

<기술논문>

DOI:10.3795/KSME-A.2009.33.4.409

# PCVN 시편 파괴인성의 균열 깊이 영향에 대한 Scaling 모델 해석

박상윤<sup>†</sup> · 이호진\* · 이봉상\*

(2009년 1월 22일 접수, 2009년 2월 25일 수정, 2009년 3월 4일 심사완료)

## Analysis of Cleavage Fracture Toughness of PCVN Specimens Based on a Scaling Model

Sang Yun Park, Ho Jin Lee and Bong Sang Lee

**Key Words :** Shallow Crack(얕은 균열), Fracture Toughness Testing(파괴인성시험), Constraint Effects(구속효과), 3-Dimensional Crack(3 차원균열), Scaling Model(스케일링 모델).

### Abstract

Standard procedures for a fracture toughness testing require very severe restrictions for the specimen geometry to eliminate a size effect on the measured properties. Therefore, the used standard fracture toughness data results in the integrity assessment being irrationally conservative. However, a realistic fracture in general structures, such as in nuclear power plants, may develop under the low constraint condition of a large scale yielding with a shallow surface crack. In this paper, cleavage fracture toughness tests have been made on side-grooved PCVN (precracked charpy V-notch) type specimens (10 by 10 by 55 mm) with various crack depths. The constraint effects on the crack depth ratios were evaluated quantitatively by the developed scaling method using the 3-D finite element method. After the fracture toughness correction from scaling model, the statistical size effects were also corrected according to the standard ASTM E 1921 procedure. The results were evaluated through a comparison with the  $T_0$  of the standard CT specimen. The corrected  $T_0$  for all of the PCVN specimens showed a good agreement to within  $5.4^\circ\text{C}$  regardless of the crack depth, while the averaged PCVN  $T_0$  was  $13.4^\circ\text{C}$  higher than the real CT test results.

### 1. 서론

원자력 등 많은 산업 분야에서 구조 설계 및 안전성 평가 시, 파괴역학의 적용은 매우 중요하고 보편적이다. 전통적인 파괴역학에서는, 단일 매개변수로 구조물에 존재하는 균열선단의 파괴거동을 특징지을 수 있는 것으로 보았다. 이러한 단일 매개변수에는 응력강도계수  $K_I$ 과 J-적분 등이 있고

이 값이 파괴에 대한 재료의 저항을 나타내는 파괴인성(fracture toughness),  $K_{Ic}$ 와  $J_{Ic}$ 에 도달하면 구조물은 국부적 파괴가 발생하게 된다. 이러한 파괴인성은 균열 깊이, 시편의 크기, 하중조건 및 균열의 성장 조건 등에 의해 영향을 받는 것으로 알려져 있다. 그 중에서도 균열 깊이는 구속효과(constraint effect)에 영향을 미치고 시편의 크기는 구속효과뿐만 아니라 통계적 파괴에 영향을 미치게 된다.<sup>(1~3)</sup> 따라서 파괴인성의 보편적인 적용을 위해서는 이러한 영향인자에 상관없이 일정한 값을 보이도록 시편의 두께나 균열 길이에 제한 조건을 두게 된다. 하지만 깊은 균열(deep crack)에 비교하여 얕은 깊이의 균열(shallow crack)은 상대적으로 낮은 구속(low constraint)을 보인다. 이렇게 얕은 깊이의 균열이 내재된 실제 구조물에, 높은

[이 논문은 2008년도 재료 및 파괴부문 춘계학술대회(2008. 5. 29.-30., 충북대) 발표논문임]

<sup>†</sup> 회원, 한국원자력연구원

E-mail : parksy@kaeri.re.kr

TEL : (042)868-4675 FAX : (042)868-8549

\* 한국원자력연구원

**Table 1** Chemical composition and mechanical properties of the tested materials

Chemical Composition (wt.%)										Tensile Property		
C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Al	Cu	YS (MPa)	UTS (MPa)	Elong. (%)
0.21	0.24	1.36	0.007	0.002	0.92	0.21	0.49	0.022	0.03	447	595	27

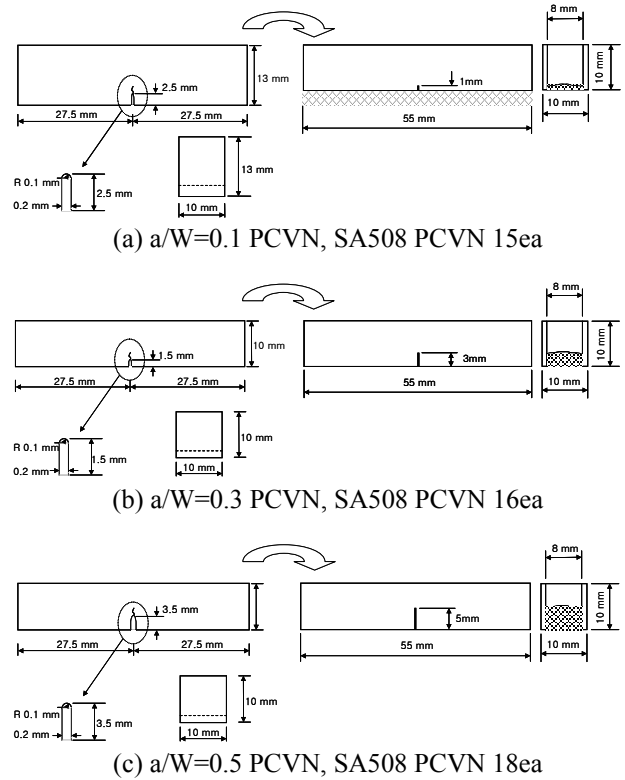
구속조건을 만족하도록 엄격히 결정된 파괴인성을 적용하게 되면 지나치게 보수적인 평가가 되기 쉽다. 본 논문에서는 파괴인성에 대한 균열 깊이의 영향을 시험하기 위해 원자로 압력용기에 보편적으로 사용되는 SA508-Gr. 3 재료의 PCVN(pre-cracked Charpy V-notched)시편을 이용하였다. 여기서 균열 깊이의 비는 0.5, 0.3, 0.1로 나누었고 기본적인 시험 방법은 ASTM E1921-05<sup>(4)</sup>를 따랐다. 얇은 균열에 대한 파괴인성 J의 소성성분은 하중-하중선변위곡선(LLD, load-line displacement curve)을 이용하여 얻어졌으며 얇은 균열 평가에 필요한 소성  $\eta_{LLD}$  값은 Sumpter<sup>(5)</sup>가 제시한 식을 적용하였다. PCVN시편의 파괴인성 결과는 통계적 보정 이론을 이용하여 두께가 1T인 시편의 파괴인성 값으로 환산하였다. 얻어진 유효 파괴인성 값을 이용하여 천이특성온도  $T_0$ (reference temperature)를 구하고 온도에 따른 파괴인성 곡선인 마스터커브(master curve)를 균열 깊이 별로 적용하였다.

마지막으로 3 차원 유한요소 해석을 통한 스케일링 모델(scaling model)를 적용하여 얇은 균열의 구속력 손실(constraint loss)을 정량적으로 분석하고 시험을 통해 구한 파괴인성  $K_{Jc}$ 을 표준 CT 시편의  $K_{Jc}$  값으로 보정하였다. 이와 같이 얇은 균열에 대한 파괴인성 시험 및 구속력 손실 평가방법을 제시함으로써 실구조물 안전성 평가의 신뢰도 향상에 기여할 것으로 사료된다.

## 2. 파괴인성시험

### 2.1 시험재료 및 시험절차

ASTM E 1921 은 천이온도구간에서 벽개취성 파괴거동을 보이는 페라이트강에 대한 파괴인성 천이특성 기준온도,  $T_0$ 를 결정하는 방법을 제시하고 있다. 그러나 ASTM E1921 에서 제시하고 있는 표준 파괴인성 시험법은 시험시편이 높은 구속력을 유지할 수 있도록 제한된 균열 형상에 대해서만 규정하고 있다. 따라서 얇은 균열에 대해 파괴인성 시험을 하기 위해서는 시험방법 및 균열 깊이에 따라 적합한  $\eta$ 상수 값을 결정하고 시험하중 속도를 계산해야 한다.<sup>(6)</sup>

**Fig. 1** Configuration of PCVN specimen

본 연구에서는 원자로 압력용기로 사용되는 Table 1 과 같은 SA508-3 재료로  $a/W=0.5, 0.3, 0.1$  PCVN 시편을 가공하고 파괴인성 시험을 수행하였다.

시험에 사용된 PCVN 시편의 형상과 균열 위치에서의 단면은 Fig. 1 과 같다.  $a/W=0.5$  인 시편의 제작은 ASTM E 1921 의 규정에 따라 가공하였고  $a/W=0.3$  과  $0.1$  인 경우는 본 시험에서 Fig. 1 과 같은 방법으로 가공하였다. 특히  $a/W=0.1$  인 경우에는 균열 깊이가 너무 얇은 관계로 균열 모사가 쉽지 않기 때문에 시편 폭,  $W$ 를 13 mm로 제작하여 노치를 2.5 mm 가공하고 피로균열을 4 mm로 진전 시킨 후 3 mm를 절삭하는 방법을 사용하였다.  $a/W=0.3$  인 경우에는  $W=10$  mm로 제작하고 노치를 1.5 mm 가공하여 3 mm까지 피로균열을 진전시켰다. 예비피로균열은 선단에 소성변형이 생기지 않도록 ASTM E1921 의 하중조건에 따라 최대 하중을 조절하였다. 또한 시편 두께 방향에 대하여 일정한 균열 길이로 가공 되었는지 ASTM E1921 조건에 의하여 확인하였다. 마지막으로 파괴인성시험 동안 시험편의 바깥 표면 부근에 낮은 3 축 응력(triaxiality stress) 상태가 되어 균열 터널링(crack tunneling) 및 전단영역(shear lip)이 발생하는 것을 막기 위하여 측면홈(side grooving)을 가공하였다. ASTM E1921-05 에서 제시하는 표준시험방법은 하중-LLD를 이용하는 것이다. Fig. 2 는  $a/W=0.5$  인 PCVN 시편에

대해 -80°C에서 취성벽개파괴가 발생할 때까지 시험을 한 후 얻은 하중-LLD곡선을 나타낸다. 하중-LLD 곡선을 이용하여 다음 식으로부터 탄성성분과 소성성분의 합인 J-적분 값(J<sub>c</sub>) 이 계산된다.

$$J_c = \frac{(1-\nu^2)}{E} K_e^2 + \frac{\eta A_{pl}}{(B_N b_0)} \quad (1)$$

여기서 K<sub>e</sub> 는 탄성 파괴인성인 응력강도계수를 나타내며 각 시편의 형상에 따라 해가 알려져 있다. 또한 B<sub>N</sub>은 측면홈의 길이를 제외한 시편의 순수두께, b<sub>0</sub>는 비균열부 길이(ligament), A<sub>pl</sub>은 소성면적을 나타내며 η는 소성일(plastic work)과 관련된 무차원 상수이다. 식 (1)에서 J의 소성성분을 나타내는 두 번째 항은 시험시편의 고정지지대와 지지점(roller) 그리고 하중압자(punch) 등에 의해 추가적으로 발생하는 탄성 컴프라이언스(elastic compliance)를 뺀 하중선변위를 근거로 하여 구해진다. 높은 구속조건을 만족하는 PCVN 시편의 깊은 균열에 대해 ASTM E1921-05에서는 η=1.9 로 규정하고 있지만 얇은 균열에 대한 η 값은 제시되어 있지 않다. 따라서 a/W=0.1 인 얇은 균열에 대해서는 Sumpter에 의해 제시된 다음과 같은 다항식을 적용하였다.

$$\eta = 0.32 + 12(a/W) - 49.5(a/W)^2 + 99.8(a/W)^3 \quad (2)$$

이 식은 a/W < 0.282 인 얇은 균열에 대해 적용될 수 있고 a/W < 0.282 인 PCVN 에 대해 η < 1.9 인 값을 보인다.

평면변형률(plane stain) 조건에서 천이온도영역의 파괴인성 K<sub>Jc</sub>는 K와 J적분의 관계식에서 다음과 같이 계산된다.

$$K_{Jc} = \sqrt{J_c E / (1-\nu^2)} \quad (3)$$

시험하중속도는 K-P(응력강도계수와 하중)의 관계와 P-Δ(하중과 변위)의 관계로부터 유도된 변

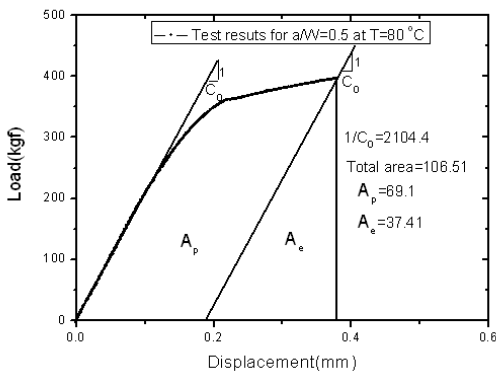


Fig. 2 Load-load line displacement curve

위를  $\dot{\Delta} = 0.15(\text{mm}/\text{min})$  를 모든 시험시편에 대해 파단 될 때까지 가하였다. 시험장치로는 MTS 50 톤 용량의 유압식 재료시험기를 이용하였고 마스터커브 시험 준비와 절차는 ASTM E1921 의 방법을 따랐다. 마스터커브 시험은 동일한 온도에서 시험하는 방법과 여러 온도에서 시험하는 방법이 있다. 본 시험에서는 다중온도(multi-temperature) 시험법을 적용하였다. 시험 온도는 isopentane 을 냉매로 하는 저온용기와 액체질소를 사용하여 ±0.5°C 이내의 정밀한 온도조절을 하였으며, 각 시편에 열전대를 부착하여 실제 시험온도를 확인하였다. PCVN 시편은 a/W=0.5, 0.3, 0.1 에 대해 각각 18, 16, 15 개씩 시험하였다.

### 2.2 마스터커브 해석

시편 형상에 따른 최대 파괴인성의 제한조건을 만족하는 유효한 파괴인성 값이 6 개 이상이 되도록 시험을 반복한 후, 다음 식을 이용하여 각각의 파괴인성 값을 25.4 mm 의 1T-CT 시편 두께에 해당하는 파괴인성 값으로 보정 한다.

$$K_{Jc} = K_{\min} + [K_{Jc(x)} - K_{\min}] \left( \frac{B_x}{25.4} \right)^{1/4} \quad (4)$$

여기서 K<sub>min</sub>=20MPa√m 이고 K<sub>Jc(x)</sub> 와 B<sub>x</sub> 는 보정하고자 하는 시편의 파괴인성과 두께이다. 우변의 지수 1/4 는 Weibull 지수의 역수이다. Weibull 지수 4 는 저합금강의 벽개파괴인성 특성을 잘 표현한다. 다음 식으로부터 유효 데이터 중절(censoring) 및 1T시편 두께로 보정이 된 K<sub>Jc(i)</sub> 를 대입하여 다중온도 시험법에 대한 T<sub>0</sub>를 계산한다.

$$\sum_{i=1}^N \delta_i \frac{\exp[0.019(T_i - T_0)]}{11 + 77 \exp[0.019(T_i - T_0)]} - \sum_{i=1}^N \frac{(K_{Jc(i)} - 20)^4 \exp[0.019(T_i - T_0)]}{\{11 + 77 \exp[0.019(T_i - T_0)]\}^5} = 0 \quad (5)$$

여기서 δ<sub>i</sub> 는 데이터가 유효한 경우 1, 무효한 경우 0 이 된다. N은 총 시험시편 수, T<sub>i</sub>는 K<sub>Jc(i)</sub>에 대응되는 시험 온도이다. 본 시험에서는 a/W=0.5, 0.3, 0.1 에 대해 각각 14, 15, 12 의 유효 데이터 중절을 보였다. 구해진 T<sub>0</sub>로부터 천이온도구간 T에 대한 마스터커브는 다음 식으로부터 구할 수 있다.

$$\begin{aligned} K_{Jc(0.5)} &= 30 + 70 \exp[0.019(T - T_0)], \\ K_{Jc(0.05)} &= 25.2 + 36.6 \exp[0.019(T - T_0)], \\ K_{Jc(0.95)} &= 34.5 + 101.3 \exp[0.019(T - T_0)]. \end{aligned} \quad (6)$$

여기서  $K_{Jc(0.5)}$ ,  $K_{Jc(0.05)}$ ,  $K_{Jc(0.95)}$  는 파괴인성의 확률을 나타내는 것으로 각각 50%, 5%, 95%의 특성 곡선이다.

### 3. 스케일링 모델 해석

#### 3.1 스케일링 모델

구속력 손실을 정량적으로 평가하는 방법 중  $\sigma^* \cdot V^*$  모델은 천이영역에서 균열선단 앞에서의 응력( $\sigma_{22}$ )이 특정한 범위에 걸쳐서 재료의 파괴응력을 넘어야 발생한다는 Ritchie, Knott, Rice(RKR)<sup>(7)</sup> 벽개파괴는 모델을 확장한 개념으로서 미소역학적 측면에서 보면, 임계응력  $\sigma^*$ 이 임계부피  $V^*$ 에 걸쳐 분포할 때 벽개파괴 유발인자를 파괴시키며 균열이 개시되는 것으로 가정한 이론이다.

본 논문에서는  $\sigma^* \cdot V^*$  모델을 마스터커브에 적용하였다. 먼저 1T-CT 시편의 임계 응력  $\sigma^*$ 와 임계면적  $A^*$ 을 구하고  $\sigma^* \cdot A^*$ 와  $J$ 의 관계로부터 PCVN 시편의  $K_{Jc(PCVN)}$ 값을 1T-CT 시편의  $K_{Jc(CT)}$ 값으로 구속력 보정을 한다. 두 번째로 ASTM E1921의 통계적 두께보정 식을 이용하여  $K_{Jc(PCVN)}$ 값을 1T 두께로 보정한다.

결과적으로 임계응력  $\sigma^*$ 와 임계면적  $A^*$ 를 결정하는 것이 가장 중요하다. 여기서  $\sigma^*$ 와  $A^*$ 는 온도에 따라 변하지 않는 인자(parameter)로 가정한다. 실제로  $-50^\circ\text{C}$  이하에서는 큰 영향이 없는 것으로 알려져 있다.<sup>(8)</sup> 소규모항복(SSY, small scale yield) 조건에서 균열선단의 응력장은 다음 식과 같이 특정값의 등응력 곡선내의 면적(A)으로 표현할 수 있다.<sup>(9)</sup>

$$A = 10^{P(R)} [K_J / \sigma_{ys}]^4 \quad (7)$$

여기서  $R = \sigma_{22} / \sigma_{ys}$ 이다. 소규모항복 조건의 유한요소 해석으로부터 함수  $P(R)$ 을 구할 수 있다. 이 함수는 온도의 영향을 받지 않는다고 가정하고 다음과 같이 다항식의 형태로 표현할 수 있다.<sup>(8)</sup>

$$P(R) = \sum_{j=0}^4 C_j \left( \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{ys}} \right)^j \quad (8)$$

계수  $C_j (j=0, \dots, 4)$ 는 곡선적합하여 구해지는 상수이다. 식 (7)로부터  $K_{Jc}$ 를 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$K_{Jc} = \sigma_{ys} [A^* 10^{-P^*}]^{1/4} \quad (9)$$

여기서  $P^* = P(R^* = \sigma^* / \sigma_{ys})$ 이다. 적절한 임계응력비  $R^*$ 를 찾고 식 (7)과 (9)의  $A^*$ 를 구하면 식

(9)에서  $K_{Jc}$ 를 계산할 수 있다. 본 논문에서는 1T-CT 시편이 천이온도 영역에서 SSY조건을 만족한다고 가정하고 1T-CT의 파괴인성시험 결과와 삼차원 유한요소해석을 이용하여 식 (9)를 만족하는  $\sigma^*$ 와  $A^*$ 를 결정하였다. 먼저  $-135^\circ\text{C}$  물성치의 1T-CT 시편에 대한 삼차원 유한요소 해석 결과를 후처리 작업을 통해 균열선단에서 취성파괴가 발생하는 임의의 임계응력을 가정한다. 여기서 CT 시편의 파괴를 일으키는 주요응력 성분은  $\sigma_{22}$ 이기 때문에  $\sigma_{22}$ 를 항복응력과의 비로 나타내어  $R = \sigma_{22} / \sigma_{ys}$ 로 놓고  $R=1.8$ 에서 3.4에 해당하는  $\sigma_{22}$ 를 잠정적인 임계응력으로 가정한다. 그리고 각각의 잠정적인 임계응력 이상이 작용하는 균열선단의 면적을 하중이 증가함에 따라  $J$ -적분값과 함께 구한다. 구속력 손실이 없다면  $A/b^2$ 와  $(J_c/b\sigma_{ys})^2$ 의 관계는 선형적일 것이다. 반면에 1T-CT시편의 면적  $A$ 와  $J$ 를 무차원화 하여 잠정적인 임계응력에 따라 나타내면 Fig. 3과 같다. 그러나 천이영역에서의 1T-CT 시편의 파괴인성 시험결과를 살펴보면  $(J_c/b\sigma_{ys})^2$ 이 매우 작은 초기구간에서 파괴가 발생하기 때문에  $A/b^2$ 와  $(J_c/b\sigma_{ys})^2$ 의 관계를 다음 식 같이 선형적인 관계로 가정하여 해석을 해도 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

$$\frac{A/b^2}{(J/b\sigma_{ys})} = L \left( \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{ys}} \right) \quad (10)$$

여기서  $b$ 는 비균열부의 길이이며  $\sigma_{ys}$ 는 시편의 항복응력이다. 식 (7)을 만족하는 함수  $P(R)$ 을 구하기 위해 Fig. 3으로부터 가정한 각각의 응력비에 대해 초기 기울기를 구하여  $\epsilon_0^2 = (\sigma_{ys} / E)^2$ 을 곱하고 로그를 취하면 다음 식과 같은 응력비에 관한 함수를 얻을 수 있다.

$$\log_{10} \left( \frac{A\sigma_{ys}^2\epsilon_0^2}{J^2} \right) = P(R) \quad (11)$$

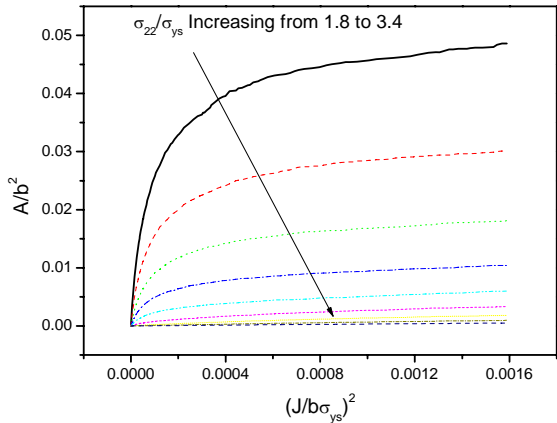
위 결과를 응력비  $R = \sigma_{22} / \sigma_{ys}$ 에 따라 나타내면 Fig. 4와 같이 지수적합방정식으로 표현하면 다음 식과 같다.

$$J^2 = A\sigma_{ys}^2\epsilon_0^2 10^{-P(R)} \quad (12)$$

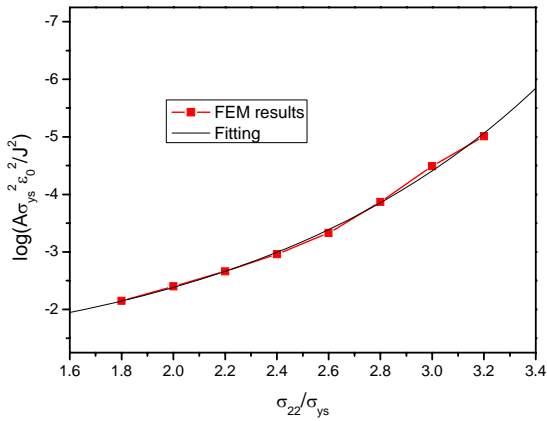
위 식을  $K_J$ 로 나타내면 다음과 같다.

$$K_J = [E'A\sigma_{ys}^2\epsilon_0^2 10^{-P(R)}]^{1/4} \quad (13)$$

여기서  $P(R) = -0.878 - 0.273 \exp(R/1.172)$ 로 구해졌다.



**Fig. 3** Critical area within critical stress ratio as a function of  $(J/b\sigma_{ys})^2$



**Fig. 4** Non-dimensional initial slope as a function of stress ratios

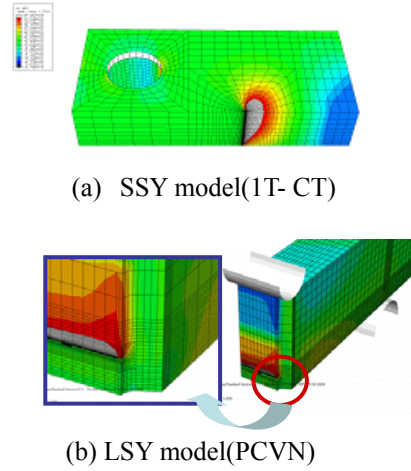
그러면 식 (13)에서 항복응력과 탄성계수는 온도에 의존하기 때문에 A와 P를 일정한 값으로 가정하면 식 (13)은 온도에 따른 파괴인성계수로 표현된다. 1T-CT 시편의 마스터커브와 식 (13)의 온도에 따른  $K_I$  값이  $-50\text{ }^\circ\text{C}$  이하의 온도에서 가장 일치하게 되는 A와  $\sigma_{22}$ 를 시행착오 방법으로 찾는다. 결과로서  $\sigma^* = \sigma_{22} = 1,676\text{ MPa}$ ,  $A^* = 1.16\text{E-}8\text{ m}^2$ 가 구해졌다.

### 3.2 유한요소해석

해석에 사용된 재료는 다음 식과 같이 Ramberg-Osgood의 탄소성 응력-변형률 관계식을 따른다고 가정하여 해석하였다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (14)$$

여기서 탄성계수  $E = 214,907\text{ MPa}$ , 푸아송 비  $\nu = 0.3$ , 항복강도  $\sigma_0 = 666\text{ MPa}$ , 변형경화지수  $n = 5$ 이고  $\alpha = 8.783$ 이며 이들 값들은 인장시험을 수행하



**Fig. 5** Finite element mesh for scaling method

여 구해졌다. 해석모델은 실제 PCVN 시편에 대한 파괴인성 시험의 형상조건을 만족시킬 뿐만 아니라 탄소성 해석 시 발생하는 하중압자와 지지점에서의 지나친 변형을 막기 위하여 시편이 강성체(rigid body)인 지지점과 하중압자에 접촉하고 있는 형상으로 모델링 하였고 접촉(contact) 문제로 해석하였다. CT 시편과 PCVN 시편의 3 차원모델 형상에 대해 Fig. 5에 나타냈다.

지지점의 지름은 ASTM E1820에서 제시하고 있는  $W/2$  이상이 될 수 있도록 6mm로 모델링 하였으며 하중압자 역시 E1820의 조건을 만족하도록 지름을 4mm로 설계하였다. CT 시편의 모델의 경우 측면홈을 포함하지 않은 모델로 대칭성을 고려하여 1/4로 모델링 하였으며 균열선단 요소는 탄소성 변형률장을 잘 표현할 수 있도록 특이요소로 모델링 하였다. 요소형태는 20절점 8 적분점을 이용하였고 절점수는 37110개, 요소수는 8020개로 모델링 하였다. PCVN 3차원 해석의 경우 대칭성을 고려하여 8절점 요소, 1/4 모델로 가정하였다. 또한 측면홈을 갖는  $a/W = 0.13, 0.3, 0.5$ 에 대하여 절점수는 26,585에서 28,568개, 요소수는 23,184에서 24,947개로 모델링 하였다. 균열선단에 가장 작은 요소 크기는  $10\text{ }\mu\text{m}$ 이며 균열선단은 소성변형에 따라 둔화(blunting)될 수 있도록 쐐기모양의 요소(wedge shaped element)로 모델링 하였다. 측면홈을 갖는 모델링의 경우, 측면홈의 깊이는 양면에 시편두께의 10%씩, 뿌리에서의 반경은 0.5mm로 모델링 하였다.

1T-CT 시편을 소규모 항복조건으로 가정했기 때문에 일정면적 A를 무차원화한  $A/b^2$ 은 시편에 가해진 하중파라미터  $(J/b\sigma_{ys})^2$ 와 선형적인 관계를 가진다. 반면에 PCVN 시편은 균열선단의 소성역 크기가 비균열부 길이 b나 두께 B에 비하여 상대

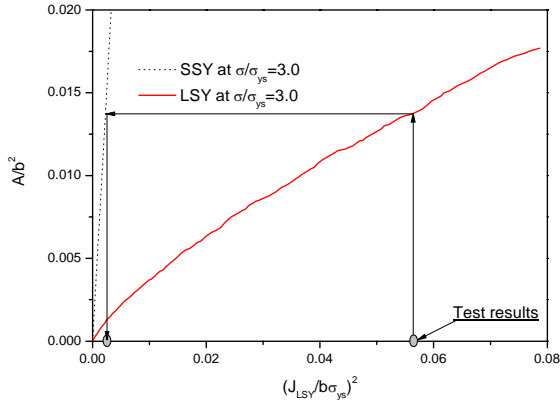


Fig. 6  $J/J_{SSY}$  constraint adjustment procedure

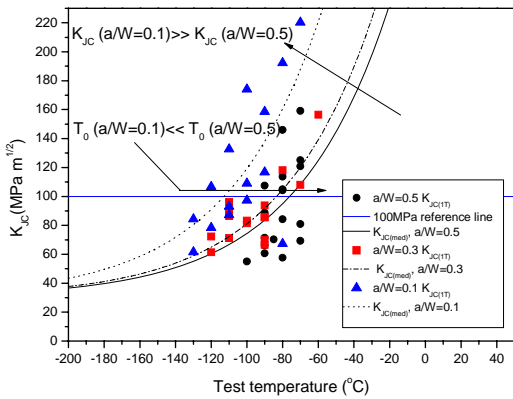


Fig. 7 Master curve analysis for PCVN specimens

적으로 커지게 되어 균열선단의 응력장은 대규모 항복(large-scale yielding; LSY) 상태가 되고 균열 선단의 3 축응력에 의한 소성구속력은 작아지게 된다. 시편의 변형 정도가 커지게 되면  $\sigma_{22}$ 는 점점 SSY 상태에서 벗어나게 되고, 이 경우  $A/b^2$ 는 더 이상  $(J/b\sigma_{ys})^2$ 에 비례하지 않는다. Fig. 6 과 같이 scaling model 해석을 통해 얻은 결과로부터  $J_{LSY}/J_{SSY} > 1$  인 경우, 실험결과값인  $K_{Ic}$ 를  $J_{LSY}/J_{SSY}$ 의 제곱근으로 나누어 구속력 손실을 보정한  $K_{Ic}$ 를 구한다. 마지막으로 식 (4)를 이용해 두께보정을 하고 1T-CT 시편에 해당하는  $T_0$ 를 구한다.

#### 4. 결 과

##### 4.1 마스터커브

시험결과 구해진 각 온도별 파괴인성 데이터를 ASTM E1921의 절차에 따라 분석하여 Fig. 7 과 같이 파괴인성-온도 곡선을 얻었다. Fig. 7 에서 실선과 점선은 각각 SA508-Gr. 3 재료로 시험하고 1T 두께로 보정한 PCVN 마스터커브의 중앙값을 나타낸다. 얇은 균열의 시편인  $a/W=0.1$  PCVN 과

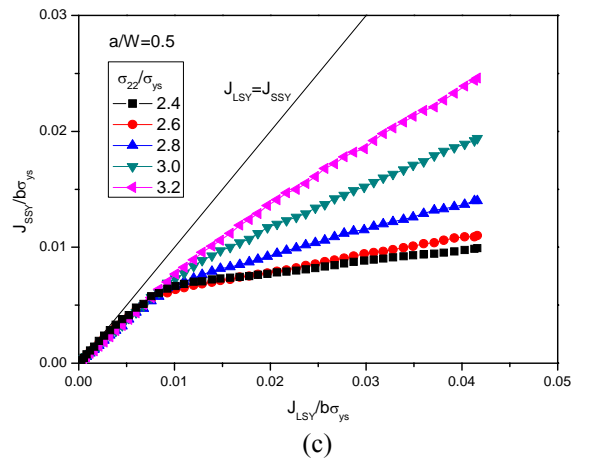
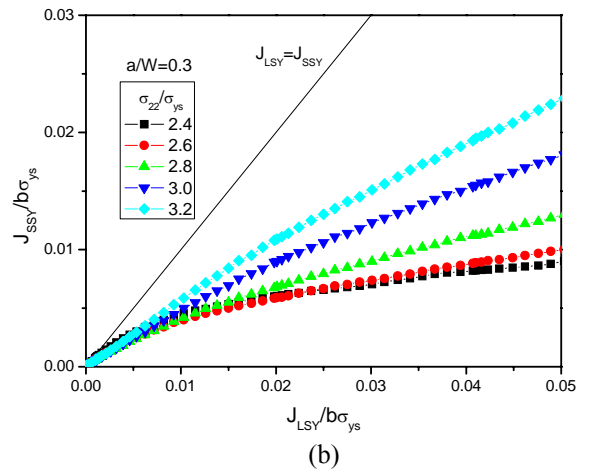
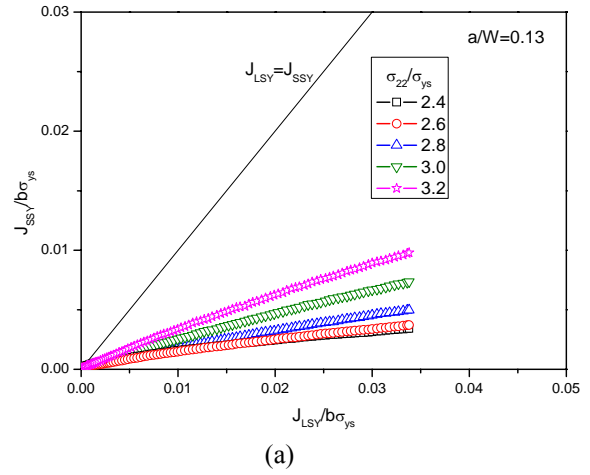
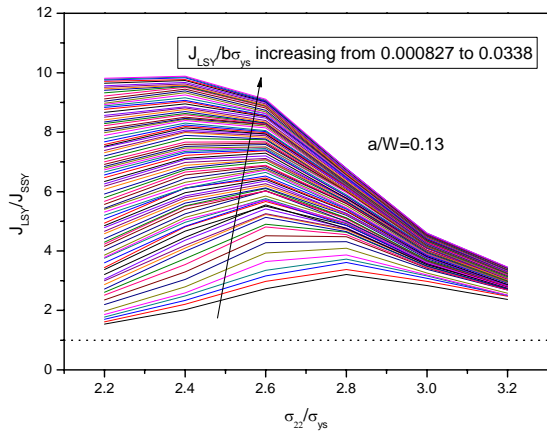


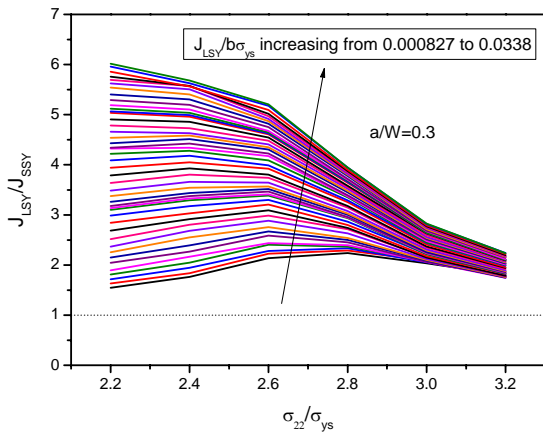
Fig. 8 Constraint effect of strain deformation according to crack depth

$a/W=0.3$  PCVN 시편의  $K_{Ic}$  값이  $a/W=0.5$  PCVN 시편의  $K_{Ic}$  값과 비교하여 더 높은 것을 알 수 있다.

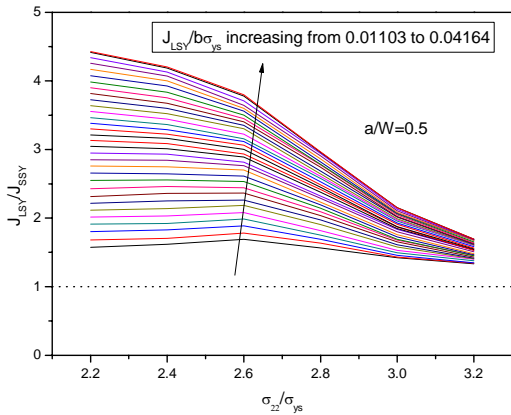
시험결과로부터 마스터커브를 그리고 각 시편별로  $K_{Ic( med )}$  곡선의 값이  $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  일 때의 온도를 나타내는  $T_0$ 의 결과를 보면,  $a/W=0.5$  PCVN



(a)



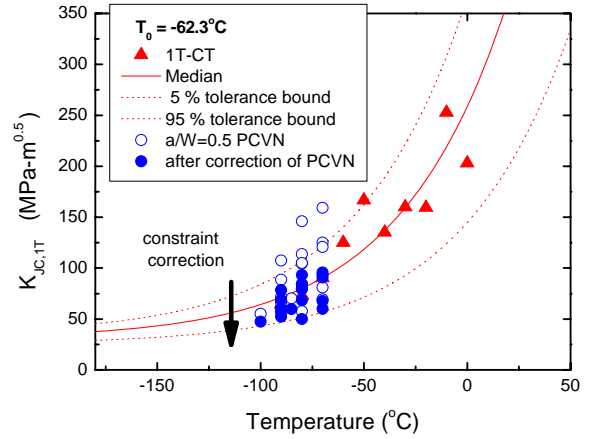
(b)



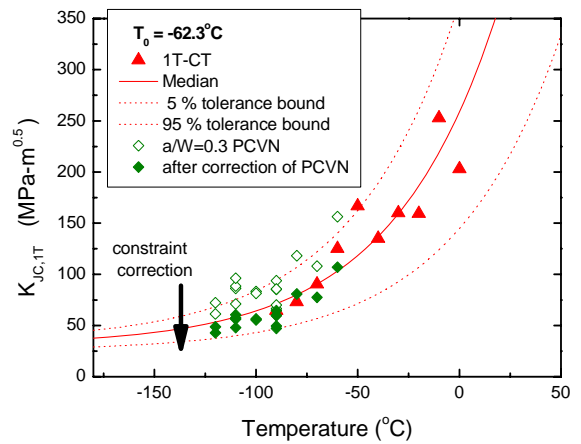
(c)

**Fig. 9** Constraint effect of critical stresses according to crack depth

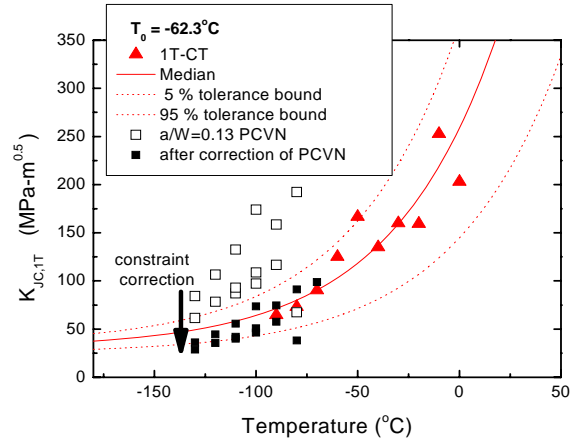
시편의  $T_0$ 는  $-75.9^\circ\text{C}$ ,  $a/W=0.3$  PCVN 시편과  $a/W=0.1$  PCVN 시편의  $T_0$ 는 각각  $-83.4^\circ\text{C}$  와  $-112.8^\circ\text{C}$ 로 나타났다.  $a/W=0.5$  PCVN 시편의  $T_0$ 와 비교하여 볼 때, ASTM E1921의 통계적 보정과 구속제한조건을 적용하여도 같은 균열의 PCVN 시편에서의 높은  $K_{Jc}$ 로 인하여 낮은  $T_0$ 가 구해짐을 알 수 있다. PCVN 시편의 경우  $a/W=0.1$  과  $0.5$  사



(a)



(b)



(c)

**Fig. 10** Constraint correction results compared with 1T-CT ( $T_0=-62.3^\circ\text{C}$ ). (a)  $a/W=0.5$  PCVN, (b)  $a/W=0.3$  PCVN and (c)  $a/W=0.1$  PCVN

사이의  $T_0$  차이는 약  $37^\circ\text{C}$ 이다. 따라서 깊은 균열에 대한 파괴인성치를 이용하여 얇은 균열에 대한 안전성 평가를 하기 위해서는 보정이 필요함을 알 수 있다. 온도에 따른 파괴인성곡선의 결과를 살펴보면 얇은 균열의 경우에도 깊은 균열과 같은

경향을 보였다. 이는 마스터커브가 깊은 균열뿐만 아니라 얇은 균열에도 적용될 수 있음을 보이는 것이다.

#### 4.2 구속효과 보정

1T-CT 시편에 대한 PCVN 시편의 구속력 손실을 스케일링 모델을 적용하여 균열 깊이에 따라 평가하였다. Fig. 8 과 Fig. 9 는 얇은 균열과 깊은 균열의 구속력 손실 정도를 비교하여 나타내고 있으며 변형 및 임계응력비 ( $\sigma_{22}/\sigma_{ys}$ )의 영향을 나타내고 있다. Fig. 8 에서 실선은 보정의 기준이 되는 1T-CT 시편의 구속력 상태를 나타낸다. Fig. 8 결과를 보면 하중 증가와 더불어 얇은 균열의  $J_{LSY}$ 은 깊은 균열과 비교하여 1T-CT의  $J_{SSY}$ 상태로부터 크게 벗어난 결과를 보인다. 임계응력비가 2.6 에서 3.2 인 영역에서, 모든 균열 깊이는 임계응력비가 크게 결정 될수록  $J_{LSY}$ 와  $J_{SSY}$ 의 차이는 작아지는 결과를 보인다. 또한 Fig. 9 에서도  $J_{LSY}/b\sigma_{ys}$ 의 증가, 즉 하중에 의한 소성 변형이 증가하면서  $J_{LSY}/J_{SSY}$ 의 비는 커지게 되고 그 크기는 얇은 균열 일수록 커진다는 것을 확인할 수 있다.

마지막으로 Fig. 10 에 균열 깊이별 PCVN 시편의  $K_{Jc}$ 를 1T-CT시편에 해당하는  $K_{Jc}$ 로 보정하여 마스터커브 및  $T_0$ 를 나타냈다. 1T-CT 시편의  $T_0$ 시험값은  $-62.3^\circ\text{C}$  이었고 구속력 보정된 PCVN 시편의  $T_0$ 는  $a/W=0.5, 0.3, 0.1$  인 경우에 각각  $-51.8^\circ\text{C}, -46.4^\circ\text{C}, -48.6^\circ\text{C}$ 를 보였다.  $a/W=0.1$  PCVN 시편 2 개를 제외한 보정된 모든  $K_{Jc}$  값이 1T-CT 시편의 마스터커브 5~95% 허용한계 내에 위치하였다.

### 5. 결론

(1)  $a/W=0.5, a/W=0.3, a/W=0.1$  PCVN 시편을 이용하여 천이온도영역에서 파괴인성시험 및 마스터커브 평가를 적용하였다. 온도에 따른 파괴인성 경향과 허용한계 내의 데이터 분포로부터 깊은 균열을 갖는 PCVN 시편뿐만 아니라 얇은 균열에도 마스터커브 적용이 가능함을 보였다.

(2) 구속력 손실의 영향인자를 평가하였다. 하중 증가와 더불어 구속력 손실은 증가하고 임계응력이 클수록 균열 깊이에 따른 구속력 손실은 적은 것으로 평가되었다.

(3) 균열 깊이에 따른 마스터커브 적용을 위한

수정된 스케일링 모델 해석 방법을 제시하였고 PCVN 시편의 구속력 손실을 보정하였다. 얇은 균열을 갖는 PCVN 시편의 구속력보정 결과, 표준시편의 실험결과보다 다소 보수적인 보정을 보였지만 균열 깊이에 상관없이 비교적 일치된  $T_0$  결과를 얻었다.

### 후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력 중장기 연구개발사업 중 압력경계 재료열화 파괴역학 평가모델 개발 과제의 일환으로 수행되었습니다.

### 참고문헌

- (1) Wallin, K., 2001, "Quantifying  $T_{\text{stress}}$  Controlled Constraint by the Master curve Transition Temperature  $T_0$ ," *Eng. Fra. Mechanics*, Vol. 68, pp. 303~328.
- (2) O'Dowd, N. P., Shih, C. F., and Dodds, Jr., R. H., 1995, "The Role of Geometry and Crack Growth on Constraint and Implications for Ductile/Brittle Fracture," ASTM, Philadelphia.
- (3) Nevalainen, M., and Dodds, Jr., R. H., 1995, "Numerical Investigation of 3-D Constraint Effect on Brittle Fracture in SE(B) and C(T) Specimens," *Int. J. of Fra.*, Vol. 74, pp. 131~161.
- (4) E1921-05, 2005, "Standard Test Method for Determination of Reference Temperature,  $T_0$ , for Ferritic Steels in the Transition Range," ASTM, Philadelphia.
- (5) Sumpter, J.D.G., 1987, " $J_c$  Determination for Shallow Notch Welded Bend Specimens," *Fat. & Fra. Of Eng. Mat & Struc.*, Vol. 10, pp. 479~493.
- (6) Lee, B. S., Yang, W. J., Huh, M. Y., Kim, J. H. and Hong, J. H., 2000, "Evaluation of the Fracture Toughness Transition Characteristics of RPV Steels Based on the ASTM Master Curve Method Using Small Specimens," *Trans. of the KSME(A)*, Vol. 24, No.2, pp. 303~310.
- (7) Ritchie, R. O., Knott, J. F. and Rice, J. R., 1973, "On the Relationship Between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel," *J. of the Mech. and Phys. of Sol.*, Vol. 21, pp 935~410.
- (8) S. Howard, 2003, Thesis, "Size effects on cleavage Fracture Toughness, Master Curve Test(constraint-effect model)," UCSB.
- (9) Odette, G. R. and He, M. Y., 2000, "A Cleavage Toughness Master Curve Model," *J. of Nuclear Materials*, Vol. 283-287, pp. 120~127.