

<학술논문>

DOI <http://dx.doi.org/10.3795/KSME-A.2016.40.6.539>

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

C(T) 시편 측면 홈 유무에 따른 파괴저항곡선 변화가 유한요소 손상모델 변수 결정에 미치는 영향 평가

김훈태* · 류호완* · 김윤재*† · 김종성** · 최명락*** · 김진원***

* 고려대학교 기계공학과, ** 세종대학교 원자력공학과, *** 조선대학교 원자력공학과

Evaluation of the Effect of Fracture Resistance Curve Change Owing to the Presence or Absence of Side Groove in C(T) Specimen on Finite Element Failure Model Parameter Determination

Hune-Tae Kim*, Ho-Wan Ryu*, Yun-Jae Kim*†, Jong-Sung Kim**, Myung-Rak Choi***
and Jin-Weon Kim***

* Dept. of Mechanical Engineering, Korea Univ.

** Dept. of Nuclear Engineering, Sejong Univ.

*** Dept. of Nuclear Energy Engineering, Chosun Univ.

(Received June 14, 2015 ; Revised April 7, 2016 ; Accepted April 11, 2016)

Key Words: Finite Element Analysis(유한요소해석), Damage Simulation(손상모사), Stress-Modified Fracture Strain Model(수정 응력 파괴변형률 모델), J-R Fracture Toughness Test(J-R 파괴인성시험), Side Groove(측면 홈)

초록: 본 연구에서는 C(T) 시편 측면 홈의 유무에 따른 J-R 곡선의 변화가 유한요소 손상해석의 모델변수 결정에 미치는 영향을 알아보았다. 손상해석은 수정 응력 파괴변형률 모델을 이용하였다. C(T) 시편은 SA508 Gr. 1a 배관재에서 채취하였고 일부에 측면 홈이 가공되었다. 시험은 상온과 원전 운전 온도인 316°C에서 각각 수행되었으며, 시험 결과 얻은 J-R 곡선을 모사하여 손상모델 변수를 얻었다. 그 결과, 측면 홈의 유무에 따른 J-R 곡선의 변화는 손상모델 변수 결정에 영향을 주지 않음을 확인하였다.

Abstract: In this paper, the effect of J-R curve changes on the determination of parameters in a failure model owing to the presence or absence of a side groove in a C(T) specimen is investigated. A stress-modified fracture strain model is implemented for FE damage simulations. C(T) specimens were taken from SA508 grade 1a low-alloy steel piping material, and some of them were processed with a side groove. Fracture toughness tests were performed at room temperature and at 316°C. The parameters of the failure model were determined by damage simulations using the J-R curves obtained from the tests. Finally, the results show that the determination of failure model parameters is not affected by variations in J-R curves owing to the presence or absence of a side groove.

- 기호설명 -

YS, UTS : 항복강도, 인장강도
UE, TE : 균일 연신율, 총 연신율
RA : 단면 수축률
COD : 균열 열립 변위
W : C(T) 시편의 폭

B_N : 균열 부분에서 시편의 두께
 $a_0, \Delta a$: 초기 균열 길이, 균열 진전량
LLD : 하중선 변위
 σ_m, σ_e : 정수압응력, 등가응력
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 주응력
 ε_f : 파괴변형률
 $\Delta\omega(\sum\Delta\omega)$: 소성변형에 의한 (누적) 손상값
 $\Delta\varepsilon_e^p$: 등가 소성 변형률의 증가량
 ω_c : 임계손상값

† Corresponding Author, kimy0308@korea.ac.kr

© 2016 The Korean Society of Mechanical Engineers

$J_{0.2}$: $\Delta a = 0.2mm$ 에서의 J-적분값

1. 서 론

균열배관의 파손거동 평가 시 파괴역학적 방법을 사용하면 보수적인 결과를 얻는다. 가장 정확한 방법은 실제 배관에 대해 시험을 하는 것이지만 여기에는 시간과 비용이 많이 소모된다. 유한요소 손상해석은 시험에 비해 하중과 경계 조건 등을 쉽게 바꿀 수 있고, 다양한 조건에 대해 경제적이고 효율적으로 결과를 얻을 수 있다. 이러한 장점 때문에 최근에는 유한요소 손상해석을 이용한 연구가 활발히 진행되고 있다.⁽¹⁾

배관의 평가에는 배관 재료의 인장물성과 J-R 곡선 등이 필요하다. 그런데 J-R 파괴인성시험에는 측면 홈이 가공된 C(T) 시편이 많이 사용되고 있다. 측면 홈이 가공되지 않은 C(T) 시편은 터널링 현상이 발생하여 균열 진전량(Δa)을 정확하게 측정하기 어렵기 때문이다. 한편, 측면 홈이 가공된 C(T) 시편을 사용하여 J-R 파괴인성시험을 하면 측면 홈이 가공되지 않은 시편에 비해 보수적인 결과를 얻는다.⁽²⁾ 이를 이용하여 배관을 평가하면 지나치게 보수적인 결과를 얻을 수 있다. 그래서 어떤 C(T) 시편을 이용한 시험 결과를 배관 평가에 적용할 것인지 결정하는 것이 필요하다.

유한요소 손상해석을 이용하여 배관을 평가할 때에는 C(T) 시편으로부터 얻은 J-R 곡선이 중요하다. J-R 파괴인성시험을 모사하여 얻은 손상기준이 최종적으로 배관 해석에 사용되기 때문이다. J-R 곡선은 측면 홈의 유무에 따라 달라지므로 이때 손상기준도 달라지는지 알아볼 필요가 있다. 본 연구에서는 이를 확인하기 위해 수정 응력 파괴변형률 모델⁽³⁻⁷⁾에 기반을 둔 유한요소 손상해석을 이용하였다. 이 모델은 파괴가 발생하는 국부적인 영역에서의 연성파괴 현상을 다루는 국부접근법에 속한다. C(T) 시편에 측면 홈이 있는 경우와 없는 경우 각각에 대해 손상기준을 결정하였다. 그 결과를 서로 비교하여 측면 홈이 손상기준에 어떤 영향을 주는지 알아보았다. 손상기준 결정에는 조선대에서 수행한 인장시험과 파괴인성시험 결과를 이용하였다.⁽⁸⁾

2. 시험 결과

본 연구에서는 국내 원전의 주냉각재배관에 사용되고 있는 SA508 Gr. 1a 저합금강 배관재에 대한 시험 결과를 사용하였다. 시험은 인장시험과 J-R

Table 1 Chemical composition of SA508 Gr.1a piping material used in the experiment

C	Mn	P	S	Si	Ni
0.223	1.27	0.009	0.0047	0.225	0.242
Cr	Mo	V	Al	Cu	
0.118	0.026	0.003	0.024	0.200	

Table 2 Summary of tensile properties about SA508 Gr. 1a piping material

Temp. [°C]	YS [MPa]	UTS [MPa]	UE [%]	TE [%]	RA [%]
RT	361.3	543.6	18.3	36.0	74.9
316°C	232.4	537.5	17.5	32.5	71.9

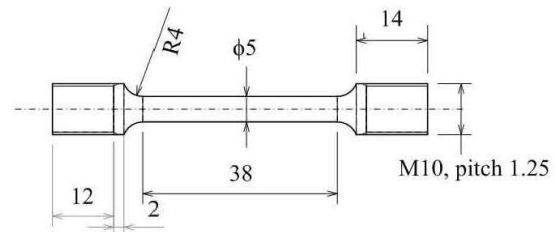


Fig. 1 Schematic illustration of smooth bar tensile specimen

파괴인성시험이 수행되었다. 두 시험 모두 상온과 원전 운전 온도인 316°C에서 각각 수행되었다. 재료성적서에 제시된 SA508 Gr. 1a 저합금강 배관재의 화학조성은 Table 1과 같다.

2.1 인장시험

인장시험에는 Fig. 1에 나타난 것과 같이 ASTM E8에 따라 설계된 직경이 5mm이고 게이지 길이가 25mm인 봉상시편이 사용되었다.⁽⁹⁾ 인장시편은 인장방향의 배관의 길이방향과 일치하도록 채취하였다. Fig. 2는 인장시험 결과로 얻은 공칭응력-공칭변형률 곡선이다. 시험을 통해 얻은 인장물성을 Table 2에 정리하였다.

2.2 파괴인성시험

J-R 파괴인성시험에는 ASTM E1820에 따른 두께가 25.4mm인 표준 C(T) 시편이 사용되었다. 시편 중 일부는 양쪽 측면에 두께의 10%에 해당하는 깊이의 V-홈(60°)을 가공하였고, 일부는 측면 홈을 가공하지 않은 채로 시험을 수행하였다. 시험에 COD 게이지를 사용하여 시편의 하중선 변위(load-line displacement)를 측정하였고, 직류전위차법(d-c potential drop)을 적용하여 균열진전길이를 측정하

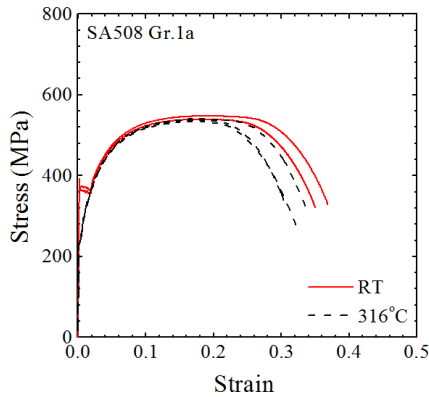


Fig. 2 Engineering stress-strain curves obtained from smooth bar tensile tests for two different temperatures

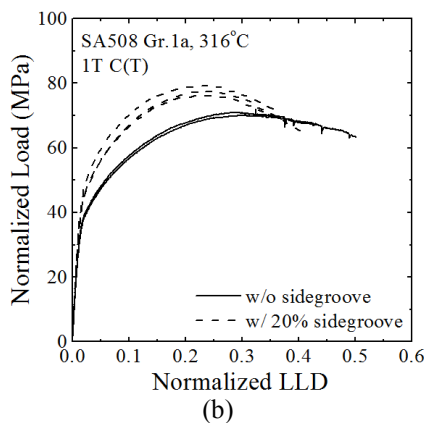
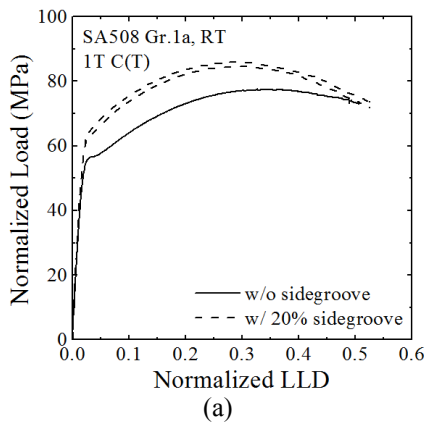


Fig. 3 Normalized load versus load line displacement curves for 1T C(T) standard specimen at (a) room temperature (RT) and (b) elevated temperature (316°C)

였다.⁽⁸⁾ Fig. 3과 Fig. 4는 이렇게 얻은 하중-하중선 변위 곡선과 J-R 곡선을 각각 나타낸 것이다. Fig. 3에서 하중은 $(W - a_0)B_N$ 으로 정규화되었고, 하중선 변위는 $(W - a_0)$ 로 정규화되었다. 여기서 W는 C(T) 시편의 폭이고, a_0 는 초기 균열 길이이다. B_N

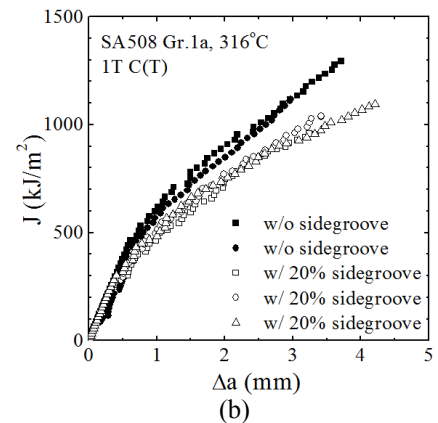
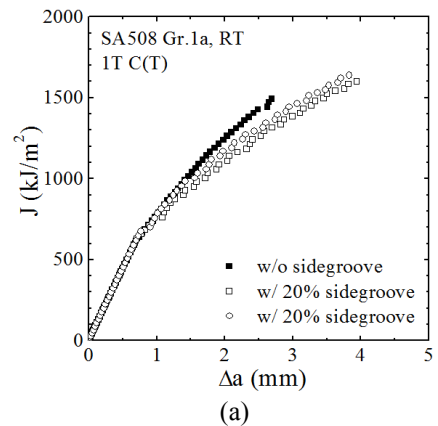


Fig. 4 J-R curves for 1T C(T) standard specimen at (a) room temperature (RT) and (b) elevated temperature (316°C)

은 균열 부분에서 시편의 두께인데, C(T) 시편에서 측면 홈이 가공되지 않은 경우는 25.4mm이고, 측면 홈이 가공된 경우는 20.32mm이다.⁽¹⁰⁾ 따라서 하중과 하중선 변위는 시험 전 시편을 기준으로 균열 부분의 남은 면적과 남은 길이로 각각 정규화된 것이다.

3. 손상 모델 결정

3.1 손상 모델

본 연구에서는 연성 파손을 모사하기 위해 수정 응력 파괴변형률 모델을 사용하였다.^(11,12) 수정 응력 파괴변형률 모델은 연성파괴에 대한 파괴변형률이 응력 상태에 의존한다는 개념^(3,4)에 기초를 둔다. 연성파괴변형률 모델에 의하면, Dimple 파손에 대한 파괴변형률은 삼축응력과 밀접한 관계가 있다고 알려져 있다.^(3-5,13,14) 삼축응력(h)은 다음과 같이 정의된다.

$$h = \frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \quad (1)$$

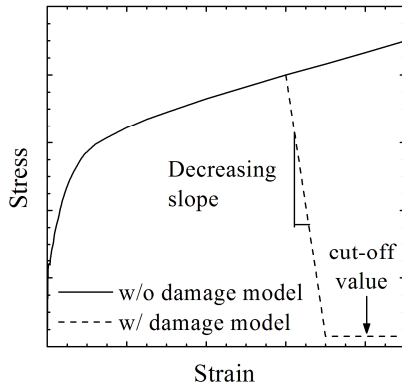


Fig. 5 Schematic illustration of ductile failure simulation using stress relaxation⁽¹²⁾

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2} \{ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \}} \quad (2)$$

여기서 $\sigma_i (i=1-3)$ 는 주응력을 의미한다.

삼축응력과 파괴변형률 사이의 관계는 다음과 같이 지수함수로 표현할 수 있다.^(3,5,13,14)

$$\varepsilon_f = A \times \exp \left(-C \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e} \right) + B \quad (3)$$

여기서 A, B, C는 재료 상수이다. 이렇게 삼축응력과 파괴변형률 사이의 관계가 결정되면 식 (4)와 같이 소성변형에 의한 손상값($\Delta\omega$)을 계산할 수 있다.

$$\Delta\omega = \frac{\Delta\varepsilon_e^p}{\varepsilon_f} \quad (4)$$

여기서 $\Delta\varepsilon_e^p$ 는 유한요소해석으로 계산된 등가소성 변형률의 증가량이다. 누적 손상값($\omega = \sum \Delta\omega$) 이 임계손상값(ω_c)에 도달하면 연성파괴를 국부적으로 가정하고, Fig. 5에 나타낸 것과 같이 유한요소의 적분점에서의 응력 값을 강제로 낮춰 줌으로써 균열 진전을 모사한다. 이렇게 응력 값을 강제로 낮출 때 응력을 0으로 만들면 수치적인 문제가 발생할 수 있다. 그런데 기존 연구에 따르면 기울기가 1/5000(변형률이 0.1 증가할 때 응력이 500MPa 감소)보다 작고, 낮춰준 응력 값(cut-off value)이 50MPa보다 작으면 기울기와 cut-off value에 따른 해석 결과의 민감도가 작아진다.⁽¹²⁾ 따라서 기울기와 cut-off value로 각각 1/5000과 10MPa를 사용하였다. 본 연구에서는 상용 프로그램인 ABAQUS의 user subroutine을 이용하여 이를 구현하였다.⁽¹⁵⁾

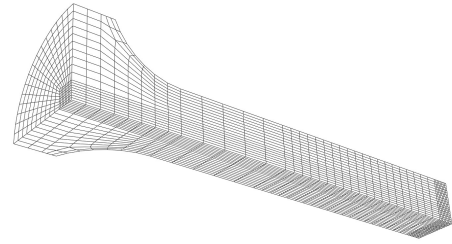


Fig. 6 FE mesh of the tensile test specimen

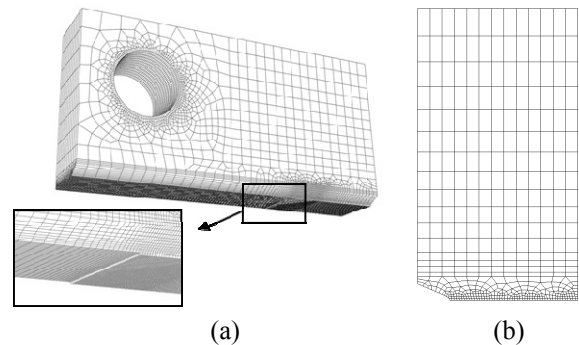


Fig. 7 Typical FE mesh of C(T) specimen with 20% side groove; (a) entire specimen with magnified view of cracked section and (b) side view of specimen

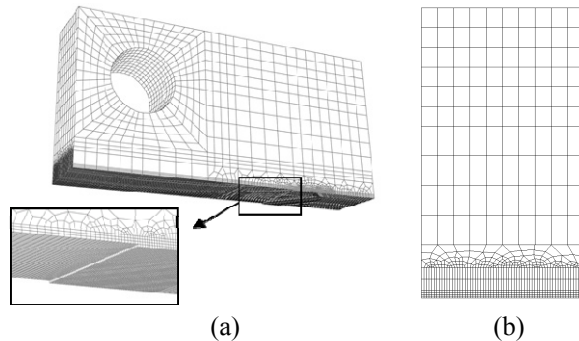


Fig. 8 Typical FE mesh of C(T) specimen without side groove; (a) entire specimen with magnified view of cracked section and (b) side view of specimen

3.2 유한요소망

수정 응력 파괴변형률 모델을 적용하여 손상 기준을 결정하기 위해 인장시편과 C(T) 시편을 모델링하였다.

Fig. 6은 인장시편의 유한요소 모델이며, 대칭 조건을 고려하여 1/8 모델을 사용하였다. 인장시편 모델은 요소의 개수가 약 9,200개이며, 3차원 1차 요소(C3D8)를 사용하였고, 대변형 해석(ABAQUS에서 NLGEOM 옵션)이 수행되었다.⁽¹⁵⁾

Fig. 7과 8은 C(T) 시편의 유한요소 모델이며, 대칭조건을 고려하여 각각 1/4 모델이 사용되었다. Fig. 7은 두께의 20% 깊이만큼 측면 홈이 있는 시

편의 모델이고 Fig. 8은 측면 홈이 없는 시편 모델이다. 두 그림에서 (a)는 모델의 전체적인 형상이고 균열 부분을 확대한 것이며 (b)는 모델을 측면에서 본 것으로, 측면홈의 유무에 따른 차이를 보여준다. 측면 홈이 있는 시편 모델과 측면 홈이 없는 시편 모델에는 3차원 1차 요소가 각각 약 38,000개와 약 48,700개 사용되었고, 대변형 해석이 수행되었다. 균열부분에는 크기(8절점 정육면체 요소 한 모서리의 길이)가 0.2mm인 요소가 균일하게 배치되었다.

3.3 연성파손 모사

식 (3)으로 주어진 손상기준을 결정하기 위해서는 적어도 세 개의 시험 결과가 필요하다. 그런데 이 중 상수 C는 Rice와 Tracey의 제안에 따라 식 (5)와 같이 1.5로 정하였다.⁽⁴⁾

$$\epsilon_f = A \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + B \quad (5)$$

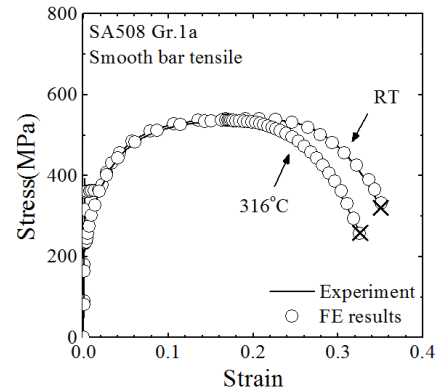
나머지 두 개의 상수 A, B를 결정하기 위해 인장 시험과 노치 인장시험을 사용할 수 있지만,^(11,12) 재료시험에서 노치 인장시험은 수행하지 않는 경우가 많다. 이러한 경우에는 균열거동 특성을 나타내는 파괴인성시험의 J-R 곡선을 이용할 수 있다.

3.3.1 인장시험 모사

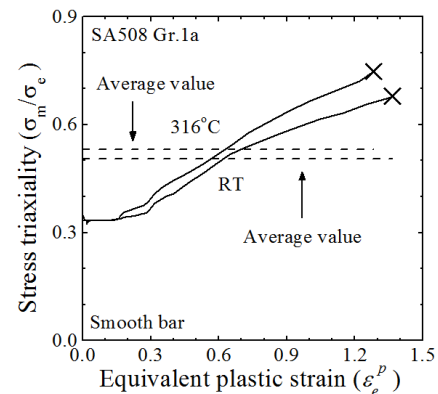
노치 인장시험이 수행되지 않은 경우 우선 삼축 응력에 따른 파괴변형률 정보 중 한 점은 인장시험 모사를 통해 얻는다. 인장시험의 진응력-진변형률 인장물성을 사용하여 유한요소해석을 통해 공칭응력-공칭변형률 곡선을 모사한다. Fig. 9(a)는 인장시험 모사 결과로 얻은 공칭응력-공칭변형률 곡 선이고, Fig. 9(b)는 네킹이 발생하는 단면부의 중앙에서 삼축응력에 따른 등가소성변형률을 그린 것이다. Fig. 9(b)에서 파단이 일어날 때 까지의 삼축응력에 따른 등가소성변형률의 평균을 얻는다. 이렇게 얻은 평균값과 파단이 일어나는 시점에서의 삼축응력을 손상기준 결정에 사용한다.⁽¹⁶⁾ 이 경우 삼축응력과 평균 등가소성변형률은 상온에서 각각 0.505와 1.366이고, 316°C에서 각각 0.531과 1.284이다.

3.3.2 파괴인성시험 모사

손상기준 결정을 위한 나머지 정보는 C(T) 시편에 대한 파괴인성시험을 유한요소 손상해석을 통해 모사하여 얻는다. 파괴인성시험으로부터 얻은 균열진전량(Δa)에 따른 J는 산포가 존재하므로 유한요소 해석 결과와 정확히 비교하기 위해서 시험



(a)



(b)

Fig. 9 The results of tensile test simulation; (a) Engineering stress-strain curve and (b) variation of stress triaxiality with equivalent plastic strain at the center of the specimen

결과를 power law fit한다. 이 때 균열의 둔화 (blunting)를 배제하기 위해 ASTM E1820에 따라 시험결과 중 유효한 범위에 있는 값만을 사용한다.⁽¹⁰⁾

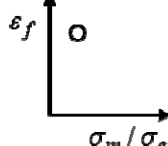
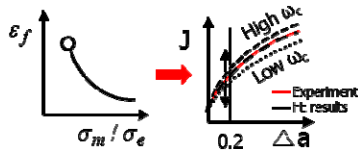
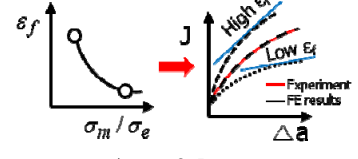
파괴인성시험 모사 과정은 다음과 같다. 우선 식 (5)에서 상수 B를 0으로 놓고 3.3.1에서 설명한 것과 같이 인장시험 모사를 통해 얻은 한 점을 대입하여 나머지 상수 A를 얻는다. 이렇게 얻은 손상기준은 상온과 316°C에 대해 각각 식 (6), 식 (7)과 같다.

$$\epsilon_f = 2.9108 \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) \quad (6)$$

$$\epsilon_f = 2.84775 \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) \quad (7)$$

이 손상기준으로 유한요소 손상해석을 하여 $J_{0.2}$ (균열 진전량이 0.2mm일 때의 J)를 가장 잘 예측

Table 3 Summary of the procedures for determining the failure model parameters.

<p>① Tensile test simulation</p>	
<p>② Fracture toughness test simulation</p>	
<p>(1)</p>	<p style="text-align: center;">$\epsilon_f = A \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right)$</p>  <p>Find ω_c value again to match $J_{0.2}$ of J-R curve</p>
<p>(2)</p>	<p style="text-align: center;">$\epsilon_f = A \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + B$</p>  <p>Find ϵ_f at $\sigma_m/\sigma_e = 2.5$ to match the slope of J-R curve</p>
<p>(3)</p>	<p>Find ω_c value again to match $J_{0.2}$ of J-R curve (if necessary)</p>
<p>(4)</p>	<p>Find ϵ_f at $\sigma_m/\sigma_e = 2.5$ again to match the slope of J-R curve (if necessary)</p>
<p>(5)</p>	<p>Repeat (3) and (4) to match $J_{0.2}$ and slope of J-R curve at the same time</p>

하는 임계손상값(ω_c)을 결정한다. 임계손상값은 J-R 곡선의 y축 방향 평행이동과 관련이 있다. 이렇게 결정한 임계손상값을 고정하고, J-R 곡선 후반부의 기울기를 모사한다. 이 때 Prandtl 필드⁽¹⁷⁾에서 삼축응력의 이론적인 최대값 2.5인 지점에서의 파괴변형률을 적절히 가정하여 식 (5)에 의한 손상기준을 결정하고, 이 기준으로 다시 유한요소 손상해석을 수행한다. 삼축응력 2.5에서의 파괴변형률 값은 J-R 곡선의 후반부 기울기와 관련이 있는데, 이 값을 조금씩 변화시키면서 J-R 곡선의 후반부 기울기를 잘 모사하도록 하는 손상기준을 찾는다. 그런데 이 때 두 가지 매개변수인 임계손상값과 삼축응력 2.5에서의 파괴변형률이 서로 상호작용을 하여 J-R 곡선에 미세한 영향을 미친다. 따라서 J-R 곡선의 후반부 기울기를 모사하는 과정에서 $J_{0.2}$ 가 바뀐다면 다시 $J_{0.2}$ 가 맞도록 임계손

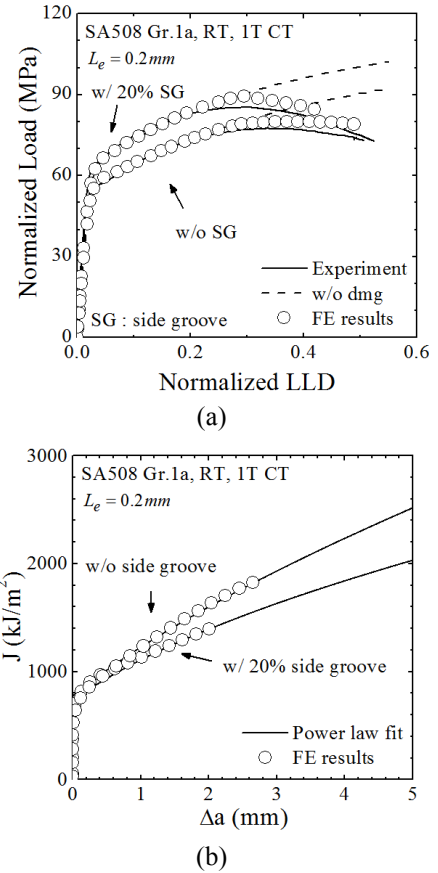


Fig. 10 FE analysis results of J-R fracture toughness test for room temperature (RT); (a) Normalized Load-LLD and (b) J-R curves

상값을 미세하게 조정한다. 마찬가지로 이 과정에서 임계손상값의 변화에 의해 J-R 곡선의 후반부 기울기가 바뀐다면 다시 삼축응력 2.5에서의 파괴변형률을 조정함으로써 후반부 기울기를 모사한다. 이런 과정을 반복하여 최종적으로 $\Delta a = 0.2mm$ 에서 $\Delta a_{max}^{(10)}$ 까지 J-R 곡선을 가장 잘 모사하는 손상기준과 임계손상값을 결정한다. 측면 홈의 유무와 온도에 따라 같은 과정을 반복하여 각 조건에 대한 손상기준을 얻는다. Table 3은 이 과정을 간략하게 표로 나타낸 것이다.

3.3.3 파손 모사 결과

C(T) 시편에 측면 홈이 있는 경우와 없는 경우 각각에 대해 상온과 316°C 두 온도에서 J-R 파괴인성시험을 모사하여 손상기준을 결정하였다. Fig. 10과 Fig. 11은 각각 상온과 316°C에서 J-R 파괴인성시험을 모사한 결과이다. Fig. 10(a)와 Fig. 11(a)는 하중-하중선 변위 곡선이고 Fig. 10(b)와 Fig. 11(b)는 J-R 곡선이다. 하중-하중선 변위 곡선은 시험 결과와 같은 방법으로 정규화되었다.

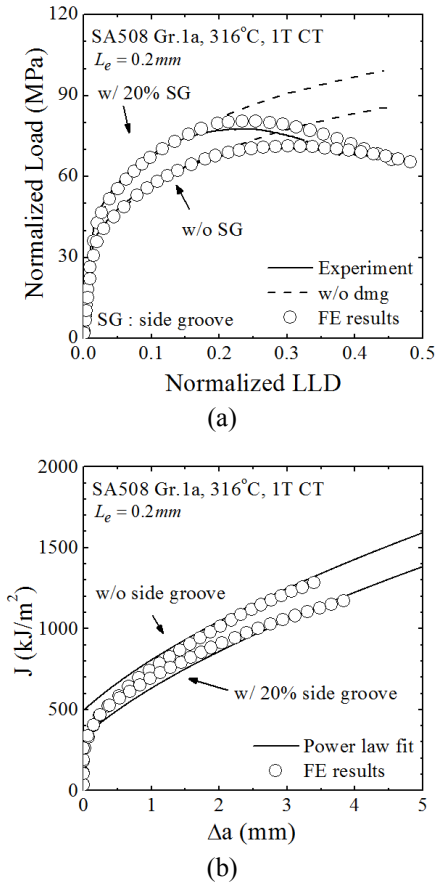


Fig. 11 FE analysis results of J-R fracture toughness test for 316°C; (a) Normalized Load-LLD and (b) J-R curves

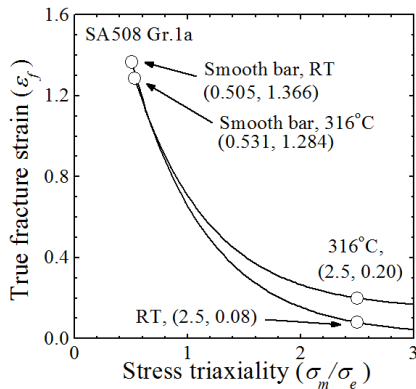


Fig. 12 Determined multi-axial fracture strain locus for failure criterion

각각의 경우에 대해 J-R 파괴인성시험을 잘 모사하는 손상기준을 다음과 같이 구하였다. 상온의 경우, 측면 홈이 있는 경우와 없는 경우 모두 삼축응력 2.5에서의 파괴변형률이 0.08이고 이때 임계손상값은 $\omega_c = 1.41$ 이다. 3.3.1에서 얻은 점 (0.505, 1.366)과 여기서 얻은 점 (2.5, 0.08)을 식 (5)에 대입하여 얻은 손상기준은 식 (8)과 같다.

$$\epsilon_f = 2.88489 \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + 0.01215 \quad (8)$$

316°C의 경우 측면 홈이 있는 경우와 없는 경우 모두 삼축응력 2.5에서의 파괴변형률이 0.20이고 이때 임계손상값은 $\omega_c = 0.78$ 이다. 상온과 마찬가지로 3.3.1에서 얻은 점 (0.531, 1.284)와 여기서 얻은 점 (2.5, 0.20)을 식 (5)에 대입하여 얻은 손상기준은 식 (9)와 같다.

$$\epsilon_f = 2.53643 \times \exp\left(-1.5 \times \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + 0.14035 \quad (9)$$

Fig. 12는 위의 두 손상기준식 식 (8)과 식 (9)를 그린 것이다. 그림에서 두 온도에 대해 ‘Smooth bar’로 표시되어 있는 왼쪽 위의 점이 인장시험 모사를 통해 얻은 점이고 오른쪽 아래에 있는 점이 삼축응력 2.5에서의 파괴변형률이다. Fig. 10과 11, 식 (8)과 (9)에서 알 수 있듯이 각각의 온도에서 측면 홈이 있는 경우와 없는 경우 모두 같은 손상기준을 얻었다.

4. 결론

본 연구에서는 SA508 Gr. 1a 배관재에서 추출한 시편에 대한 시험을 유한요소해석을 통해 모사하여 손상기준을 얻었다. 손상기준 결정 결과, 두 온도에서 모두 측면 홈이 있는 경우와 없는 경우에 대해 같은 손상기준을 얻었다. 이는 수정 응력 파괴변형률 모델을 이용하여 손상기준을 결정 할 때 측면 홈의 유무가 영향을 주지 않는다는 것을 의미한다. 따라서 측면 홈의 유무에 관계없이 어떤 C(T) 시편에 대해 J-R 파괴인성시험을 수행하더라도 그 결과를 손상기준 결정에 이용할 수 있다. 또한 추후에 이 손상기준을 이용하여 배관 해석을 수행할 수 있다.

후기

본 연구는 2013년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다. (No. 20131520202170)

본 연구는 2014년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다. (No. 20141520100860)

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

참고문헌
(References)

- (1) Han, J. J., Bae, K. D., Kim, Y. J., Kim, J. H. and Kim, N. H., 2014, "Finite Element Based Multi-Scale Ductile Failure Simulation of Full-Scale Pipes with a Circumferential Crack in a Low Carbon Steel," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 38, No. 7, pp. 727~734.
- (2) Yasufumi, I. and Tomokazu, M., 1982, "Effect of Side Grooves on the Elastic-plastic Stress State of Fracture Toughness Specimens — Three-dimensional Finite Element Analysis," *Engineering Fracture Mechanics*, 16.5, pp. 659~668.
- (3) McClintock, F. A., 1968, "A Criterion of Ductile Fracture by the Growth of Holes," *Journal of Applied Mechanics*, 35.2, pp. 363~371.
- (4) 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*, 17.3, pp. 201~217.
- (5) Hancock, J. W. and Mackenzie, A. C., 1976, "On the Mechanisms of Ductile Failure in High-strength Steels Subject to Multi-axial Stress States," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 24.2-3, pp. 147~160.
- (6) Arndt, J. and Dahl, W., 1997, "Effect of Void Growth and Shape on the Initiation of Ductile Failure of Steels," *Computational materials science*, 9.1, pp. 1~6.
- (7) Kanvinde, A. M. and Deierlein, G. G., 2006, "The Void Growth Model and the Stress Modified Critical Strain Model to Predict Ductile Fracture in Structural Steels," *Journal of Structural Engineering*, 132.12, pp. 1907~1918.
- (8) Kim, J. W., Choi, M. R., Oh, Y. J., Park, H. B. and Kim, K. S., 2014, "Effects of Specimen Size and Side-groove on the Results of J-R Fracture Toughness Test for LBB Evaluation," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A*, Vol. 39, No. 7, pp. 729~736.
- (9) ASTM Standard E8/E8M, 2009, "Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials," ASTM International.
- (10) ASTM Standard E1820, 2011, "Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness," ASTM International.
- (11) Kim, N. H., Oh, C. S., Kim, Y. J., Yoon, K. B. and Ma, Y. H., 2011, "Comparison of Fracture Strain Based Ductile Failure Simulation with Experimental Results," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 88.10, pp. 434~447.
- (12) Oh, C. S., Kim, N. H., Kim, Y. J., Baek, J. H., Kim, Y. P. and Kim, W. S., 2010, "A Finite Element Ductile Failure Simulation Method Using Stress-modified Fracture Strain Model," *Engineering Fracture Mechanics*, 78.1, pp. 124~137.
- (13) Hancock, J. W. and Cowling, M. J., 1980, "Role of State of Stress in Crack-tip Failure Processes," *Metal Science*, 14.8-9, pp. 293~304.
- (14) Mackenzie, A. C., Hancock, J. W. and Brown, D. K., 1977, "On the Influence of State of Stress on Ductile Failure Initiation in High Strength Steels," *Engineering Fracture Mechanics*, 9.1, pp. 167~188.
- (15) Dassault Systemes, 2013, ABAQUS User's Manual, Version 6.13.
- (16) Oh, C. K., Kim, Y. J., Baek, J. H., Kim, Y. P. and Kim W. S., 2007, "Ductile Failure Analysis of API X65 Pipes with Notch-type Defects Using a Local Fracture Criterion," *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 84, No. 8, pp. 512~525.
- (17) Ewing, D. J. F. and Hill, R., 1967, "The Plastic Constraint of V-notched Tension Bars," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 15, No. 2, pp. 115~124.