

# 이축하중을 받는 십자형 시편의 파괴인성 및 구속효과 평가

김종민<sup>†</sup>·김민철\*·이봉상\*

## Evaluation of Fracture Toughness and Constraint Effect of Cruciform Specimen under Biaxial Loading

Jong Min Kim<sup>†</sup>, Min Chul Kim\* and Bong Sang Lee\*

(Received 31 May 2016, Revised 19 June 2016, Accepted 21 June 2016)

### ABSTRACT

Current guidance considers that uniaxially loaded specimen with a deep crack is used for the determination of the ductile-to-brittle transition temperature. However, reactor pressure vessel is under biaxial loading in real and the existence of deep crack is not probable through periodic in-service-inspection. The elastic stress intensity factor and the elastic-plastic  $J$ -integral which were used for crack-tip stress field and fracture mechanics assessment parameters. The difference of the loading condition and crack geometry can significantly influence on these parameters. Thus, a constraint effect caused by differences between standard specimens and a real structure can over/underestimate the fracture toughness, and it affects the results of the structural integrity assessment, consequentially. The present paper investigates the constraint effects by evaluating the master curve  $T_0$  reference temperature of PCVN (Pre-cracked Charpy V-Notch) and small scale cruciform specimens which was designed to simulate biaxial loading condition with shallow crack through the fracture toughness tests and 3-dimensional elastic-plastic finite element analyses. Based on the finite element analysis results, the fracture toughness values of a small scale cruciform specimen were estimated, and the geometry-dependent factors of the cruciform specimen considered in the present study were determined. Finally, the transferability of the test results of these specimens was discussed.

**Key Words** : Cruciform specimen(십자형 시편), Biaxial loading(이축하중), Fracture toughness(파괴인성), Reference temperature(참조온도), Finite element analysis(유한요소해석), Constraint effect(구속효과)

### 기호설명

$W$  = width of specimen  
 $B$  = thickness of specimen  
 $S$  = span of cruciform specimen  
 $L$  = length of cruciform specimen  
 $a$  = crack depth  
 $a_0$  = initial crack depth  
 $A$  = area underneath of the load-displacement curve

$C_0$  = reciprocal of the initial elastic slope  
 $\eta$  = non-dimensional plastic constant  
 $C$  = machine compliance  
 $T_0$  = reference temperature  
 $\sigma_{\theta\theta}$  = hoop stress  
 $\sigma_{\theta}$  = hydrostatic (mean normal) stress  
 $\sigma_e$  = equivalent von-Mises stress

### 1. 서론

일반적으로 기기의 구조조건전성 평가를 위해서는 재료의  $K_{IC}$  또는  $J_{IC}$  등의 파괴저항성을 측정하여

<sup>†</sup> 회원, 한국원자력연구원 원자력재료안전연구부  
jmkim@kaeri.re.kr

TEL: (042)868-4495 FAX: (042)868-8549

\* 한국원자력연구원 원자력재료안전연구부

이를 구조물에 작용하는 하중에 대응하는 균열선단  $K$ 와  $J$ -integral과 같은 파괴역학 파라미터와 비교하는 절차를 거치게 된다. ASTM E1820<sup>(1)</sup>과 E1921<sup>(2)</sup>에서는 원자로용기의 구조건전성평가를 위하여 표준 시편을 이용한 파괴인성 측정법과 연성-취성 천이구간에서 참조온도  $T_0$ 와 마스터커브를 계산하는 절차를 제시하고 있다. 현재 ASTM E1820에서는 깊은 균열이 존재하는 C(T) 인장시편 또는 SE(B) 3점 굽힘 시편을 이용하여 파괴특성을 평가하도록 하고 있으나 이러한 시편들은 균열의 깊이(깊은 균열), 구속조건, 하중(일축 하중) 등이 실제 구조물과 상이하여 상대적으로 보수적인 결과가 도출된다. 따라서 이러한 구조물의 실제 균열 크기와 하중조건 및 구속조건들을 추가적으로 고려한다면 보다 정확한 원자로용기의 건전성 평가가 가능하게 되며 현 평가방법의 보수성을 줄일 수 있을 것으로 판단된다.

1990년대 이후부터, 이러한 얇은 균열 및 이축하중이 연성-취성 천이온도에 미치는 영향을 정량적으로 평가하고 비교표시편을 도입하는 연구들이 진행되어 왔다. ORNL<sup>(3)</sup>(Oak Ridge National Laboratory)에서는  $100 \times 100\text{mm}$  단면 크기를 가지는 4T 십자형 굽힘시편(CBS, cruciform bend specimen)을 이용하여 A533B재료에 대해 파괴인성 및 구속효과를 평가연구를 수행하였으며, Link<sup>(4)</sup> 등은 더 작은 크기인  $50 \times 50\text{mm}$  단면크기를 가지는 십자형 시편을 이용하여 같은 재료에 대해 구속효과를 평가하였다. Hohe<sup>(5)</sup> 등도  $10 \times 20\text{mm}$  크기의 시편을 이용하여 파괴인성 시험과 유한요소해석을 수행하였다. 그러나 ORNL과 Link 등의 연구에 이용한 시편의 크기는 파괴인성 측정에 사용되는 표준시편인 SE(B) 시편과 비교하여 비교적 큰 크기로, 현재의 원자로용기 파괴인성 평가에 사용되는 표준시편의 규격을 어느 정도 따르는 동시에 개선 가능한 시편의 형상과 비교적 큰 차이가 있어 직접 적용성에 한계가 있으며 소형 시편에 비해 시험비용이 더 소요되는 단점이 있다. 또한 ORNL에서는 A533B재료를 사용하였으나, 본 연구에서 고려하고 있는 원자로용기 재료는 SA508 Gr. 3로 재료거동의 차이점이 있다.

본 연구에서는 SE(B)시편을 수정하여  $10 \times 10\text{mm}$  단면을 갖는 십자형 시편을 제작하였다. 일축하중을 받는 각 축은 PCVN 시편과 길이와 크기가 동일하나 이축하중을 모사하기 위한 두 개의 하중 축이 추가

되었다. 이축하중 하의 얇은균열이 삽입된 십자형 시편의 파괴인성 실험결과와 함께 3차원 탄성 및 탄소성 유한요소해석(finite element analysis)을 수행하였으며, 본 연구에서 사용된 십자형시편의 시편형상 계수 함수를 도출하여 SA508 Gr. 3 재료의 연성취성 천이데이터와 파괴인성 특성을 비교하였다. 또한, 유한요소해석 결과를 바탕으로 십자형 시편의 형상과 하중에 따른 구속효과를 검토하였다.

## 2. 파괴인성 시험

Fig. 1은 본 연구에서 고려한 소형 십자형 시편의 형상이다. 기본적인 시편의 형상은 ORNL과 Link의 시편형상을 참조하였다. 본 연구에서는 SE(B) 3점 굽힘 하중 시편을 기본으로 두 개의 추가적인 하중 축과 12개의 하중분산홈(load-diffusion slot)들을 고려하였다. 십자형 시편에는  $a/W=0.3$ 인 직선균열(straight crack)이 중앙에 존재한다. 십자형 시편은 4개의 leg와 중앙의 지지점에 의해 5점 굽힘을 받게 되어 이축하중을 모사할 수 있도록 제작되었다. 시편 중앙에는  $8\text{mm}$  크기의 볼이 시편의 뒷면으로부터 균열이 있는 앞면으로 하중을 가하게 되며 4개의 지지점으로부터 압축하중에 대한 반발력이 생기게 된다. 길이방향의 축(균열열림을 위한 하중 축)과 횡축에는 굽힘변위에 의한 과도한 구속을 피하기 위하여 각 leg에 하중분산홈을 3개씩 삽입하였으며, 홈 중앙에는 너비가  $0.5\text{mm}$ 가 되도록 기계방전가공(electro discharging machining)을 하였다. 중앙의 균열은 노치를  $2\text{mm}$  생성한 후 피로균열을 성장시켰다.

피로균열성장 과정에서 십자형 시편의 균열 성장은 그 구조상 SE(B)시편과 달리 육안검사(visual inspection)가 어렵다. 본 연구에서는 상온 예비실험을 통해 식(1)과 같은 관계를 이용하여 균열 성장량을 결정짓는 파라미터를 도출하였다.

$$da = \frac{W-a}{\eta} \times \frac{dc}{C} \tag{1}$$

여기서,  $a$ ,  $\eta$ ,  $C$ 는 균열깊이, 무차원 소성상수, 컴플라이언스이다. 피로균열은 균열 성장을 좀 더 쉽게 추정하기 위하여 일축하중상태에 수행하였다. 그림2는 파괴인성 실험후의 파면을 나타낸 것으로 균열깊이가 약  $3\text{mm}$ 로  $a/W=0.3$ 을 만족함을 확인하였다.

파괴인성 실험은 MTS 810 재료시험기를 이용하였으며, 십자형 시편의 형상에 맞게 지그(jig)를 제작하였다. 시편은 준정적조건(quasi-static)에서 0.15mm/min 속도로 중앙부의 크로스헤드(cross-head)가 압입되도록 수행하였으며 액체질소가 충전된 챔버를 이용하여 시험온도(T= -80°C, -100°C, -120°C)를 조절하였다. 균열열림변위(crack mouth opening displacement, CMOD)는 클립게이지를 이용하여 측정되었다.

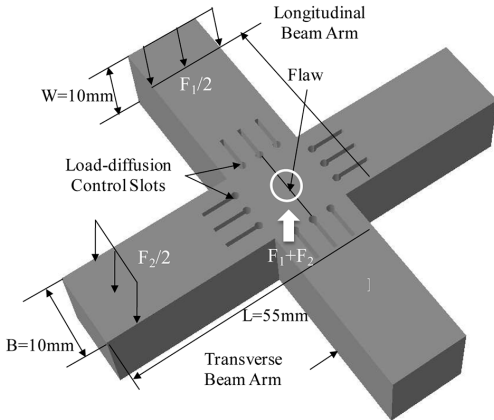


Fig. 1 Geometry of 10×10 cruciform bend specimen

ASTM E1921은 SE(B) 표준시편을 이용한 파괴인성을 측정하는 방법을 소개하고 있다. 균열선단의 응력확대계수(stress intensity factor)의 탄성 부분은 식 (2)와 같이 계산된다.

$$K_e = \{PS/[BW^{3/2}]\} f(a_0/W) \quad (2)$$

여기서,  $P$ ,  $a_0$ ,  $f(a_0/W)$ 는 하중, 초기균열 크기, 형상함수이며, 본 연구의 경우 십자형 시편을 사용하였으므로 형상함수  $f(a_0/W)$ 를 유한요소해석 결과를 이용하여 결정하였다.



Fig. 2 Fracture surface after the fracture tests ( $a/W=0.3$ )

취성파괴균열 개시시점(onset of the cleavage fracture)의  $J$ -integral은 탄성과 소성 부분의 합으로 다음과 같이 계산된다.

$$J_c = J_e + J_p = \frac{(1-\nu^2)K_e^2}{E} + \frac{\eta(A-1/2C_0P^2)}{B(W-a_0)} \quad (3)$$

여기서,  $A$ ,  $C_0$ ,  $\eta$ 은 하중-변위 곡선(load-displacement curve)의 하부 영역의 크기, 초기 탄성 기울기의 상수, 소정보정인자이다. 십자형시편의 소정보정인자는 유한요소해석을 통해 결정되었다.

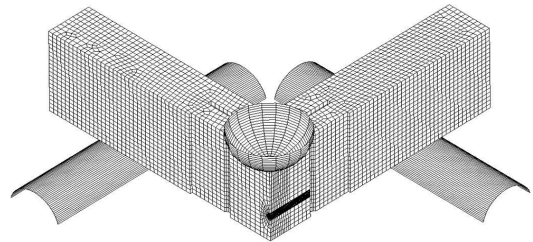


Fig. 3 FE model for simulation of experiment

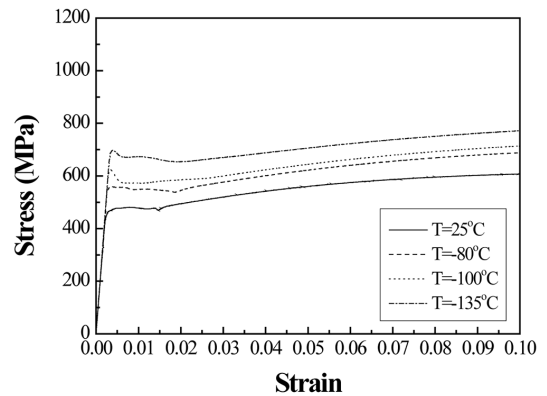


Fig. 4 Stress-strain curves at various test temperatures

### 3. 유한요소 해석

#### 3.1 형상 함수 결정

유한요소해석에서는 균열깊이가 구속효과에 미치는 영향을 분석하고 십자형 시편의 형상함수를 얻기 위해  $a/W=0.1, 0.3, 0.5$ 인 3가지 균열 깊이를 고려하였다. 유한요소해석은 상용프로그램인 ABAQUS<sup>(6)</sup>를 사용하였다. 그림 3은 십자형시편의 1/4 유한요소 모델로, 지지점, 압입자, 균열을 잘 나타내도록 그림 1의 시편형상을 뒤집은 형태로 나타내었다. 균열선

단은 집중쐐기형(focused wedge type) 요소를 사용하였으며 균열선단 특이성을 모사하기 위해 중간 절점을 균열선단으로부터 1/4 지점으로 이동하였다. 5개의 contour를 이용하여 유한요소모델을 검증한 결과 탄성 *J*-integral 값이 경로독립성을 유지함을 확인하였다. 유한요소모델에 사용된 요소(element)수는 27,244개이며 절점(node)수는 121,535개이다. 시편은 변위제어(displacement control)를 하였으며 하중 지지점과 크로스헤드는 강체(rigid body)로 모델링 하였다. 접촉조건(contact condition)은 모든 모델에 self-contact 조건을 적용하였고, 탄소성 해석에서는 비선형 형상(non-linear geometry)을 고려하도록 하였다. 2장에서 언급한 형상함수를 결정하기 위하여 그림 4와 같이 SA508 Gr. 3재료의 온도별 인장 데이터 중  $T = -80, -100^{\circ}\text{C}$ 인 재료물성을 이용하여 유한요소 해석을 수행하였다.

탄성형상함수  $f(a/W)$ 는 탄성해석을 수행하여 도출하였으며, 소정보정인자  $h(a/W)$ 는 탄소성해석을 통해 결정하였다. 두 인자의 온도에 따른 차이는 없었다. 균열깊이비를 변수로 결정된 형상함수들은 식 (4-5)와 같다.

$$f(a/W) = -0.092(a/W)^2 + 0.072(a/W) + 0.03 \quad (4)$$

$$\eta(a/W) = -3.824(a/W)^2 + 0.764(a/W) + 1.069 \quad (5)$$

### 3.2 파괴인성시험과 유한요소해석 결과

$a/W = 0.3$ 인 십자형 시편을  $T = -80^{\circ}\text{C}, -100^{\circ}\text{C}, -120^{\circ}\text{C}$ 의 3가지 온도에서 각 3개씩 준비하여 파괴인성시험을 수행하였다. 시험으로부터 얻어지는 균열열림변위 및 하중곡선과 식 (4-5)와 같이 얻어진 형상함수를 이용하여 각 온도에서의  $K_{Ic}$ 를 계산하였으며, 벽개파괴 개시시점에서의 유한요소해석 *J*-integral 데이터와 시험결과의 비교를 통해  $K_{Ic}$ 를 결정하였다. 사용된 탄성계수의 평면변형률 조건은 다음과 같다.

$$K_{Ic} = \sqrt{J_c \frac{E}{1-\nu^2}} \quad (6)$$

시편의 소성항복을 평가하기 위하여는 균열부근의 소성발달을 살펴볼 필요가 있으므로 유한요소해석을 통해  $a/W = 0.3$ 이고 시험온도가  $-100^{\circ}\text{C}$ 인 경우에 대하여 소성영역이 균열선단으로부터 시편의

반대면까지 확장될 때 까지를 검토하였다. 그 결과, 균열선단의 소성영역은 균열열림변위가  $0.036\text{mm}$ 일 때 크로스헤드의 소성영역과 만나게 되며, 시간이 흐른 후 균열선단 소성영역의 경계면은 균열열림변위가  $0.2\text{mm}$ 일 때 시편 반대면에 도달하여 시편의 단면에 전체적인 항복이 일어났다.

## 4. 결과 및 토의

### 4.1 마스터커브 방법

Wallin의 마스터커브 방법을 이용하면 페라이트강 재료의 인성과 온도 관계를 특정지을 수 있다. 마스터커브는 낮은 천이구간에서 깊은 균열이 삽입된 1T, 약  $25\text{mm}$ 크기의 시편을 이용하여 결정된  $K_{Ic}$  값을 이용하여  $T_0$  참조온도를 계산하도록 되어있다. 시험온도와 시편 크기에 따른  $K_{Ic}$  및  $T_0$  사이의 관계는 다음 식과 같다.

$$K_{Ic(1T)} = 30 + 70\exp[0.019(T - T_0)] \quad (7)$$

$$K_{Ic(1T)} = 20 + (K_{Ic(X)-20}) \left( \frac{B_x}{25.4\text{mm}} \right)^{1/4} \quad (8)$$

비록 얇은균열 그리고 비표준시편인 십자형 시편의  $T_0$  참조온도가 ASTM E1921의 높은 구속조건인 표준시편을 대상으로 하는 유효성을 만족하지 못하지만, 비표준시편의  $T_0$  참조온도 데이터는 전체 데이터의 평균특성을 정량화하는데 효율적으로 사용될 수 있다.

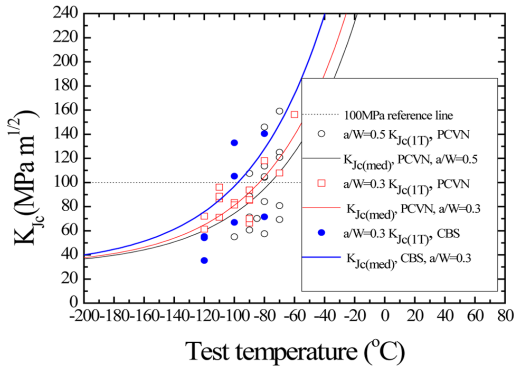
### 4.2 구속효과 평가

9개의 십자형 시편 시험결과를 1T로 환산한  $K_{Ic}$  값과 함께 Table 1에 정리하였으며 Fig. 5에 SA508 Gr. 3 재료의 PCVN  $K_{Ic}$  값을 십자형 시편의 데이터와 함께 도시하였다. PCVN시편의  $T_0$  값은  $a/W = 0.3, 0.5$ 일 때  $-83.4^{\circ}\text{C}$ 였으며 십자형 시편의  $T_0$ 는  $a/W = 0.3$ 일 때  $-97.6^{\circ}\text{C}$ 였다.

ASTM E1921에서는 다음 식과 같이 각시편의 한계  $K_{Ic}$  값을 만족하도록 하고 있다.

$$K_{Ic(1T)} \leq \left( \frac{Eb\sigma_{ys}}{M} \right)^{1/2} \quad (9)$$

여기서  $M=30$ 이다. 일반적으로 높은  $M$  값은 벽개 파괴개시 시점에서의 높은 구속조건을 의미한다. 본



**Fig. 5** Comparison of cruciform data with other deep and shallow crack PCVN data obtained previously on SA508 Gr. 3 material

연구에서 고려한 십자형 시편의  $M$ 값을 Table 1에 나타내었다. 상술한 바와 같이,  $-100^{\circ}\text{C}$ 에서  $a/W=0.3$ 일 경우 유한요소해석결과는 균열열림변위가 약 0.036일 때 균열전단의 소성영역이 크로스헤드에 도달하게 되고 균열열림변위가 약 0.2mm일 때 시편은 전체적인 항복에 도달하게 된다. 시험온도  $-100^{\circ}\text{C}$ 에 해당하는 시편 S19, S20, S22중 높은 구속조건을 나타내는 S20시편의 경우를 제외한 시편들은 응력완화로 인한 구속력 부족이 실험결과에 영향을 미쳤을 것으로 판단된다. 이는 십자형 시편이 높은 구속조건을 유지하기 위해서는 시편의 잔여리가먼트가 더 길어져야 함을 나타낸다.

Fig. 6은 십자형 시편 종축과 횡축의 지지점에서 발생하는 반발력과 중앙 압입부의 압입력을 나타낸 것이다. Fig. 1과 같이 지지점의 반발력의 합은 압입부의 압입력과 같다. 이축성(biaxiality)은 Fig. 6에 나타낸 바와 같이 균열 깊이가 증가할수록 줄어들게 된다. 이 해석에서, 저자는 PCVN 시편과 십자형 시편의  $a/W$

에 따른 영향 비교를 중점으로 수행하였으므로 이축하중비가 동일하게 유지되지 않아 이러한 이축하중비가 구속효과에 영향을 미칠 가능성이 있음을 확인하였다. 일반적으로 이축하중은 균열전단의 구속을 높게 만들고 파괴인성은 낮아지게 된다. 반면 얇은 균열은 구속효과를 낮게 만들어 파괴인성이 높아진다. 페라이트강의 연성-취성 전이영역에서의 벽개파괴인성은 시편의 형상, 하중모드, 시편크기의 상관관계가 잘 정리되어 있는 것으로 알려져 있다. 시험온도  $-80^{\circ}\text{C}$ 와  $-100^{\circ}\text{C}$ 에서의 십자형 시편의 파괴인성은 S20과 S16 시편을 제외하고 PCVN 시편보다 높았으며 상대적으로 분산도가 높았다. 그러나 S20과 S16시편의 균열열림변위와  $M$ 값을 검토한 결과 십자형 시편의 시험결과는 높은 구속조건 유지하고 있음을 보여준다.  $-120^{\circ}\text{C}$ 의 경우 높은  $M$ 값을 보이며 균열전단에서의 높은 구속이 이루어졌음을 알 수 있으며 이축하중의 영향으로 낮은 파괴인성을 보임을 확인할 수 있었다. 따라서  $-120^{\circ}\text{C}$ 의 데이터가 상대적으로 적은 분산을 보이며 낮은 파괴인성을 적절히 나타내고 있는 것으로 판단된다.

본 연구에서는 십자형 시편의 구속조건을 살펴보기 위하여  $Q$ -stress<sup>(7)</sup>를 도입하였다.

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})^{HRR}}{\sigma_0} \text{ at } \theta = 0; r = \frac{2J}{\sigma_0} \quad (10)$$

여기서  $\sigma_{\theta\theta}$ 는 원주방향 응력(hoop stress)이며 “HRR”은 Hutchinson-Rice and Rosengren 균열전단 응력장을 의미한다. 그러나 본 연구에서 HRR 응력장에서 참조값  $(\sigma_{\theta\theta})_{HRR}$ 은 평면변형률 조건이므로 3차원 구조물에 대한  $Q$ -stress의 적용을 위해 3축 응력 파라미터를 다음과 같이 도입하여 면외(out-of-plane) 구속효과를 정량화하였다.

**Table 1.** Summary of cruciform specimen test results

Spec. ID	$K_{Ic}$ MPa-m <sup>1/2</sup>	$K_{Ic}(1T)$ MPa-m <sup>1/2</sup>	Test Temp. °C	CMOD <sub>c</sub> mm	M
S16	85.2	71.6	-80	0.122	122
S17	199.9	162.5	-80	0.485	22
S21	340.0	273.4	-80	1.218	7
S19	162.5	132.9	-100	0.337	35
S20	79.3	67.0	-100	0.109	149
S22	127.7	105.3	-100	0.229	57
S23	39.3	35.3	-120	0.048	514
S25	63.1	54.2	-120	0.096	182
S26	64.6	55.3	-120	0.097	174

$$\frac{\sigma_H}{\sigma_0} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3\sigma_0} \text{ at } \theta = 0; r = \frac{2J_z=0}{\sigma_0}; Z = 0 \quad (11)$$

여기서  $\sigma_H$ 는 등방응력(hydrostatic stress),  $\sigma_i (i=1\sim3)$ 는 주응력(principal stress)을 나타낸다. 이 파라미터는 3방향의 주응력을 포함하게 되므로 3차원 효과를 나타내기 위해 적합하다.

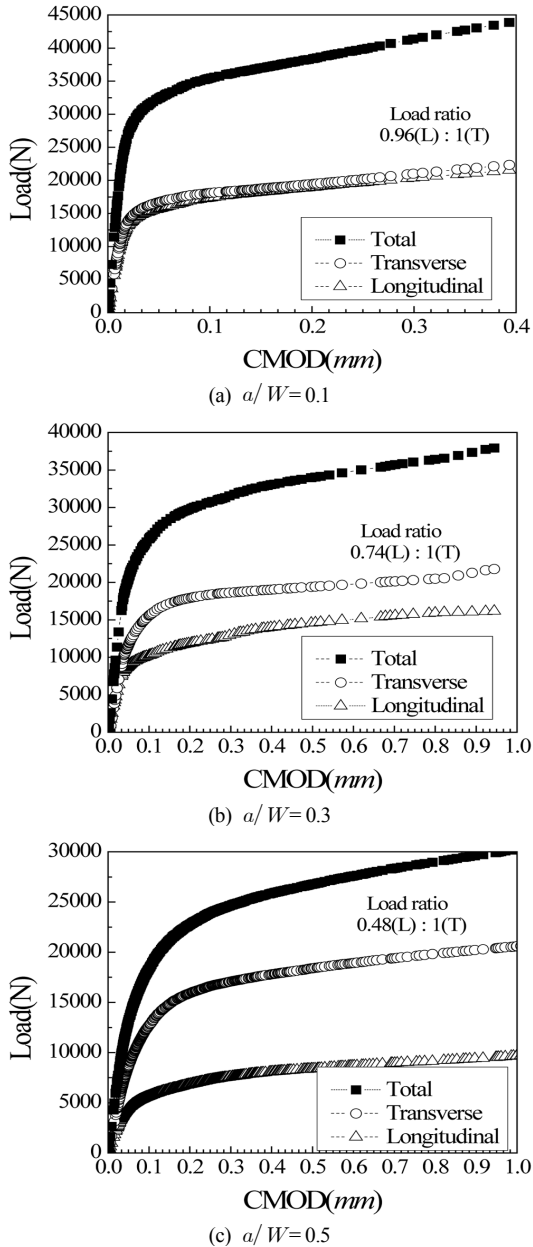


Fig. 6 Biaxiality ratio of cruciform specimens

Fig. 7은 상술한  $\sigma_H$ 를 이용하여 시험온도  $-100^\circ\text{C}$ ,  $J \approx 58 \text{ kJ/m}^2$  일때 균열선단으로부터의 등방응력 변화를 나타낸 것이다.  $a/W=0.5$ 인 PCVN시편의 구속은  $a/W=0.3$ 일때보다 높았으며 모든 PCVN시편은 십자형 시편과 비교할 때 높은 구속조건을 보였다. PCVN 시편과는 반대로  $a/W$ 가 증가할수록 십자형 시편은 낮은 구속조건을 보였다. 이러한 결과는 Fig 6과 같이 이축하중비의 증가에 의한 균열선단 구속효과 증대가  $a/W$ 가 감소함에 따른 균열선단의 구속효과 감소보다 더 큼을 의미한다. Fig. 5와 Fig. 7로부터  $a/W=0.3$ 인 경우 십자형 시편의 파괴인성이 PCVN시편보다 높은 값을 나타냄을 확인할 수 있다.

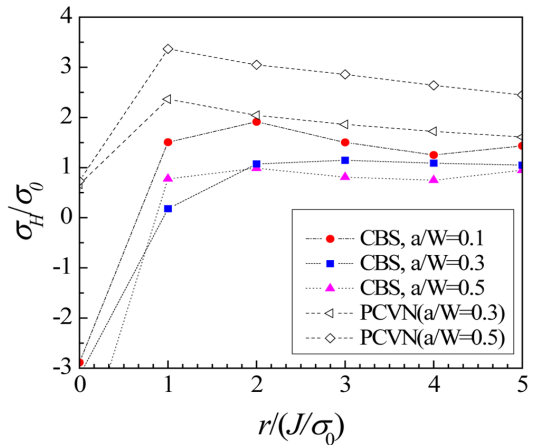


Fig. 7 Sensitivity to  $a/W$  based on hydrostatic stress,  $\sigma_H$ , at  $T=-100^\circ\text{C}$  and  $J \approx 58 \text{ kJ/m}^2$

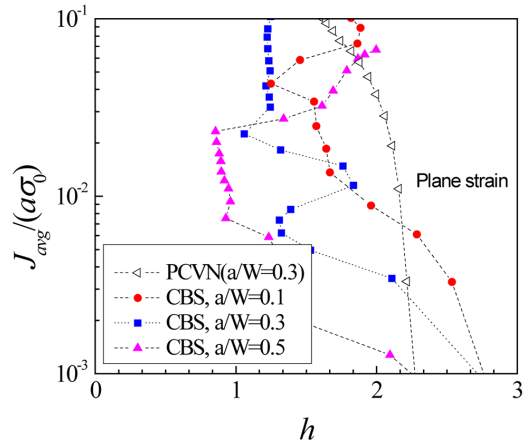


Fig. 8 Effect of  $a/W$  on variations of the crack tip stress triaxiality,  $h$ , with  $(J_{avg}/(a\sigma_0))$  for PCVN and CBS specimens

본 연구에서는 다음과 같은 면내(in-plane)와 면외(out-of-plane) 구속효과를 정량화하기 위해 식 (11) 대신 다음과 같은 식을 도입하였다.<sup>(8)</sup>

$$h \equiv \frac{\sigma_H}{\sigma_e} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3\sigma_3} at \quad (12)$$

$$\theta = 0; r = \frac{2J_{z=0}}{\sigma_e}; z = 0$$

여기서  $\sigma_e$ 는 등가 von-Mises 응력을 의미한다.

Fig. 8은 십자형 시편과 PCVN 시편의  $a/W$ 에 의한 영향을 나타낸 것이다. 균열선단의 삼축응력  $h$ 와 ( $J_{avg}/(a\sigma_0)$ )를 PCVN 시편과 십자형 시편에 대해 비교하였다. 낮은 하중에서  $h$ 값은 평면변형률조건을 만족하는 일반적인 경향을 보였으며, 십자형 시편의 경우 낮은 하중에서 PCVN시편보다 높은  $h$ 값을 보였다. 그러나 하중이 증가할수록 PCVN시편은  $h$ 값의 변화가 미미한 반면 십자형 시편은 균열선단의 응력완화(stress relaxation)로 인해 평면응력조건으로 점진적으로 변화하였다.

이러한 결과로부터, 십자형 시편의 시험온도가  $-120^\circ\text{C}$ 인 경우 실제 구조물과 같이 높은 구속조건을 보이며, 이로 인하여 파괴인성이 낮아지고  $T_0$  참조 온도를 상승시키는 영향을 보인 것으로 판단된다. 또한, 높은 시험온도에서 십자형 시편이 유효성을 보이기 위해서는 시편의  $B$ 와  $W$ 가 높은 구속조건을 유지하고 평면 변형률 조건을 만족하도록 변경되어야 함을 확인하였다. 이러한 조건들이 수정된다면 실제구조물에서의 얇은 균열, 높은 구속조건, 이축하중 등의 영향을 좀 더 면밀히 평가할 수 있을 것으로 생각된다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 소형 십자형 시편을 설계하고 제작하였으며, 균열 크기가  $a/W=0.1, 0.3, 0.5$ 인 십자형 시편에 대해 3차원 유한요소해석을 수행하여 비표준 시편인 십자형 시편에 적합한 형상함수를 도출하였다. 또한, 파괴인성 시험과 유한요소해석을 통해 십자형 시편의 참조온도  $T_0$ 와 파괴인성  $K_{Ic}$ 를 도출하였고 이를 PCVN시편과 비교하였으며 구속조건을 평가하였다. 주요 결론은 다음과 같다.

(1) 파괴인성 평가에서 십자형 시편의 데이터들은 PCVN데이터와 비슷한 경향을 보였으나  $T_0$ 값은  $a/W=0.3$ 인 경우 PCVN 시편의  $T_0$ 값보다 낮은 경향을 보였다. PCVN시편의  $T_0$ 값은  $a/W=0.3, 0.5$ 일 때  $-83.4^\circ\text{C}$ 였으며 십자형 시편의  $T_0$ 는  $a/W=0.3$ 일 때  $-97.6^\circ\text{C}$ 였다.

(2) 구속조건 평가에서는 십자형 시편은 PCVN시편과 반대로,  $a/W$ 가 증가할수록 낮은 구속조건을 보이는 이축하중비의 영향력이  $a/W$ 가 감소할수록 균열선단의 구속이 감소하는 영향력보다 더 큼을 확인하였다. 이러한 균열선단응력장에 대한 해석으로부터, 낮은 하중에서는 십자형 시편이 PCVN 시편보다 높은 삼축응력 조건에 있음을 확인하였으나 하중이 증가할수록 균열선단의 응력완화로 인하여 십자형 시편이 평면응력조건에 도달함을 확인하였다.

(3) 따라서, 평면변형률조건과 소규모항복조건 (small scale yielding)을 만족하는 동시에 실제구조물의 높은 구속조건, 상대적으로 얇은 균열깊이, 이축하중 조건 등을 현실적으로 평가할 수 있는 시편의 형상을 적절히 설계하여 건전성 평가에 도입한다면, ASTM의 높은 보수성을 어느 정도 해소할 수 있을 것으로 판단된다.

최종적으로, 본 연구를 통해 얻은 결론은 향후 실 구조물 평가에 사용되는 비표준시편의 개발에 있어서 ASTM의 보수성을 해결하는 중요자료로 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

## 후 기

이 연구는 원자력연구개발사업의 “장기가동 원전 재료 안전성 향상 신기술 개발” 과제의 일환으로 수행된 연구입니다.

## 참고문헌

- (1) ASTM, 2005, “Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness,” *ASTM E1820-05*.
- (2) ASTM, 2005, “Standard Test Method for Determination of the Reference Temperature,  $T_0$ , for Ferritic Steels in the Transition Range,” *ASTM E1921-05*.
- (3) Bass, B. R., McAfee, W. J., Williams, P. T. and

- Pennell, W. E., 1998, "Evaluation of Constraint Methodologies Applied to a Shallow-Flaw Cruciform Bend Specimen Tested under Biaxial Loading Conditions," *ASME/JSME Joint PVP Conference*.
- (4) Link, R. E., Joyce, J. A. and Roe, C., 2007. "An Experimental Investigation of the Effect of Biaxial Loading on the Master Curve Transition Temperature in RPV Steels," *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 74, pp. 2824-2843.
- (5) Hohe, J., Luckow, S., Hardenacke, V., Sguaizer and Y., Siegele, D., 2011, "Enhanced Fracture Assessment under Biaxial External Loads using Small Scale Cruciform Bending Specimens," *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 78, pp. 1876-1894.
- (6) "User's Manual," ABAQUS Version 6.4-1, ABAQUS, Inc., 2003.
- (7) O'Dowd, N. P. and Shih, C. F., 1991, "Family of Crack-tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter," *J. of Mech. & Phy. Solids*, Vol. 39, pp. 898-1015.
- (8) Brocks W. and Schmit, W., 1995, "The Second Parameter in J-R Curves: Constraint or Triaxiality. In: Kirk, M., Bakker, A., Editors. Constraint Effects in Fracture-theory and Applications," *ASTM STP 1244*, Philadelphia: American Society for Testing and Materials, pp. 209-231.