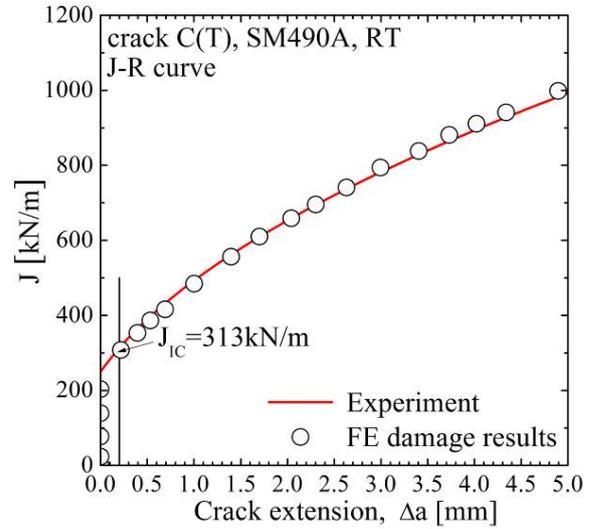


Fig. 12 Comparison FE with experiment J-R curves

시편 형상과 하중 조건에 대칭성이 존재하여 해석의 편의를 위해 1/4 모델을 사용하였고, 3차원 1차요소(C3D8)를 사용하였다. 주요 균열부의 요소 크기를 0.2mm로 놓고, 실험 J-R 곡선에 부합하는 임계손상값(ω_c)을 도출하였다.

이때 ASTM E1820-11⁽¹³⁾에 따라 실제 실험 데이터의 유효구간에서의 근사식을 식 (6)과 같이 구하였다. 균열선단 둔화효과를 고려하기 위해 $\Delta a = 0.2\text{mm}$ 일 때 실험에서 도출된 재료과괴인성(J_{IC})과 같도록 그래프를 이동 시킨다.

$$J [kJ/m] = 422.01 \cdot \Delta a^{0.51} \quad (6)$$

이러한 절차를 통해 SM490A에 대하여 요소 크기 0.2mm일 때의 임계손상값(ω_c)은 0.75임을 도출하였다.

3.3 노치 C(T) 연성파손 모사

3.2절에서 노치 인장 실험과 C(T) 실험결과를 통해 구한 SM490A의 파손기준[식 (5)]과 요소 크기 0.2 mm일 때의 임계손상값(ω_c)이 0.75임을 이용하여 노치 C(T) 실험을 묘사하였다. 2절에서 연구를 수행한 노치반경 R=0.25, 0.5, 0.75, 1 mm 총 4가지의 노치 C(T) 시편에 대하여 유한요소 해석을 진행하였으며, 그 형상과 유한요소 모델은 Fig. 11과 같다. 노치의 효과를 보기 위하여 균열 C(T)에서 균열 선단 형상만 노치로 변환을 하였으며 동일한 파손 기준을 위하여 균열 면의 요소 크기를 0.2 mm로 설정하였다. 이로부터 도출된 균열 및 노치 C(T) J-R 곡선은 Fig. 13과 같다.

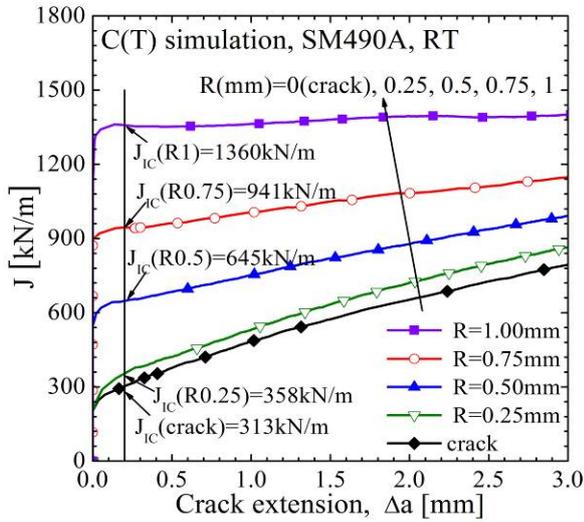


Fig. 13 FE analysis results of crack and notch C(T) fracture test J-R curves

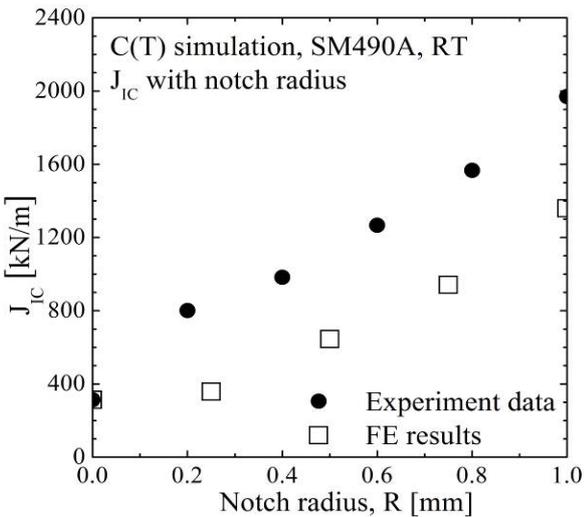


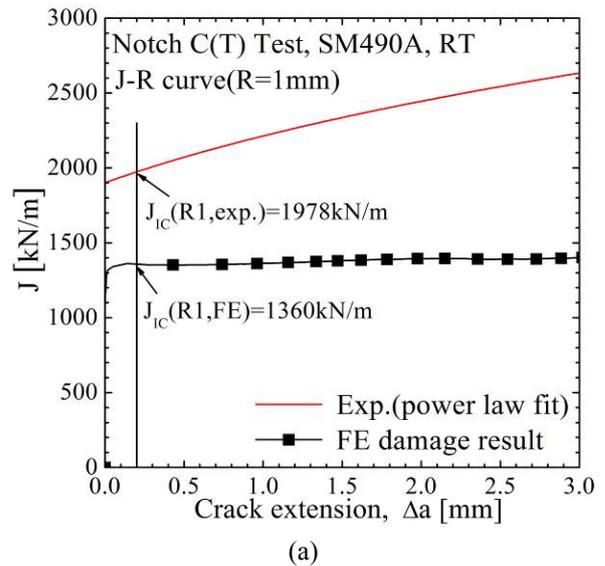
Fig. 14 Comparison experiment data with FE simulation results⁽¹⁵⁾

파괴인성(J_{IC}) 도출 시 균열 C(T)에서와 같이 $\Delta a=0.2\text{mm}$ 일 때의 J 값을 기준으로 하였다.⁽¹⁴⁾ 그 결과 균열일 때 반해 노치반경이 커질수록 파괴인성(J_{IC})의 값이 증가함을 알 수 있었다. Fig. 14에 노치 크기가 커짐에 따른 파괴인성(J_{IC})의 변화추이를 나타내었다. 유한요소 해석 결과 실제 실험에 비해 낮은 J_{IC} 가 도출이 되는 것을 알 수 있었다. 하지만 실제 실험과 유한요소 해석 둘 다 노치반경에 따라 재료 파괴인성 (J_{IC})가 증가하는 경향을 확인할 수 있었다.

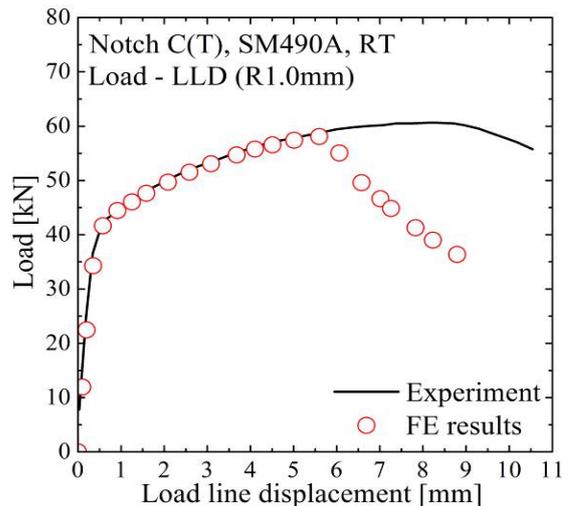
Table 1에 노치 반경에 따른 파괴인성의(J_{IC})의 결과를 정리하였다. 또한 2절에서 수행한 균열 구조물의 에너지해방률 결과로부터 에너지해방률(J)

Table 1 Results of JIC from FE analysis and crack propagation load with notch radius R

R [mm]	J_{IC} [kN/m]	$P_{ini.ten.}$ [kN]	$P_{ini.ten.}/P_{L.ten.}$	$P_{ini.bend.}$ [Nm]	$P_{ini.bend.}/P_{L.bend.}$
0	313	166.1	1.31	856.3	1.14
0.25	358	168.3	1.33	875.2	1.18
0.50	645	187.2	1.48	982.8	1.32
0.75	941	199.5	1.58	1052.2	1.42
1.00	1360	211.3	1.67	1119.9	1.52



(a)



(b)

Fig. 15 Comparison FE results with experiment for R=1mm notch C(T): (a) J-R curve, (b) Load-load line displacement

이 J_{IC} 가 될 때의 하중을 구하였다. 결함의 에너지해방률(J)이 재료파괴인성(J_{IC})과 같을 때에 균열이

진전한다. 따라서 이때의 하중은 균열진전하중(P_{ini})으로 볼 수 있으며 이를 한계하중(P_L)과의 비로 나타내었다. 이러한 결과로부터 $R=0, 0.25, 0.5, 0.75, 1\text{mm}$ 로 노치 반경이 증가함에 따라 균열진전 저항상이 크다는 것을 알 수 있었다.

3.4 노치 J-R 곡선에 대한 고찰

기존 수행된 $R=1\text{mm}$ 노치 C(T) 실험 J-R곡선과⁽¹⁵⁾ 연성파손 모사를 통한 노치 C(T) 결과를 비교해 봄으로써 Fig. 13의 J-R곡선을 검토해 보았다. Fig. 14에 실험과 유한요소 시뮬레이션 J-R곡선을 각각 나타내었다. 실제 실험결과 대비 유한요소 해석 J-R곡선이 아래쪽에 위치하여 보수적인 결과가 도출되었다[Fig. 14(a)]. 이는 유한요소로부터 나온 하중-변위의 하중이 실험에 비해 먼저 강하되는 현상에서 비롯된다[Fig. 14(b)].

이러한 원인은 측면 홈, 그림부 등 정확한 시편 형상을 알지 못하는데 그 첫 번째 원인이 있다. 두 번째로 균열과 노치 C(T)의 손상요소의 차이가 존재한다. 균열 C(T)는 손상요소가 시편 아랫면에 추가되어 완벽한 정육각형인 반면 노치의 경우 노치반경에 의해 찌그러진 손상요소를 지닌다.

이러한 이유들로 인해 실험과 다소 상이한 결과가 도출이 되었고, 이런 문제점을 보완하여 노치 구조물의 정확한 손상해석기법을 개발하는 것이 추후 과제가 될 것이다.

4. 결 론

노치 결함의 파괴역학적 평가를 위해 중앙과 모서리부에 균열, 노치 결함이 내재된 모델을 선정하고 각각 인장하중과 굽힘하중을 가하여 연구를 진행하였다. 파괴역학적 평가를 위해 유한요소 해석을 통해 $R=0, 0.25, 0.5, 0.75, 1\text{mm}$ 인 5가지 경우에 대해 한계하중 평가와 J-적분을 수행하였다.

한계하중의 인장 하중이 작용하는 경우 노치 반경에 따른 변화가 없이 모두 동일하였다. 굽힘하중이 작용하는 경우에는 노치 반경이 커질수록 한계하중이 감소하였지만 그 오차가 약 1, 2%로 매우 작은 것을 알 수 있었다. J-적분 결과 균열에 비해 노치의 경우 동일 하중에서의 에너지해방률(J)이 더욱 큰 것을 알 수 있었다.

따라서 정확한 노치결함 파괴역학적 평가를 수행하기 위해 노치 파괴인성(J_{IC})을 도출하기 위해 가상 실험인 유한요소 연성파손 모사기법을 이용하여 노치 C(T)에서 J-R곡선을 도출 하였다.

SM490A의 노치인장실험을 바탕으로 파손기준

정립하였으며, C(T)실험을 바탕으로 요소 크기 0.2mm일 때의 임계손상값(ω_c)을 도출하였다.

연성파괴 모사로부터 얻어진 J-R 곡선을 바탕으로 $\Delta a=0.2\text{mm}$ 일 때의 값을 파괴인성(J_{IC})으로 고려하였고 노치의 크기가 커질수록 J_{IC} 는 커지는 양상을 나타내었다.

인장이 작용하는 균열 평판을 대상으로 파괴역학적 평가를 한 결과, 노치의 반경이 커짐에 따라 동일 하중에서의 에너지해방률(J)의 값이 크게 나타났다. 하지만 노치크기 증가에 따른 파괴인성(J_{IC})의 증가가 더욱더 크다는 것을 알 수 있었다. 이를 바탕으로 노치 반경이 커질수록 균열진전 저항성이 더욱 증가함을 도출하였다.

후 기

이 논문은 2013년도 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구 과제입니다. (NRF-2013M2B2B1075733)

이 논문은 2013년도 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구 과제입니다. (NRF-2013M2A8A1040924)

이 논문은 2014년도 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업입니다. (NRF-2013M2A7A1076396)

참고문헌

(References)

- (1) Lee, D. Y., Park, H. B., Bae, K. H. and Kim, Y. J., 2014, "Limit Load Analysis for Circumferential Pipe Weld with Notch Type Flaw," *Trans. of the KSME Spring conference*, Vol. 4, pp. 283~284.
- (2) Bond, S., 2003, "Corrosion of Welded Components in Marine Environments," *Prevention and Management of Marine Corrosion*, TWI.
- (3) Kamaya, M., 2012, "A Stress-based Criterion for Ductile Crack Initiation of Pre-strained Carbon Steel," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 96, pp. 461~479.
- (4) British Energy Generation Ltd., 2010, "Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects," *R6 Revision 4*.
- (5) McClintock, F. A., 1968, "A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes," *Journal of Applied Mechanics* Vol. 35, No. 2, pp. 363~371.
- (6) Rice, J. R. and Tracey, D. M., 1969, "On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 17, No. 3, pp. 201~217.

- (7) Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C., 1976, "On the Mechanisms of Ductile Failure in High-strength Steels Subjected to Multi-axial Stress-states," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* Vol. 24, No. 2-3, pp. 147~160.
- (8) Arndt, J. and Dahl, W., 1997, "Effect of Void Growth and Shape on the Initiation of Ductile Failure of Steels," *Computational Materials Science*, Vol. 9, No. 1-2, pp. 1~6.
- (9) Kanvinde, A. and Deierlein, G., 2006, "The Void Growth Model and the Stress Modified Critical Strain Model to Predict Ductile Fracture in Structural Steels," *Journal of Structural Engineering*, Vol. 132, No. 12, pp. 1907~1918.
- (10) Abaqus 6.13, Analysis User's Manual, Dassault Systemes Simulia Corp., Providence, RI, 2013.
- (11) Jeon, J. Y., Kim, N. H. and Kim, Y. J., 2012, "Finite Element Damage Analysis for Cast Stainless Steel (CF8M) Material Considering Variance in Experimental Data," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 36, pp. 769~776.
- (12) ASTM E1820-11e1: Standard Test Method for Measurement for Fracture Toughness.2006, *American Society of Testing and Materials*.
- (13) ESIS P2-92: ESIS Procedure for Determining the Fracture Behaviour of Materials; 1992, "*European Structural Integrity Society*," pp. 28~A7.2.
- (14) Kamaya, M., 2013, "Estimation of Elastic-plastic Fracture Toughness by Numerical Simulation Based on a Stress-based Criterion for Ductile Crack Initiation," *International Journal of pressure Vessels and Piping*, Vol. 117~118, pp. 2~8.