

# 조사취화를 모사한 스테인레스강의 파괴저항선도를 예측하기위한 유한요소 손상해석기법

서준민\*·김지수\*·김윤재\*\*

## Finite Element Damage Analysis Method for J-Resistance Curve Prediction of Cold-Worked Stainless Steels

Jun Min Seo\*, Ji Soo Kim\* and Yun Jae Kim\*\*†

(Received 2 January 2018, Revised 17 January 2018, Accepted 18 January 2018)

### ABSTRACT

Materials in nuclear power plants can be embrittled by neutron irradiation. According to existing studies, the effect of the material property by irradiation embrittlement can be approximately simulated by cold working (pre-strain). In this study, finite element damage analysis method using the stress-modified fracture strain model is proposed to predict J-Resistance curves of irradiated SUS316 stainless steel. Experimental data of pre-strained SUS316 stainless steel material are obtained from literature and the damage model is determined by simulating the tensile and fracture toughness tests. In order to consider damage caused by the pre-strain, a pre-strain constant is newly introduced. Experimental J-Resistance curves for various degrees of pre-strain are well predicted.

**Key Words :** Irradiation Embrittlement (조사취화), Pre-strain (전변형), Finite Element Damage Analysis (유한요소 손상해석), J-Resistance Curve (파괴저항선도)

### 기호설명

$\alpha, \beta, \gamma$  = material constants in stress-modified fracture strain locus

$\varepsilon_{pre}$  = pre-strain

$\varepsilon_f$  = stress-modified fracture strain

$\varepsilon^p$  = plastic equivalent strain

$\Delta\varepsilon^p$  = incremental plastic equivalent strain

$\sigma_e$  = mises equivalent stress

$\sigma_m$  = mean stress

$\sigma_i$  = principal stress components

$\sigma_y$  = yield strength

$\sigma_{TS}$  = tensile strength

$\omega$  = cumulative damage

$\omega_{pre}$  = damage due to pre-strain

$\omega_c$  = critical cumulative for ductile fracture

$\Delta\omega$  = incremental cumulative damage

$k$  = pre-strain constant

$J-R$  = J-resistance

## 1. 서론

원자력 발전소의 주요 기기들은 핵반응에 의한 중성자 조사로 인하여 조사취화가 발생할 수 있다. 이러한 조사취화에 의해 재료는 항복강도, 인장강도는 증가하는 반면에 인성이 낮아지는 등 물성이 변하게 된다<sup>(1)</sup>. 이는 구조물의 건전성에 영향을 미칠 수 있으

† 책임저자, 회원, 고려대학교 기계공학과  
E-mail: kimy0308@korea.ac.kr  
TEL: (02) 3290-3372 FAX: (02) 3290-1718

\* 고려대학교 기계공학과

므로 재료에 대한 조사취화의 영향, 조사취화된 재료의 거동 분석 및 연구가 필요하며 이를 위한 실험들도 필요하다. 하지만 조사취화된 실험 재료를 얻기 위해서는 실제 가동하였던 발전소에서 채취를 하거나 직접 조사 시켜서 재료를 만들어야 하고, 이는 시간적, 경제적 한계가 있으며 실험 환경을 조성하는 데에도 어려움이 있어 실험 수행에 한계가 있다.

기존의 연구에 의하면<sup>(2)</sup> 조사취화된 스테인레스강의 거동은 냉간 압연된 (전변형된) 스테인레스강의 거동과 유사하다고 알려져 있다. 이에 따르면 재료에 대한 조사량이 커질수록 항복강도가 증가하고 이와 같이 인장강도도 커지는 반면 연신율은 작아진다. 냉간 압연된 재료의 경우에도 전변형 정도에 따른 인장 물성의 변화가 조사취화된 재료와 유사한 경향을 보여주며<sup>(2)</sup> 전변형에 의한 물성 변화가 조사취화에 의한 물성 변화를 모사할 수 있다고 판단된다.

최근 유한요소해석법을 통하여 재료의 국부적인 파손을 모사하는 방법들이 연구되고 있다. 유한요소해석을 통해 연성파손을 모사하기 위한 방법으로는 Gurson-Tvergaard-Needleman<sup>(3,4)</sup> 모델과 Rousellier<sup>(5)</sup> 모델 등이 있으며, 이 모델들은 공극의 핵화, 성장, 합체 등에 대한 여러 변수들이 필요하다. 하지만 이 변수들을 결정하기 위해서는 다양한 실험 데이터가 필요하다. 이러한 문제를 극복하기 위해 저자들은 연성파괴에 대한 파괴변형률이 응력 상태에 의존한다는 개념을 바탕으로 수정응력 파괴변형률 모델<sup>(6)</sup>을 제시하였고, 다양한 실험결과와의 비교를 통해 모델의 적용 타당성을 보인바 있다<sup>(7,8)</sup>. 이는 앞서 설명한 모델들에 비해 단순한 모델이지만 연성파손을 잘 모사하는 것으로 알려져 있다.

본 논문에서는 조사취화된 스테인레스강의 파괴 저항선도를 예측하기 위해 수정응력 파괴변형률 모델을 이용한 유한요소 손상해석 방법을 제시하였다. 기존 열화된 구조 스테인레스강에 대한 손상해석 기법의 경우<sup>(9)</sup>, 재료가 열화됨에 따라 비열화 재료에 비해 파괴변형률이 크게 감소하며 이를 반영하기 위해 손상모델 결정 시 파괴변형률 값을 수정하였지만, 본 논문에서 사용한 전변형된 SUS316 스테인레스강의 경우 재료가 전변형됨에 따라 파괴변형률이 감소하는 정도가 비교적 작아 손상모델 결정 시 누적임계손상값을 수정하는 기법을 사용하였다. 손상 모델 적용 시 전변형 정도에 대한 재료의 손상을 반영하기 위하여 전변형 상수를 새로 도입

하였으며, 상수는 한 가지 전변형된 재료의 파괴인성으로부터 결정하였다. 이를 이용하여 다양한 전변형 정도에 대한 파괴저항선도를 예측하는 기법을 제안하였다. 예측된 파괴저항선도는 실험 결과와 비교하여 적용 타당성을 입증하였다.

## 2. 실험 결과 요약

### 2.1 실험 재료

균열배관의 파손 강도에 대한 전변형의 영향을 조사하기 위하여 일본Institute of Nuclear Safety System (INSS)에서는 SUS316 스테인레스강을 이용하여 환봉시편 인장실험 및 파괴인성실험 등을 수행하였다<sup>(10)</sup>. 실험에 사용된 재료의 화학 조성비는 Table 1과 같으며 다양한 전변형 정도의 시편을 얻기 위하여 판재를 상온에서 롤 가공하여 압연시켜 두께가 각각 가공 전 두께의 5, 10, 20, 40%만큼 감소하도록 하였다. 이 재료들을 본 연구에서는 각각 CW0%, CW10%, CW20%, CW40%로 표기하여 사용하였다.

**Table 1.** Chemical composition of SUS316 (wt. %)

Fe	C	Si	Mn	P
Bal.	0.06	0.84	0.84	0.028
S	Ni	Cr	Mo	
0.01	10.1	16.16	2.14	

### 2.2 시편 형상

인장실험은 시편의 길이 방향이 압연 공정의 롤링 방향과 평행한 직경 6 mm의 환봉시편을 사용하였으며, 파괴인성실험 시편은 5, 10, 20% 가공된 경우에는 두께가 25 mm인 1T C(T)시편을 사용하였다. 다만 40% 가공된 경우에는 가공에 의한 두께 감소로 인해 시편의 두께가 20 mm인 1T C(T)시편을 사용하였다. 압연가공되지 않은 재료(CW0%)의 파괴인성실험 시편의 경우, 매우 큰 연성으로 인해 유효한 실험 결과가 없으며 따라서 본 논문에서는 연구 대상에서 제외하였다. 파괴인성실험 시편은 하중인가 방향이 압연 공정의 롤링 방향과 평행하며 양 측면에 두께의 20%에 해당하는 측면 홈을 적용하였다. 실험은 ASTM-E1820에 따라 수행되었다.

### 2.3 실험 결과

인장실험과 파괴인성실험 결과를 각각 Fig. 1과 2

에 나타내었다. 재료의 압연된 정도가 클 수록 (소성 변형이 클 수록) 항복강도와 인장강도가 커지며 연성은 떨어지는 것을 알 수 있다. CW0%의 경우에는 파괴인성실험 결과가 없기에 본 연구에서는 5% 이상 압연된 재료의 실험 결과만을 고려하였다.

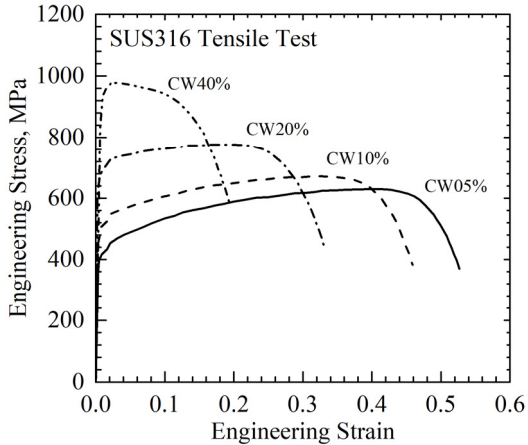


Fig. 1 Tensile test result of pre-strained SUS316 stainless steels

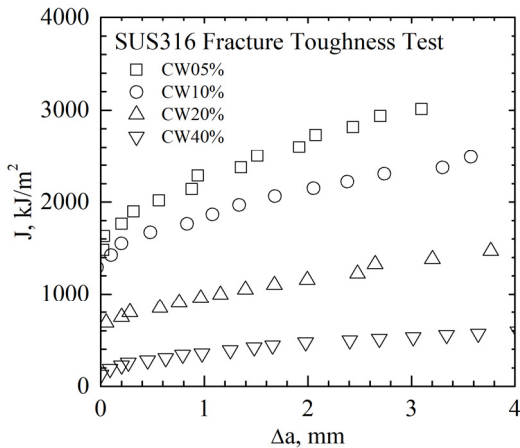


Fig. 2 Fracture toughness test result of pre-strained SUS316 stainless steels

### 3. 손상모델

#### 3.1 수정응력 파괴변형률 모델

본 연구에서 사용된 손상모델은 Rice와 Tracy<sup>(11)</sup>, Hancock<sup>(13)</sup>, McClintock<sup>(14)</sup> 등의 연구를 바탕으로 한 수정응력 파괴변형률 모델 (Stress-modified fracture strain model)이다. 이는 연성파괴를 모사하기 위한

모델로 연성파괴에 대한 파괴변형률은 삼축응력에 의존한다는 개념을 바탕으로 하며, 그 관계를 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$\epsilon_f = \alpha \exp\left(-\gamma \frac{\sigma_m}{\sigma_e}\right) + \beta \quad (1)$$

여기서 삼축응력은 평균응력  $\sigma_m$ 과 등가응력  $\sigma_e$ 의 비로 다음과 같다.

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_e} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3\sigma_e} \quad (2)$$

여기서 등가응력  $\sigma_e$ 는 다음과 같이 주응력  $\sigma_i$ 로 표현할 수 있다.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}\{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2\}} \quad (3)$$

식 (1)에서  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  등은 재료 상수이며, 이를 결정하기 위해서는 환봉 및 여러 노치 반경에 대한 인장실험 결과가 필요하다. 하지만 본 연구에서는 환봉시편 인장실험 결과와 파괴인성실험 결과만을 이용하였으며,  $\gamma$ 는 Rice와 Tracy의 연구에 따라 1.5로 가정하였다<sup>(10)</sup>.

#### 3.2 손상 기준

삼축응력과 파괴변형률의 관계식이 정해지면 다음과 같이 소성변형에 의한 손상을 계산할 수 있다. 손상은 유한요소해석 모델의 적분점에서 계산되며, 적분점에서의 파괴변형률  $\epsilon_f$ 와 등가소성변형률 증분  $\Delta \epsilon_{ep}$ 에 따른 손상 증분  $\Delta \omega$ 가 계산된다. 이 손상의 누적값이 임계 손상값에 도달하면 ( $\omega = \omega_c$ ) 국부적인 연성파괴를 가정하고 적분점에서의 응력을 임의로 낮추어 파괴 및 균열 성장을 모사한다. 이러한 계산 과정은 상용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS<sup>(12)</sup>에서 제공하는 UHARD Subroutine을 이용하여 구현하였다.

$$\omega = \sum \Delta \omega = \sum \frac{\Delta \epsilon_e^p}{\epsilon_f} \quad (4)$$

식 (4)는 재료가 전변형이 없는 경우에 대한 것으로, 전변형이 있는 경우에는 전변형에 의한 손상을 추가적으로 고려해야 하며 본 연구에서는 다음

과 같이 손상을 가정하였다.

$$\omega = \omega_c - \omega_{pre} = \omega_c - k\varepsilon_{pre} \quad (5)$$

여기서  $\omega_{pre}$ 는 재료의 전변형에 의한 손상,  $\varepsilon_{pre}$ 는 재료의 전변형,  $k$ 는 전변형 상수이며 전변형에 의한 손상은 재료의 전변형 정도에 선형적으로 비례한다는 가정을 바탕으로 한다. 즉, 재료에 소성변형이 생기면서 손상이 발생하고, 소성변형이 없는 경우에 비해 소성변형에 의한 손상만큼 손상 기준이 낮아진다는 것이다. 따라서 전변형 상수  $k$ 와 전변형  $\varepsilon_{pre}$ 를 이용하여 다양한 전변형 정도에 대한 손상 및 손상 기준을 계산할 수 있다.

## 4. 유한요소해석

### 4.1 해석 모델

INSS에서 수행한 인장실험과 파괴인성실험을 모사하기 위해 Fig. 3과 같이 환봉시편, C(T) 시편을 모델링 하였다. 환봉시편의 경우 대칭 조건을 고려하여 1/8을 모델링 하였으며, 전체 노드의 수는 10,392 개, 전체 요소의 수는 8,592 개 이다. 모두 요소 타입은 3차원 1차요소인 C3D8을 사용하였으며 ABAQUS 2016 ver. 을 이용하여 대변형 해석을 수행하였다<sup>(12)</sup>. C(T) 시편의 경우 대칭 조건을 고려하여 1/4을

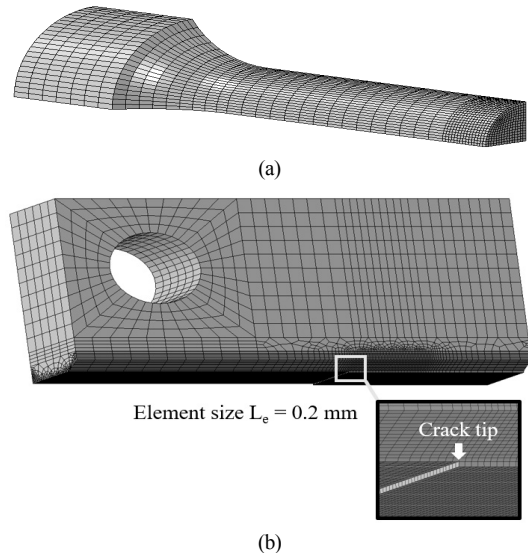


Fig. 3 Finite element model for (a) tensile test, (b) fracture toughness test simulations

모델링 하였으며, 전체 노드의 수는 39,514개, 전체 요소의 수는 33,442 개 이다.

Fig. 3에 보인 바와 같이 시편의 균열발생부에는 한 번의 길이가 0.2 mm인 정육면체 요소를 균일하게 사용하였다.

### 4.2 전변형이 없는 경우의 파손모델 및 기준 결정

유한요소해석 손상모델을 사용하기 위해서는 파괴변형률 식 (식 (1))의 상수들과 임계 손상값이 정해져야 한다. 본 연구에서는 유한요소해석을 이용한 인장실험 모사와 파괴인성실험을 모사를 통해 필요한 값들을 결정하였다. 압연가공되지 않은 경우에는 (CW0%) 연성이 매우 커 파괴인성실험 결과 연성과파괴가 일어나지 않아 J-R선도를 얻을 수 없었다. 따라서 본 연구에서는 CW05%의 인장실험과 파괴인성실험 결과를 기준으로 하여 파괴변형률 식을 결정하였으며, CW05%를 전변형이 없는 재료로 가정하여 임계 손상값을 다음과 같이 결정하였다. 먼저 Fig. 4와 같이 인장실험 모사를 통해 CW05%의 진 응력-변형률 선도를 구한다. 이 환봉시편의 삼축응력과 파괴변형률의 관계를 얻기 위해 Fig. 5와 같이 유한요소 모델에서 네킹이 발생하는 단면 중앙에서의 삼축응력과 파괴변형률을 추출하였다. 여기서 파단시점의 등가 소성변형률과 파단시점까지의 평균 삼축응력이 Fig. 6과 같이 파괴변형률 식을 결정하는 한 점이 된다. 파괴변형률 식을 결정하는 또 다른 점은 삼축응력이Prandtl 필드의 이론적인 최대 값인 2.5일 때 파괴변형률을

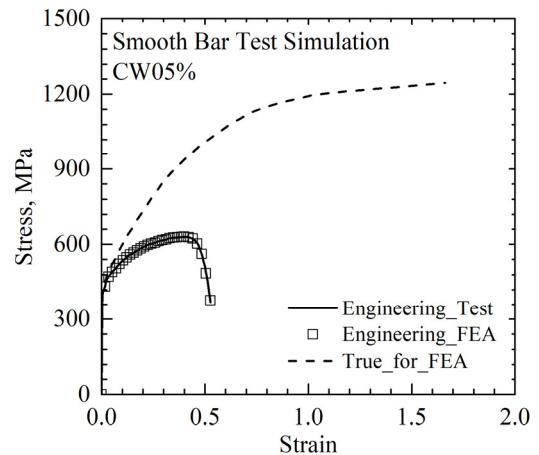


Fig. 4 Stress-strain curves of CW05%

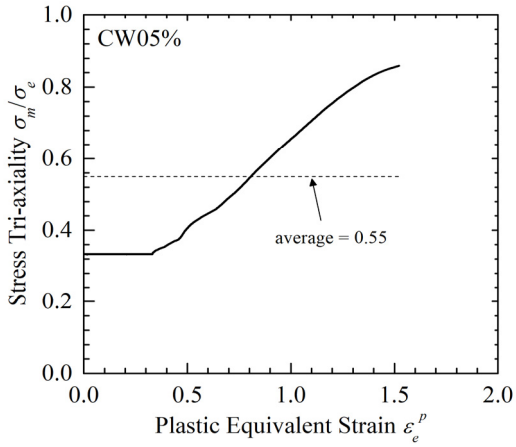


Fig. 5 History of stress tri-axiality with plastic equivalent strain

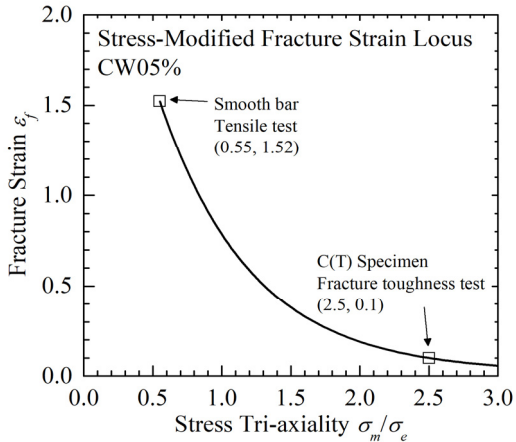


Fig. 6 Stress-modified fracture strain locus for CW05%.

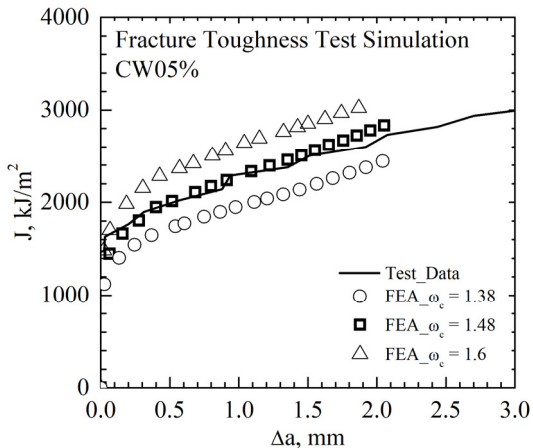


Fig. 7 J-Resistance curve of CW05% from test and FEA.

가정하여 정하게 된다<sup>(15)</sup>. 삼축응력이 2.5일 때의 파괴변형률과 임계 손상값은 파괴인성실험 결과로 얻은 J-R선도를 모사하고 비교하면서 조정된다. 최종적으로 결정된 CW05%의 임계 손상값은 Fig. 7 과 같이 1.48이며 파괴변형률 식은 다음과 같다.

$$\varepsilon_f = 3.435 \exp\left(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma_c}\right) + 0.0192 \quad (6)$$

#### 4.3 전변형에 따른 인장물성 예측

CW10%, CW20%, CW40% 등 다른 전변형 정도에 대한 인장물성은 Fig. 8에 나타난 바와 같이 CW05%의 진 응력-변형률 선도를 수평방향으로 전

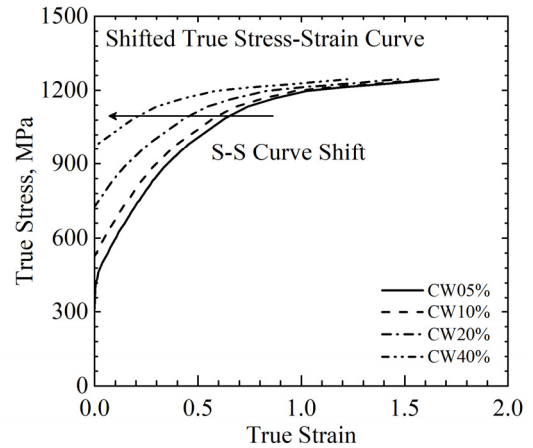


Fig. 8 Shifted true stress-strain curves from CW05%.

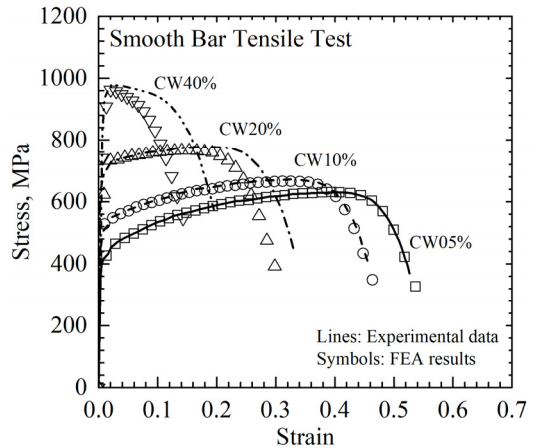


Fig. 9 Engineering stress-strain curves from simulation with shifted true stress-strain curve.

변형만큼 평행이동하여 예측하였다. 여기서 CW10%, CW20%, CW40%에 대하여 수평방향으로 이동한 변형률 크기가 각각 그 재료의 전변형  $\epsilon_{pre}^{CW10}$ ,  $\epsilon_{pre}^{CW20}$ ,  $\epsilon_{pre}^{CW40}$ 이다. 예측한 물성으로 수행한 환봉시편 인장실험 모사 결과는 Fig. 9에 나타내었다.

#### 4.4 전변형에 따른 J-R선도 예측

앞에서 구한 CW05%의 파괴변형률 식 (식 (6))과 CW10%의 인장 물성을 이용하여 Fig. 10과 같이 파괴인성실험 모사를 통해 CW10%의 전변형에 의한 손상값  $\omega_{pre} = 0.14$ 를 구하였으며 식 (5)로부터 전변형상수  $k = 2.54$ 를 계산하였다. 계산된  $k$ 와 20% 및 40%의 전변형을 이용하여 수행한 파괴인성실험 해석 결과를 Fig. 11에 나타내었다. CW20%, CW40%의 J-R 선도 예측 결과, 실험 결과와 비교했을 때, 파괴저항값이 조금 크지만 유사한 경향을 보였다.

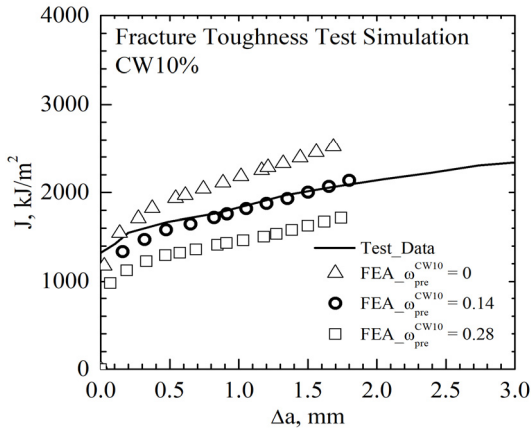


Fig. 10 Damage due to pre-strain of CW10%.

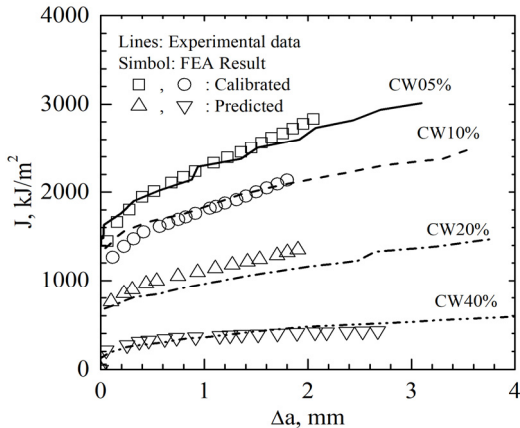


Fig. 11 J-Resistance curves from test and FEA simulation.

## 5. 결 론

본 논문에서는 조사취화된 재료의 파괴저항선도를 모사하기 위해 전변형된 재료의 실험 데이터를 이용하여 유한요소 손상 해석을 수행하였다. 실험 데이터에 따르면, 전변형된 재료는 전변형 정도가 클수록 인장강도 및 항복 강도가 증가하는 감소하는 경향을 보였고, 이는 조사취화된 재료의 조사에 따른 물성 변화 경향과 비슷하다. 이 유사성을 이용해 전변형된 재료의 파괴인성을 예측함으로써 조사취화된 재료의 파괴인성을 예측하고자 하였다.

연성과손을 모사하기 위한 손상 모델로는 수정 응력 파괴변형률 모델을 사용하였다. 손상모델 적용 시 전변형에 의한 손상을 반영하기 위하여 전변형에 의한 손상이 전변형에 선형적으로 비례한다는 가정을 기초로 전변형 상수를 도입하였다. 유한요소 손상 모델 결정에 필요한 여러 변수들은 환봉 인장실험과 파괴인성 실험 결과를 모사하면서 결정되었다. 결정된 변수들과 손상 모델을 이용하여 전변형이 존재하는 재료의 파괴 저항선도를 예측하였고 실험 결과와 비교하여 비슷함을 확인하였다. 추후 본 연구를 확장하여 제시된 손상해석 기법을 배관이나 압력용기와 같은 기기가 취화 시 균열 거동을 모사하기 위한 해석을 수행할 예정이다.

## 후 기

이 논문은 미래창조과학부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 선도연구센터 지원 사업입니다. (NRF-2016M2A8A1952771)

## 참고문헌

- (1) Jacobs, A. J., Wozadlo, G. P., Nakata, K., Yoshida, T. and Masaoka, I., 1998, "Radiation effect on the stress corrosion and other selected properties of Type-304 and Type-316 stainless steel," *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International Conference on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems-Water Reactors*, pp. 673-682.
- (2) Kamaya, M., Hojo, T. and Mochizuki, M., 2014, "Structural integrity of stainless steel components

- exposed to neutron irradiation,” *Transactions of the JSME*, Vol. 80, No. 817, pp. 252
- (3) Gurson, A. L., 1977, “Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth, Part-I-yield criteria and flow rules for porous ductile media,” *Journal of Engineering materials and Technology*, Vol. 99, pp. 2-15.
- (4) Tvergaard, V. and Needleman, A., 1984, “Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar,” *Acta Metall.*, Vol. 32, pp. 157-169.
- (5) Rousselier, G., 1987, “Ductile fracture models and their potential in local approach of fracture,” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 105, pp. 97-111.
- (6) 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, pp. 124-137
- (7) 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,” *Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 88, pp. 434-447.
- (8) 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 and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 36, No. 10, pp. 1067-1080.
- (9) Jeon, J. Y., Kim, Y. J., Kim, J. W. and Lee, S. Y., 2015, “Effect of thermal ageing of CF8M on multi-axial ductility and application to fracture toughness prediction,” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Vol. 38, No. 12, pp.1466-1477.
- (10) Kamaya, M., 2010, “Effect of plastic strain on fracture strength of cracked components,” *Transactions of Japan Society of Mechanical Engineers*, Vol. 76, No. 762., pp. 205-214.
- (11) 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, pp. 201-217.
- (12) ABAQUS Version 2016. User’s Manual, 2016, Dassault Systems Simulia Corporation, USA
- (13) 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, pp.147-160.
- (14) McClintock, F. A., 1968, “A criterion for ductile fracture by the growth of holes,” *Journal of Applied Mechanics*, Vol 35, pp. 363-371.
- (15) Kachanov, L. M., 1971, *Foundation of the Theory of Plasticity*, North-Holland.