

## 등가응력구배시편의 파괴특성에 관한 연구

### A Study on the Fracture Toughness Characteristics of Equivalent Stress Gradient Specimen

박건태<sup>1</sup>, 신인환<sup>1</sup>, 김익현<sup>1</sup>, 김용석<sup>1</sup>, 권혁삼<sup>1</sup>, 구재민<sup>2</sup>, 석창성<sup>2</sup>✉  
Keon Tae Park<sup>1</sup>, In Hwan Shin<sup>1</sup>, Ik Hyun Kim<sup>1</sup>, Yong Seok Kim<sup>1</sup>, Hyuck Sam Kwon<sup>1</sup>,  
Jea Mean Koo<sup>2</sup>, and Chang Sung Seok<sup>2</sup>✉

<sup>1</sup> Graduate School of mechanical engineering, Sungkyunkwan University

<sup>2</sup> Department of mechanical engineering, Sungkyunkwan University

✉ Corresponding author: seok@skku.edu, Tel: +82-31-290-7477

Manuscript received: 2013.12.18 / Revised: 2014.5.9 / Accepted: 2014.5.12

*Ideally, it is preferable to obtain the fracture characteristics of a piping from the fracture toughness of real pipes. However, a fracture toughness test on real pipes not only incurs much expense, but is very difficult to perform. Therefore fracture toughness tests have been carried out with standard specimens instead of real pipes. But, the estimates of fracture toughness obtained from standard specimens are more conservative than those of real pipes owing to the difference in the constraint effect between real pipes and standard specimens. Therefore, we have been studied with equivalent stress gradient specimen (ESG) which is designed to behave equally compared to real pipe about stress gradient on crack tip. In this study, we will evaluate fracture characteristics of equivalent stress gradient specimen by using analytical methods and compare with those of real pipe. And finally investigate suitability of equivalent stress gradient specimen.*

Key Words: Fracture toughness (파괴특성), Equivalent Stress Gradient Specimen (등가응력구배시편), J-R curve (J-R 곡선)

#### 기호설명

a = length of crack

$\theta$  = half circumferential crack angle

$\sigma_n$  = normal stress

$\sigma_b$  = bending stress

$\sigma_t$  = total stress

$\sigma_y$  = yield stress

A = crack area

P = applied load

$P_L$  = limit load

M = applied moment

I = moment of inertia

J = total J-integral

$J_{el}$  = elastic component of total J-integral

$J_{pl}$  = plastic component of total J-integral

$\nu$  = Poisson's ratio

E = Young's modulus

K = stress intensity factor

B = remaining ligament

W = width of specimen

F = shape factor

$\eta_{pl}$  = a function to multiply the area under the load vs. plastic load –point-deflection curve to get the plastic component of the J-integral

$\gamma$  = a function to correct the J-integral evaluated by ' $\eta$ '

function in crack growth situation

$R_m$  = mean radius of pipe cross-section

$t$  = wall thickness of pipe

### 1. 서론

균열 안전성 평가 시 사용되는 파괴인성치의 경우, NUREG 1061, Vol. 3<sup>1</sup>에서는 LBB 해석을 위해 시편 두께가 배관의 두께보다 크거나 같고 시편의 잔여 길이가 충분히 큰 시편을 이용해서 파괴인성 시험을 수행하도록 하고 있다. 그러나 배관으로부터 큰 시편을 채취하는 것이 어렵기 때문에 1T-CT 표준 시험편을 이용해서 파괴인성치를 구하고 있으나, 표준 CT 시험편을 통해 평가된 파괴저항치는 실배관과의 구속효과 차이로 인해 매우 보수적인 경향을 나타낸다. 따라서 실제 배관의 파괴특성을 평가하기 위해서는 실배관에 의한 파괴인성측정이 필요하다. 그러나 실배관에 의한 파괴인성측정 시험은 비용이 많이 들 뿐만 아니라 시험하기 어려운 문제점을 가지고 있다. 많은 연구자들이 정확한 실배관의 파괴인성치를 구하기 위해 비표준시편을 제시하고 있다.<sup>2,3</sup> 본 연구에서는 실배관과 시편의 파괴인성치가 다른 이유를 균열면에서의 응력구배의 차이라고 가정하여, 실배관과 유사한 응력구배를 가지는 시험편을 제안한 후 이 시험편에 대한 파괴특성을 평가하였다.

### 2. 이론적 응력구배

#### 2.1 실배관의 균열길이별 응력구배

본 연구에서는 균열길이비 ( $\theta/\pi$ )가 0 ~ 0.5인 인장하중과 굽힘모멘트가 동시에 작용하는 실배관 (인장실배관) 시험편에 대하여 균열선단부부터 잔여리거먼트 끝단까지의 응력구배를 이론적으로 계산하였다. Fig. 1은 이론적 계산을 위한 배관 모델을 나타낸것으로 실제 시험에서는 실배관에 레버를 부착하고 레버 끝 단의 핀 홀에서 균열단면에 수직한 방향으로 하중을 부가한다. (Fig. 2), 이 경우 시험편 내 균열부가 존재하는 단면에 대한 잔여리거먼트의 도심에서 인장하중(P)과 굽힘모멘트(M)가 동시에 작용하므로, 다음과 같이 겹침법을 사용하여 각각의 응력으로부터 전체의 응력을 구한다.

$$\sigma_n = \frac{P}{A}, \quad \sigma_b = \frac{My}{I}, \quad \sigma_t = \sigma_n + \sigma_b \quad (1)$$

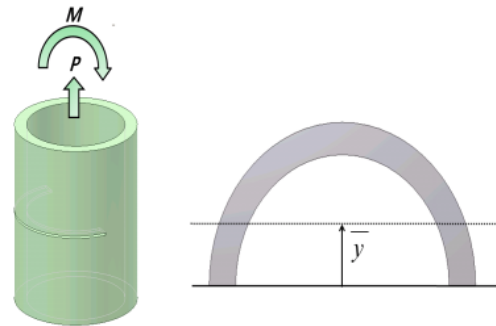


Fig. 1 Model of real pipe

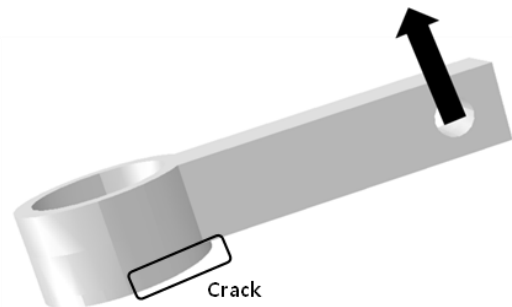


Fig. 2 Model of compact pipe for fracture test

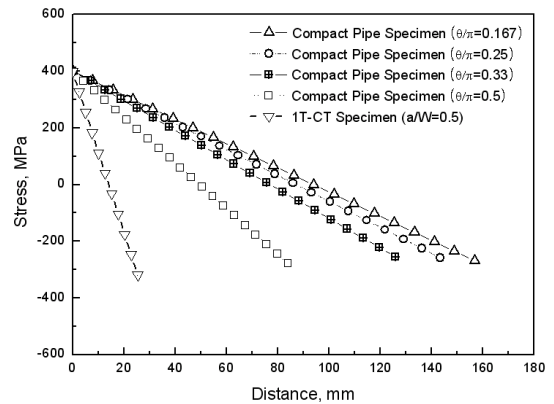


Fig. 3 Theoretical stress gradient of CT and Compact Pipe specimen about flow stress

실배관 시험편의 잔여리거먼트 면적에 대하여 균열단면에서의 응력구배는 Fig. 3과 같다. 또한 표준 1T-CT시험편과 인장실배관 시험편의 응력구배를 비교한 결과, 인장실배관 균열선단부부터의 응력구배가 CT시험편에 비해 완만하게 형성된 것을 알 수 있었다. 따라서 CT시험편을 이용한 파괴인성 평가결과가 실배관의 파괴인성에 비해 낮게 평

가되는 원인이 실패관과의 응력구배가 다르기 때문인 것으로 판단된다.

**2.2 ESG 시험편의 균열길이별 응력구배**

ESG (equivalent stress gradient) 시험편의 경우, Fig. 4에 나타낸 것과 같이 평판 ESG 시험편으로 가정하고 시험편의 균열길이비(a/W)가 0.05~0.3으로 증가함에 따른 잔여리거먼트 면적에서의 응력구배를 계산하였다. 실제 시험에서는 ESG 시험편의 하중부가 핀홀 중심에서 균열단면에 수직한 방향으로 하중을 부과하는데, 이는 시험편 내 균열부가 존재하는 단면의 도심에 대하여 동일한 인장하중과 모멘트가 작용한다고 볼 수 있다.

ESG 시험편의 균열길이비(a/W)가 0.05에서 0.3으로 증가함에 따른 균열선단부의 응력구배를 계산하였으며, 이를 앞서 구한 인장실패관 시험편의 응력구배와 비교하여 Fig. 5에 나타내었다.

ESG 시험편의 균열길이비가 증가할수록 잔여리거먼트의 면적이 줄어들고 하중점부터 잔여리거먼트의 면적 도심까지 거리가 증가하여 인장하중이 감소하고 굽힘모멘트가 증가하는 것을 알 수 있었으며, ESG 시험편의 균열길이가 증가할수록 잔여리거먼트에서의 응력구배 기울기가 커지는 것을 알 수 있었다. 또한 본 연구의 이론 계산법을 이용한 결과, ESG 시험편의 균열길이비(a/W)가 0.133일 때의 응력구배가 실패관의 균열길이비(θ/π)가 0.5일 때의 응력구배와 유사한 것을 알 수 있었다.

**3. 유한요소해석**

탄소성재료의 파괴특성을 평가하는데 주로 사용되는 J-적분은 탄성부분과 소성부분으로 구성되어 있다.<sup>4</sup>

$$J = J_{el} + J_{pl} \tag{2}$$

탄성성분인  $J_{el}$ 은 응력확대계수(K)와<sup>5</sup>

$$J_{el} = \frac{1-\nu^2}{E} K^2 \tag{3}$$

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} F\left(\frac{a}{W}\right) \tag{4}$$

같은 관계가 성립한다. 여기서 E는 탄성계수이며, P는 시편에 부가한 하중, W는 시편의 폭, B는 잔여리거먼트, F는 형상계수를 의미한다.

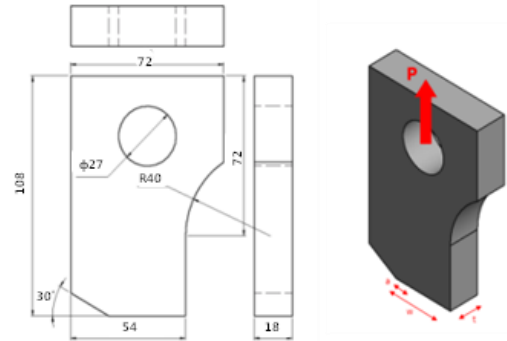


Fig. 4 Model of Equivalent Stress Gradient specimen

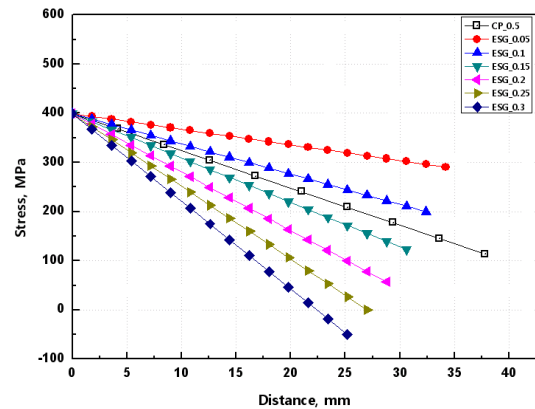


Fig. 5 Comparison of theoretical stress gradient between an ESG specimen and a Compact Pipe specimen about flow stress

또한 균열이 진전하는 경우에 소성부분인  $J_{pl}$ 은<sup>5,6</sup>

$$J_{pl} = \int_0^{A_d} \eta_{pl} P d\Delta_{pl} + \int_{a_0}^a \gamma J_p da \tag{5}$$

와 같다.

해석은 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/2만을 모델링하였다. 해석모델의 재질은 탄성 및 탄성-완전소성 재질로 가정하여 탄성부분과 소성부분의 해석을 진행하였으며, ABAQUS 프로그램을 사용하여 전체 30,900개의 요소로 구성하여 해석을 수행하였다.

**3.1 ESG 시험편의  $J_{el}$**

표준 CT시험편의 경우 응력확대계수 K-계산식이 핸드북 등을 통해 제시되어 있으므로 이를 이용하여 탄성 J-적분값을 구할 수 있으나 본 연구에서 제시한 ESG 시험편의 경우는 비표준 시험편이

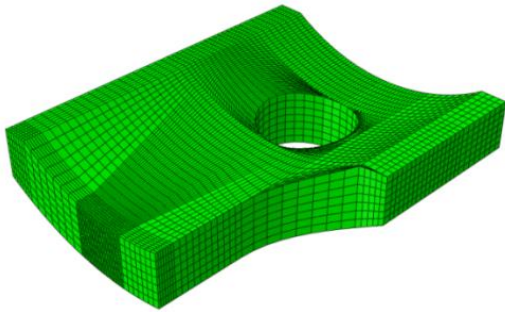


Fig. 6 Finite element model of ESG specimen

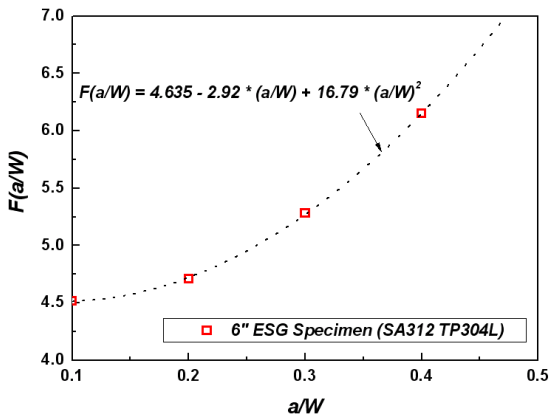


Fig. 7 The values of the shape factors, F for stress intensity factor

기 때문에 K-계산식이 제시되어 있지 않다. 따라서 Fig. 6과 같은 해석모델로 탄성 유한요소해석을 수행하여 ESG 시험편의 K-계산식을 새롭게 제시하였다. 유한요소해석으로 구한 식(2)의 형상보정계수 F를 균열 길이에 대해 2차식으로 곡선 접합하면 식(6)과 같다. Fig. 7에 유한요소해석으로 구한 형상보정계수를 나타내었다.

$$F\left(\frac{a}{W}\right) = 16.79\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 2.92\left(\frac{a}{W}\right) + 4.635 \quad (6)$$

### 3.2 ESG 시험편의 $J_{pl}$

ESG 시험편의  $J_{pl}$ 값을 구하기 위하여서는, 소성 한계하중인  $P_L$ 을 구한 후,  $\eta_{pl}$ 과  $\gamma$ 를 구하여야 한다. 따라서 ESG 시험편에 대한 3차원 유한요소해석을 수행하여 소성 한계 하중식을 유도하였다. 유한요소해석으로 구한 한계하중을 무차원화시켜 균열 길이에 대해 3차식으로 곡선접합하면 ESG 시험편의 소성 한계 하중식은 식(7) 같이 된다. 여기서,

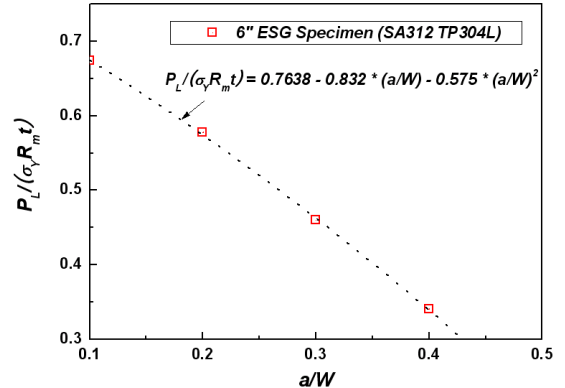


Fig. 8 FE limit load solution for an ESG specimen under axial tension

$P_L$ 은 ESG 시험편의 소성한계하중이며,  $R_m$ 은 평균 반경이다. 또한  $t$ 는 시험편의 두께이며,  $\sigma_y$ 는 항복 강도이다. 곡선접합 결과를 유한요소해석 결과와 비교하여 Fig. 7에 나타내었다. ESG 시험편의 균열 면적  $A$ 와 균열길이  $a$ 는 균열부의 원호의 길이로부터 식(8)과 같이 정의된다. 식(8)에서  $t$ 는 시험편 두께,  $W$ 는 시험편 폭이다. 따라서 최종적으로 ESG 시험편의 파괴저항 곡선 계산을 위한  $\eta_{pl}$ 과  $\gamma$ 는 각각 식(9), 식(10)과 같이 된다.

$$\frac{P_L}{\sigma_y R_m t} = -0.35401\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 0.96492\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 0.96767\left(\frac{a}{W}\right) + 0.35676 \quad (7)$$

$$A = 36\left(\frac{a}{W}\right)t, \quad a = 36\left(\frac{a}{W}\right) \quad (8)$$

$$\eta_{pl} = \frac{1}{36t} \left[ \frac{-1.15\left(\frac{a}{W}\right) - 0.832}{-0.575\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 0.832\left(\frac{a}{W}\right) + 0.7638} \right] \quad (9)$$

$$\gamma = \frac{1}{36t} \left[ \frac{-1.15}{-1.15\left(\frac{a}{W}\right) - 0.832} \right] \quad (10)$$

### 3.3 전기장해석과 균열길이관계식

전기장 해석 시, 적용한 기준 전압은 초기 균열길이에서의 값으로 하였으며, 균열길이비( $a/W$ )를 0.03~0.3까지 7단계로 변화시키며 해석을 수행하였다. ESG 시험편의 전기장 해석 시, 사용된 요소는 3차원 20절점 전기장 해석 요소 (DC3D20E in ABAQUS)이다. Electrical conductivity는 원전 안전주입관(SA312 TP304L) 재질과 동일한 값을 사

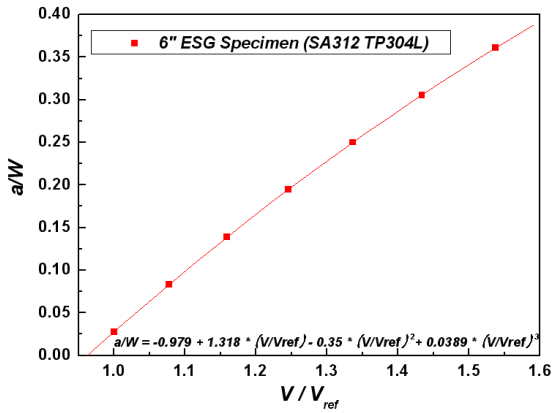


Fig. 9 Resulting calibration curve for crack length calculation

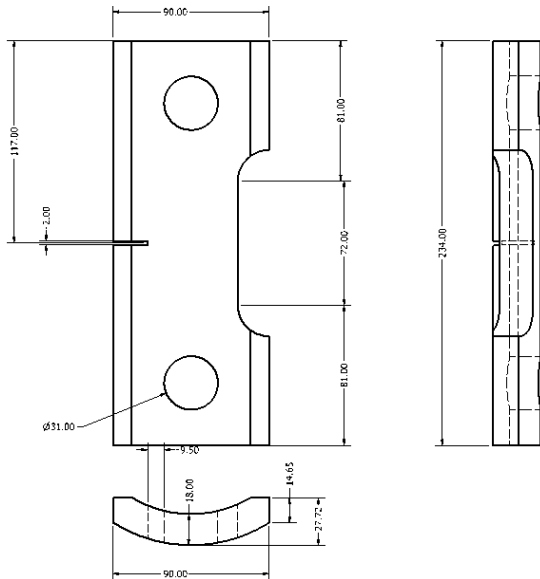


Fig. 10 Design of an ESG specimen (SA312 TP304L)

용하였다.

Fig. 9는 3차원 전기장 유한요소해석으로 구한 무차원 전위차와 무차원 균열길이의 관계를 나타낸 것이다. 따라서 ESG 시험편에 대한 파괴저항시험 시 DCPD법을 이용하여 균열길이를 구하였다.

#### 4. ESG 시험편의 파괴저항 시험

##### 4.1 시험편형상 및 재료 물성

6" 안전주입관에 사용되는 SA312 TP304L 스테인리스 배관에서 직접 채취하고 배관의 곡률 및



(a)



(b)



(c)



(d)

Fig. 11 Experimental setup of fracture toughness test for an ESG specimen

두께를 그대로 적용하여 ESG 시험편을 제작하였다. (Fig. 10) 균열길이비별 ESG 시험편의 파괴저항 시험을 수행하기 위해 시험편 기계가공 노치를 피로예비균열 삽입 후 균열길이비(a/W)가 0.03~0.3이 되도록 가공하였다.

##### 4.2 시험장치 및 방법

파괴저항 시험을 위해서 Instron사의 25ton 용량의 전기유압식 만능시험기(INSTRON 1332)를 사용

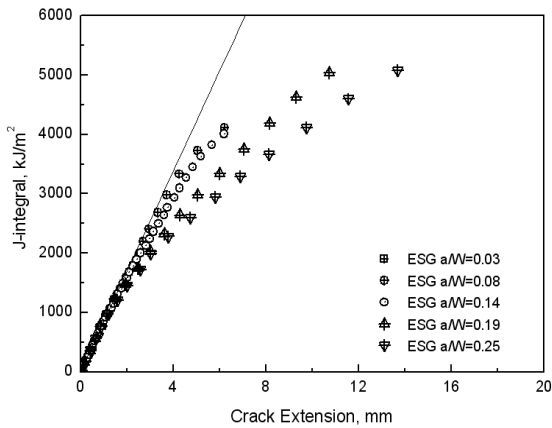


Fig. 12 Results of Fracture toughness tests for ESG specimens according to  $a/W$

하였으며 Capacitec사의 COD 게이지 및 증폭기를 사용하여 게이지 변위를 측정하였다. 균열길이비별 ESG 시험편의 파괴저항 시험을 수행하기 위해 시험편에 피로예비균열을 삽입하여 파괴저항시험을 진행하였다. Fig. 11(a), (b)는 ESG 시험편의 파괴저항시험장치를 나타낸 것이고, Fig. 11(c), (d)는 시험편의 균열개구변위(COD; Crack Opening Displacement)가 열리는 현상을 나타낸 것이다.

### 4.3 시험 결과

시험편 균열길이별 ESG 시험편의 파괴저항시험으로부터 하중-하중선 변위선도와 DCPD법 사용을 위한 균열진전에 따른 전위차 변화를 획득하였다. 획득한 전위차 데이터와 균열길이 관계식을 이용하여 시험시 균열진전량을 계산하였으며 이를 시험 후 파단면에서 구점법으로 측정된 최종균열길이와 비교하여 유효성을 확인하였다. 해석으로 구한 J-적분식과 실험으로 측정된 하중-하중선 변위선도, DCPD법으로 계산한 균열길이를 이용하여 ESG 시험편의 파괴저항 곡선을 도출하였으며, 이를 Fig. 12에 나타내었다. 또한 최종균열길이 측정을 위한 ESG 시험편의 파단면을 Fig. 13에 나타내었다. Fig. 12에 나타낸 것과 같이 균열길이비가 증가함에 따라 ESG 시험편의 파괴저항곡선이 낮아지는 것을 알 수 있었으며, 이는 ESG 시험편의 균열길이비가 증가함에 따라 응력구배가 상대적으로 낮아지기 때문에 나타난 결과로 보여진다.

Fig. 14는 균열길이비별 ESG 시험편과 CT 시험편의 파괴저항 곡선을 비교한 것으로서, 표준 CT

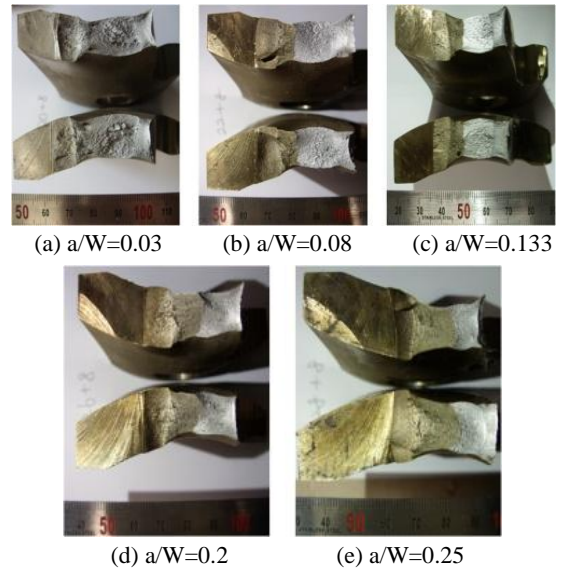


Fig. 13 Fractured ESG specimens after fracture resistance tests according to  $a/W$

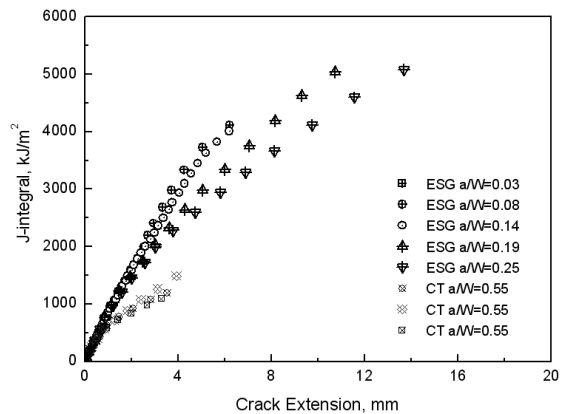


Fig. 14 Comparison of fracture resistance curve between ESG specimens and CT specimen according to  $a/W$

시험편에 비하여 ESG 시험편의 파괴저항 곡선이 상대적으로 높게 평가되었다. 또한 Fig. 15는 균열길이비별 ESG 시험편과 4점 굽힘실패관 및 인장실패관 시험편의 파괴저항 곡선을 비교한 것으로서, ESG 시험결과가 실패관의 균열길이비( $0/\pi$ ) 0.167과 0.5 사이에 놓이는 것을 알 수 있었으며 이를 통해 ESG 시험편의 균열길이비를 조절함으로써, 실패관의 균열길이비별 파괴저항곡선을 모사할 수 있을 것으로 예상된다.

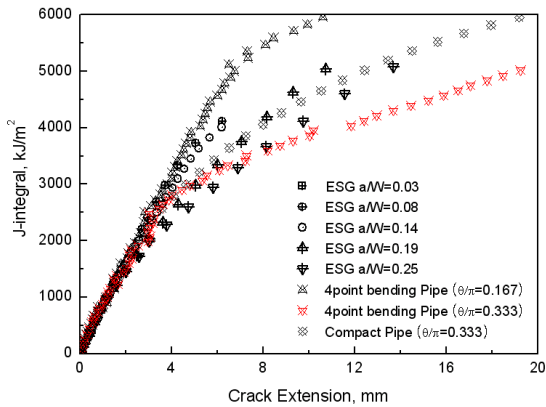


Fig. 15 Comparison of fracture resistance curve between ESG specimens, 4point bending pipe and compact pipe specimen according to a/W

### 5. 결론

본 논문의 연구를 통해 다음과 같은 결론은 다음과 같다.

1. a/W가 0.133인 ESG시편의 응력구배는 실패관의 균열각이 180°일 때 일치한다.
2. ESG시험편의 파괴저항곡선이 실패관의 균열각비( $\theta/\pi$ ) 0.167과 0.5 사이에서 나타났다.

이를 통해 ESG 시험편의 균열길이비를 조절함으로써, 실패관의 균열길이비별 파괴저항곡선을 모사할 수 있을 것으로 예측 가능하다.

### 후 기

이 논문은 2013년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임(No. 2012M2A8A1029423).

### REFERENCES

1. U. S. NRC Piping Review Commission, "Evaluation of Potential for Pipe Break," Report of the U.S. Nuclear Regulatory Commission Piping Review Committee, NUREG-1061, Vol. 3, 1983.
2. Huh, N. S., Kim, Y. J., Choi, J. B., Lim, H. S., and Chung, D. Y., "Prediction of Failure Behavior for Nuclear Piping using Curved Wide-plate Test," J. Pressure Vessel Technol., Vol. 126, No. 4, pp. 419-

- 425, 2004.
3. Koo, J. M., Park, S., and Seock, C. S., "Evaluation of Fracture Toughness of Nuclear Piping using Real Pipe and Tensile Compact Pipe Specimens," Nuclear Engineering and Design, Vol. 259, pp. 198-204, 2013.
4. Chattopadhyay, J., Dutta, B. K., Kushwaha, H. S., Mahajan, S. C. and Kakodkar, A., "A Database to Evaluate Stress Intensity Factors of Elbows with through Wall Flaws under Combined Internal Pressure and Bending Moment," International Journal of Pressure Vessels Piping, Vol. 60, No.1, pp.71-83, 1994.
5. Roos, E., Eisele, U., and Silcher, H., "A Procedure for the Experimental Assessment of the J-Integral by Means of Specimens of Different Geometries," International Journal of Pressure Vessels Piping, Vol. 23, pp. 81-93, 1986.
6. Huh, N. S. and Kim, Y. J., "Determination of J-integral using the Load-COD Record for Circumferential Through-wall Cracked Pipes," Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 130, No. 4, Paper No. 041402, 2008.