Trans. Korean Soc. Mech. Eng. A, Vol. 38, No. 7, pp. 727~734, 2014

<학술논문>

DOI http://dx.doi.org/10.3795/KSME-A.2014.38.7.727

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

# 유한요소기반 다중스케일 연성파손모사 기법을 이용한 원주방향 균열이 존재하는 탄소강 실배관의 파손예측 및 검증<sup>§</sup>

한재준\*·배경동\*·김윤재\*<sup>+</sup>·김종현<sup>\*\*</sup>·김낙현<sup>\*\*\*</sup> \* 고려대학교 기계공학과, \*\* 한국전력기술 전력기술연구소, \*\*\* 한국원자력연구원 고속로설계부

## Finite Element Based Multi-Scale Ductile Failure Simulation of Full-Scale Pipes with a Circumferential Crack in a Low Carbon Steel

Jae-Jun Han<sup>\*</sup>, Kyung-Dong Bae<sup>\*</sup>, Yun-Jae Kim<sup>\*†</sup>, Jong-Hyun Kim<sup>\*\*</sup> and Nak-Hyun Kim<sup>\*\*\*</sup> \* Dept. of Mechanical Engineering, Korea Univ., \*\* Structural Integrity and Materials Dept., KEPCO E&C,

\*\*\* Fast Reactor Design Division, KAERI

(Received February 22, 2014; Revised May 23, 2014; Accepted May 28, 2014)

Key Words: Ductile Fracture(연성파괴), Full-scale Pipes(실배관), Virtual Testing Method(가상시험법), Finite Element Analysis(유한요소해석), Damage Simulation(손상모사), Element-size-dependent Critical Damage Model(요소크기의존성 임계손상모델)

초록: 본 논문은 유한요소 기반 다중스케일 연성파손모사 기법을 이용하여 결함이 존재하는 실배관의 파괴거동을 예측한다. 수정응력 파괴변형률 모델을 손상기준으로 선정하고 유한요소 손상해석을 통해 균열진전을 모사한다. 기준식의 결정에는 인장시험과 파괴인성시험 결과만이 요구되며 온도 288℃ SA333 Gr. 6 탄소강에 적용하여 결과를 제시하였다. 요소크기-의존성 임계손상모델을 도입하여 손상해석 의 수치해석적인 불안정성을 개선하였다. 본 연구에서 제안하는 가상시험법의 검증을 위해 미국 바텔 연구소에서 수행한 실배관 실험결과와 예측결과를 비교한다.

**Abstract**: This paper describes multi-scale based ductile fracture simulation using finite element (FE) damage analysis. The maximum and crack initiation loads of cracked components were predicted using proposed virtual testing method. To apply the local approach criteria for ductile fracture, stress-modified fracture strain model was adopted as the damage criteria with modified calibration technique that only requires tensile and fracture toughness test data. Element-size-dependent critical damage model is also introduced to apply the proposed ductile fracture simulation to large-scale components. The results of the simulation were compared with those of the tests on SA333 Gr. 6 full-scale pipes at 288°C, performed by the Battelle Memorial Institute.

- 기호설명 -	$\sigma_m$	: 정수압 응력, 식 (1)
$\omega_c$ : 임계 손상, 식 (3b) 또는 식 (4) $\Sigma \Delta \omega$ : 누적 손상, 식 (3b) 또는 식 (4) $\varepsilon_f$ : 파괴 변형률, 식 (1a) $\Delta \varepsilon_e^p$ : 등가 소성 변형률 증분, 식 (3a)	$\sigma_e$ $\sigma_m/\sigma_e$ $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ $\Delta a$ LLD a/t	<ul> <li>: 등가응력, 식 (1)</li> <li>: 삼축응력, 식 (1)</li> <li>: 주응력, 식 (1b)</li> <li>: 균열성장량</li> <li>: 하중점 변위</li> <li>: 배관두께에 대한 균열깊이 비</li> </ul>
<ul> <li>\$ 이 논문은 대한기계학회 2013 년도 학술대회(2013.12. 1820., 강원랜드) 발표논문임</li> <li>† Corresponding Author, kimy0308@korea.ac.kr</li> <li>© 2014 The Korean Society of Mechanical Engineers</li> </ul>	r/t θ/π P <sub>pred</sub> P <sub>exp</sub>	: 매관구께에 대한 매관평균반경 미 : 원주율에 대한 원주방향균열의 비 : 예측하중 : 실험 측정하중

## 1. 서 론

구조 건전성 평가 시에 평가 대상의 파괴거동을 이해하고 적합한 절차를 적용하는 것은 중요하며 이 과정에서 파괴역학적 해석을 위해 재료의 기계물성 확보는 필수적이다. 가장 확실한 방법은 실기시험을 통해 구조물이 사용되는 온도, 하중 및 그 외 환경조건을 동일하게 하여 결과를 얻는 방법이지만 원전 실기배관과 같이 규모가 큰 언급한 조건들을 구조물에는 앞서 유지하기가 어렵다. 또한, 실험장비의 규모도 시편에 비례 하므로 그에 따른 비용이 발생하며 많은 시간과 노력이 요구된다. 따라서 경우 대부분의 표준시편을 이용한 실험<sup>(1,2)</sup>을 수행하며, 이에 따른 불확실성 및 실구조물의 안전성 확보를 위해 지나치게 보수적인 안전률이 적용된다. 결과적으로 설계 또는 유지·보수과정에서 비효율적인 결과를 초래한다.

이러한 실기시험의 대안으로서 유한요소 손상해석을 이용한 가상시험법은 하중과 경계 조건의 변경이 용이하고 경제적으로도 효율적이다. 본 연구에서 제시하는 연성파손 모사기법은 수정 응력 파괴변형률 모델<sup>(3-7)</sup>을 손상기준으로 정하고 유한요소기반 균열진전 모사기법<sup>(8,9)</sup>을 사용한다. 최근 관련연구가 다양한 재료에 대해서 수행 되었고 실험과의 비교를 통해 검증이 이루어졌으나,<sup>(10-12)</sup> 큰 규모의 구조물에 대한 모사과정에서 수치해석적인 불안정성이 발생하여 손상해석이 중단되는 문제가 발생하였다.

본 논문에서는 기존 방법의 문제점을 보완하고, 더불어 표준시편 크기의 규모에서 대형 구조물까지도 적용이 가능하도록 요소크기-의존성 임계손상모델을 도입하여 미국 바텔 연구소(Battelle Memorial Institute)에서 수행한 실배관 실험<sup>(13)</sup>을 모사한다. 모사를 통해 얻은 예측 결과를 실험결과와 정량적으로 비교하고 검증한다. 또한 실용적인 측면에서 적용이 가능하도록 기존에 다양한 반경의 노치인장시험을 통해서 결정하던 손상기준식을 인장 기초 재료시험인 시험과 파괴인성시험 결과로 결정하는 방법을 제시한다.

다음 장에서는 가상시험법에 적용된 손상모델과 이를 결정하기 위한 방법을 기술한다. 이어서 요소크기-의존성 임계손상 모델의 개념에 대해 설명하고 적용결과를 보인다. 3 장에서는 가상 시험법을 적용하기 위한 실배관의 실험 데이터를 요약 및 정리하고 예측결과와 실험 결과를 비교하며 4장에 결론을 기술하였다.



Fig. 1 Assumed stress-modified fracture strain models for ductile fracture simulation



Fig. 2 Tensile and fracture toughness specimens for determination of damage criterion: (a) schematic figures with geometric dimensions (unit:mm) and (b) FE meshes

## 2. 유한요소 손상해석

## 2.1 손상모델 및 유한요소해석

유한요소 손상해석을 통해 연성파손을 모사하기 위해서는 손상기준이 되는 손상모델이 필요하다. 본 연구에서 사용하는 손상모델은 균열 선단에서의 국부적인 재료파괴가 삼축응력에 따라 결정되는 수정응력 파괴변형률 모델(stress-modified

728



Fig. 3 True and engineering stress-strain curve with FE result for SA 333 Gr. 6 at 288°C

fracture strain model)이다.<sup>(3~7)</sup> 연성파손의 주요 인자인 삼축응력과 파괴변형률의 관계는 식 (1)과 같다.

$$\varepsilon_f = A \exp\left(-C \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + B$$
 (1a)

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \tag{1b}$$

위 식에서 삼축응력(σ<sub>m</sub>/σ<sub>e</sub>)은 정수압응력(σ<sub>m</sub>)과 등가응력(σ<sub>e</sub>)의 비로 정의되며 A, B, C는 실험을 통해 결정되는 재료 상수이다.

Oh등은 다양한 노치반경에 대한 인장시험을 수행하여 식 (1a)의 재료상수를 결정하지만,<sup>(9)</sup> 본 연구에서는 기초 재료시험인 인장과 파괴인성시험 결과만을 이용하여 재료상수를 결정하는 방법을 제시한다. 공학적인 관점에서 문제를 단순화하기 위해 식 (1a)의 재료 상수 C는 Rice와 Tracey의 제안<sup>(4)</sup>에 따라 1.5로 정하였다.

손상기준식 결정에 사용한 인장시험과 파괴인성 시험의 시편형상과 유한요소망을 Fig. 2 에 나타내 었다. 시편들은 실배관의 재료특성을 반영하기 위 해 배관에서 추출하였으며 그로 인해 파괴인성시 편은 표준시편에 비해 두께가 얇다. 상용프로그램 ABAQUS<sup>(14)</sup>에서 제공하는 3 차원 8 절점 요소(C3D8) 를 사용하였으며 기하학적 대변형(geometrically nonlinearity)을 고려하여 해석을 수행하였다. 해석의 효율적인 운용을 위해 인장시편과 C(T)시편의 형 상 대칭조건을 활용하여 각각 1/8 모델과 1/4 모델 을 사용하였다.

인장시편의 경우에는 그립(grip)부의 절점(node) 들을, C(T)시편의 경우에는 원통형 Pin 표면에 해당 하는 절점(node)들을 MPC(multi-point constraint option within ABAQUS)를 사용하여 중앙부 제어절



Fig. 4 Comparison of FE damage simulation results from different damage criteria: (a) J-R curves and (b) determination of stress modified fracture strain model (damage criterion) using tearing modulus data



Fig. 5 Effect of element size on strain to simulate identical deformation

점(control node)을 통해 변위제어(displacement control) 로 해석을 수행하였다.

Figure 1에 표기된 'smooth bar'에 해당하는 값은 인장시험 결과를 이용하여 탄소성 유한요소해석을



Fig. 6 Calibration results for ductile fracture simulation: (a) J-R curves, (b) crack growth versus load line displacement curves for different element size using determined criterion and (c) dependence of the critical damage with element size

통해 얻는다. 네킹(necking) 이후에 발생하는 삼축 응력의 영향을 Bridgman의 제안<sup>(16)</sup>에 따라 보정하 였으며, 본 연구에 사용한 진응력-진변형률 선도 및 공칭응력-공칭변형률 선도를 Fig. 3에 제시하였 다. 실험과 동일하게 모사한 해석 결과로부터 파 손시점에서 삼축응력과 소성 변형률을 추출하였다. 응력과 변형률 이력을 포함 하기 위해 소성변형률 에 대한 삼축응력의 평균값을 사용한다.<sup>(9)</sup>

이어서, Prandtl field에서 삼축응력 최대값에 상응하는 2.5 지점<sup>(15)</sup>에서 파괴 변형률을 Fig. 1과 같이 가정하여 손상기준 식 (1a)를 정하고 손상 해석을 수행하였다. 가정한 수정응력 파괴변형률 모델로부터 얻은 *J-R* 선도를 이용하여 균열 성장량(*da*)에 따른 *dJ/da* 결과를 구한다. 이 데이터는 탄소성 파괴역학에서 재료의 균열거동 특성을 나타내는 찢어짐계수(tearing modulus)를 결정할 때 사용되지만 본 연구에서는 이 선도를 재료특성으로 간주하여 손상기준 결정에 활용한다.

Figure 4는 Fig. 1에서 가정한 두 경우의 기준식 으로 얻은 J-R선도와 균열성장량에 따른 dJ/da 결 과이다. 가정한 모델 'crit l'의 결과가 실험값과 일 치하는 것을 확인할 수 있으며 재료 상수들은 식 (2)와 같다.

$$\varepsilon_f = 1.722 \exp\left(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + 0.0095$$
 (2)

유한요소 손상해석에서 각각의 수치해석 시점 (increment)마다 계산된 삼축응력에 따라 손상 기준식으로 파괴변형률(Ef)이 결정되면 식 (3a)과 같이 손상해석의 증분손상 계산에 사용된다. 재료에 소성변형률이 발생하면 손상값이 누적되고 임계값에 도달하면 파괴가 발생하는 것으로 간주한다(식 (3b)). 파괴가 발생한 요소는 하중을 강제적으로 감소시켜 하중지지능력을 상실하며 균열진전이 모사된다. 이러한 과정은 ABAQUS 에서 제공하는 UHARD subroutine 을 통해서 구현하였으며 더 세부적인 내용은 참고문헌<sup>(9)</sup> 에서 찾아볼 수 있다.

$$\Delta \omega = \frac{\Delta \varepsilon_e^p}{\varepsilon_f} \tag{3a}$$

$$\omega = \sum \Delta \omega = \omega_c (=1) \tag{3b}$$

전통적인 손상이론(conventional damage theory)은 위 식 (3b)의 임계손상값( $\omega_c$ )이 상수 1 로 정해져 있으며 다음에 제시하는 요소크기의존성 임계손상 모델은 이 값이 요소크기에 따른 함수로 정의된다.

#### 2.2 요소크기-의존성 임계손상모델

본 연구에서 도입한 요소크기-의존성 임계 손상 모델의 주요개념은 식 (3b)의 임계손상값이 전통 유한요소기반 다중스케일 연성파손모사 기법을 이용한 원주방향 균열이 존재하는 탄소강 ... 731

Specimen	<i>D</i> <sub>o</sub> (mm)	t (mm)	r/t	a/t	$ heta\!/\!\pi$	Inner span (m)	outer span (m)
Through-wall crack (4131-7)	273.1	18.3	6.96	-	0.346	1.63	5.94
Surface crack (4115-1)	256.2	17.3	6.90	0.700	0.42	1.63	4.45
Surface crack (4115-2)	272	17.1	7.45	0.710	0.43	3.36	11.5
Surface crack (4131-8)	270.6	15.1	8.46	0.678	0.48	1.63	5.49

Table 1 Summary of specimen dimensions for full-scale SA333 Gr. 6 pipes at 288°C [13]

적인 손상이론에서 제시하는 값 1 이 아닌 식 (4)와 같이 요소크기에 의해 정해진다는 것이다.

$$\omega = \sum \Delta \omega = \omega_c \text{ (element size)} \tag{4}$$

이를 도식화한 Fig. 5 은 동일한 변형을 모사하는 서로 다른 크기의 요소를 보여준다. 요소크기가 더 큰 B가 A에 비해 계산된 변형률이 더 작으며 이러한 특성은 식 (3a)의 손상증분 계산에 영향을 미친다. 따라서, 이러한 영향을 보정하기 위해서 요소크기에 따라 임계손상값을 결정하며 J-R 선도 또는 하중-하중점변위(load-load line displacement) 선도 실험결과를 이용한다. SA333 Grade 6 탄소강 온도 288℃ 에 대해 서로 다른 요소가 동일한 파 손모사 결과를 나타내는 요소크기-의존성 임계손 상모델 적용 결과를 Fig. 6 (a)-(b)에 제시하였다. 실 선은 실험 결과이며 요소크기에 따라 제시된 파손 모사 결과가 서로 동일한 결과를 보이는 것을 확 인할 수 있다. 다양한 요소크기에 따른 임계손상 값을 Fig. 6(c)에 나타내었으며 요소크기 0.2mm 인 경우 임계손상은 0.9 이며 0.4mm 인 경우는 0.59 이다.

이와 같이 요소 크기에 따라 임계손상값을 보정 하여 연성파손모사에 활용할 수 있다. 이를 통해 연성파손모사 과정에서 발생하는 균열선단 요소의 과도변형으로 인한 수치해석적인 불안정성을 해결 할 수 있으며 발전설비의 배관과 같은 대형 구조 물의 파손모사가 가능하다.

## 3. 실배관의 파손모사

#### 3.1 실배관 실험 요약

미국 바텔연구소에서 배관건전성 국제공동연구 IPIRG(International Piping Integrity Research Group)의 일환으로 다양한 재료와 균열형상에 대해 실배관 실험을 수행하였다.<sup>(13)</sup> 본 연구에서는 SA333 Gr. 6 탄소강 재료에 대해 실험결과를 분석하였으며 실험결과는 인장시험, 파괴인성시험 그리고 실배관



Fig. 7 Schematic figure of 4-point bending test for fullscale SA333 Gr. 6 pipes with a circumferential crack



Fig. 8 Schematic figure of the cross-sectional view for circumferential cracked SA333 Gr. 6 pipe tests: (a) through-wall crack and (b)-(d) surface crack

실험으로 구성되어 있다. 실험온도는 288°C이며 재 료의 인장특성은 항복강도와 인장강도 그리고 단면 수축률이 각각 239MPa, 527MPa, 60.0%이다. 인장시 험과 파괴인성 시험결과(*J-R*선도)는 각각 Fig. 3과 Fig. 4(a)에 실선으로 표시되어 있다. Figure 4(a)에 표 시된  $\Delta a_{max}$ 는 ASTM E1820<sup>(1)</sup>에서 제시하는 시편 및 결함형상에 따른 측정한계 값이다. Figure 7은 실배



Fig. 9 FE mesh with crack growth results for circumferentially through-wall cracked pipes (No. 4131-7): (a) FE mesh, (b) crack growth prediction at crack initiation and (c) maximum load



Fig. 10 FE mesh with crack growth results for circumferentially surface cracked pipes (No. 4115-1): (a) FE mesh and (b) crack growth prediction at crack pop-through

관 실험의 도식적인 그림을 나타내며 원주 방향균 열이 존재하는 10인치 배관에 4점 굽힘하중을 가 하였다. 결함형상은 관통균열 1개와 표면균열 3개 로 총 4개의 배관이다. 배관의 형상과 결함단면을 각각 Table 1과 Fig. 8에 정리하였다. 평균반경에 따른 두께비(r/t)는 6.9~8.46이며 표면균열의 경우 배관두께의 70%에 해당하는 균열이 존재한다.

2.1절에서 결정한 손상기준 식 (2)는 Table 1의 실배관과 동일한 공정을 거친 배관에서 추출한



Fig. 11 Comparison of the load-load line displacement (LLD) test results with simulated ones: (a) through-wall crack (No.4131-7) and (b) surface crack (4115-1)

인장시험과 파괴인성시험 결과로부터 얻은 결과 이다. 다음 절에서는 이를 이용하여 실배관 가상 시험을 수행하고 실험결과와 비교한다.

3.2 실배관 유한요소해석 및 파손모사 결과

바텔 실배관의 연성파손모사를 위해 식 (2)와 Fig. 6(c)를 각각 손상기준과 요소크기-의존성 임계 손상모델로 사용하였다. 관통균열과 표면균열 배 관의 유한요소망을 각각 Fig. 9(a)와 Fig. 10(a)에 나 타내었다. 대칭조건에 활용하여 1/4모델을 사용 하 였으며 요소/절점의 개수는 관통균열과 표면 균열 의 경우 각각 71,082/78,681과 51,346/58,412 이다. 균열단면에서 파손모사를 위해 사용된 요소 크기 와 임계 손상값은 각각 0.8mm와 0.37이다.

4점 굽힘시험의 안쪽 램(ram)과 바깥쪽 지지부 를 강체요소(R3D4) 및 접촉(contact) 조건을 사용하



**Fig. 12** Comparison of experimentally-measured loads with predictions for SA333 Gr. 6: (a) loads at crack initiation and (b) maximum loads

여 구현하였으며 접촉면의 마찰 계수는 0.3을<sup>(17,18)</sup> 적용하였다.

가상시험법을 이용한 관통균열 실배관 예측결과 와 실험결과의 비교를 Fig. 11(a)에 나타 내었다. 점섬은 연성파손모사기법을 적용하지 않은 탄소성 유한요소해석 결과이며 실선이 실험결과 그리고 원형기호가 예측결과이다. 손상해석을 수행하지 않으면 균열선단에서 균열 진전이 발생하지 않으 므로 하중이 계속 증가하는 것을 볼 수 있다. 가 상시험의 예측결과와 실험 결과는 하중점 변위에 따른 균열 개시하중과 최대 하중이 잘 일치하며 각 지점에 대한 균열단면 예측결과를 Fig. 9(b)-(c) 에 나타내었다.

Figure 11(b)에 표면균열 실배관에 대한 실험과 예측결과를 비교하였다. 관통균열의 경우 균열 성 장이 안정적으로 이루어지는 반면에 표면 균열은 실험이 진행되면서 균열개시 이후 관통이 발생한 다. 실선으로 표시된 실험결과를 보면 관통이 발 생하는 시점에서 배관의 하중지지능력이 급격히 감소하는 것을 볼 수 있다. 가상시험법은 관통이 발생하여 하중지지 능력이 급격히 감소하는 지점 까지 예측이 가능하며 해석이 종료된 시점의 균열 단면 예측결과를 Fig. 10(b)에 제시하였다.

예측값과 실험값의 정량적 비교를 위해 균열 개 시 하중과 최대하중을 Fig. 12에 비교하였다. 세로 축은 예측하중이며 가로축은 실험에서 측정된 하 중이다. 1:1선에 결과가 놓이면 예측과 실험값이 동일한 것을 의미하며 우측 하단면에 놓이면 보수 적인 예측을 뜻한다. 본 연구에서 제안한 가상시 험법을 이용하여 SA333 Gr. 6 탄소강 288°C 실배관 실험에 대해 균열개시 하중과 최대하중을 예측하 였으며 각각 10%와 11%이내에서 실험 결과와 일 치하는 것을 확인할 수 있다.

#### 4. 결 론

본 논문에서는 유한요소 손상해석을 이용하여 연성파손모사가 가능한 가상시험법을 제안하였다. 손상기준으로 수정응력 파괴변형률 모델을 사용하 며 손상기준식의 결정에는 인장시험과 파괴인성시 험 결과만이 요구된다. 파괴인성시험 결과로부터 규모가 큰 실배관에 적용하기 위해 수치해석적인 문제점을 보완한 요소크기-의존성 임계손상모델을 도입하였다. 요소크기에 따라 손상해석의 결과가 동일한 경향을 나타내며 이를 이용하여 대규모 구 조물의 연성파손모사를 수행하였다. 예측결과와 바텔 연구소에서 수행한 온도 288℃의 SA333 Gr. 6 탄소강 실배관 실험결과와 비교하여 검증하였으며 균열개시 하중과 최대하중의 오차는 각각 10%와 11% 이내이다. 추가적으로 다양한 재료에 대한 연구가 수행 중이며 향후 결과를 종합하여 복잡한 구조를 이루고 있는 배관설비에 적용이 가능할 것 으로 기대된다.

### 후 기

이 논문은 2013년도 미래창조과학부의 재원 으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구 입니다. (NRF-2013M2B2A9A03051295, NRF-2013M2 A8A1040924)

### 참고문헌

(1) ASTM Standard E1820-11e1, 2011, "Standard Test

Method for Measurement of Fracture Toughness," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011, DOI: 10.1520/E1820-11E01, www.astm.org.

- (2) ASTM Standard E8/E8M-11, 2011, "Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials," ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011, DOI: 10.1520/E0008\_E0008M-11, www.astm.org.
- (3) 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.
- (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*, Vol. 17, No. 3, pp. 201~217.
- (5) 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.
- (6) 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.
- (7) 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.
- (8) Oh, C.-K., Kim, Y.-J., Baek, J.-H., Kim, Y.-P. and Kim, W., 2007, "A Phenomenological Model of Ductile Fracture for API X65 Steel," *International Journal of Mechanical Sciences* Vol. 49, No. 12, pp. 1399~1412.
- (9) Oh, C.-S., Kim, N.-H., Kim, Y.-J., Baek, J.-H., Kim, Y.-P. and Kim, W.-S., 2011, "A Finite Element Ductile

Failure Simulation Method Using Stress-Modified Fracture Strain Model," *Engineering Fracture Mechanics* Vol. 78, No. 1, pp. 124~137.

- (10) Kim, N.-H., Oh, C.-S. and Kim, Y.-J., 2011, "A Numerical Method to Simulate Ductile Failure of Tensile Plates with Interacting Through-Wall Cracks," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 34, No. 3, pp. 215~226.
- (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* Vol. 88, No. 10, pp. 434~447.
- (12) Kim, J. H., Kim, N. H., Kim, Y. J., Hasegawa, K. and Miyazaki, K., 2013, "Ductile Fracture Simulation of 304 Stainless Steel Pipes with Two Circumferential Surface Cracks," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.36, No.10, pp. 1067~1080
- (13) Pipe Fracture Encyclopedia, Volume 3: Pipe Fracture Test Data, Battelle, Columbus, 1997.
- (14) Abaqus 6.11, Analysis User's Manual, Dassault Systemes Simulia Corp., Providence, RI, 2011.
- (15) Ewing, D. 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.
- (16) Bridgman, P. W., 1952, Studies in Large Plastic Flow and Fracture with Special Emphasis on the Effects of Hydrostatic Pressure, McGraw-Hill.
- (17) ASM Handbook, 1992, "Friction, Lubrication and Wear Technology," *American Society for Metals*, Vol. 18.
- (18) Blau, P. J., 2012, Friction Science and Technology: from Concepts to Applications, CRC press.

734