

SA508 PCVN 시편의 균열깊이에 따른 구속력 손실 평가

박상윤[†]·이호진^{*}·이봉상^{*}

Constraint Loss Assessment of SA508 PCVN Specimen according to Crack depth

Sang-Yun Park, Ho-Jin Lee and Bong-Sang Lee

Key Words: Shallow crack(얕은균열), Constraint effects(구속효과), Scaling model(스케일링모델)

Abstract

In general structures, cleavage fracture may develop under the low constraint condition of large scale yielding with a shallow surface crack. However, standard procedures for fracture toughness testing require very severe restrictions of specimen geometry. So the standard fracture toughness data makes the integrity assessment irrationally conservative. 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 varying crack depth. The constraint effects on the crack depth ratios are quantitatively evaluated by scaling model and Weibull stress method using 3-D finite element method. After correction of constraint loss due to shallow crack depths, the statistical size effect are also corrected according to the standard ASTM E 1921 procedure. The results showed a good agreement in the geometry correction regardless of the crack size, while some over-corrections were observed in the corrected values of T_0 .

1. 서 론

재료의 파괴인성을 평가하는 방법 및 절차에는 몇 가지의 제약이 있다. 즉 파괴인성값이 시편의 크기와 형상에 상관없이 일정한 재료의 파괴특성을 나타내도록 시편 형상은 충분한 크기와 균열 깊이를 제한된다. 하지만 일반적으로 산업설비에 존재 가능한 균열은 그 크기가 상대적으로 작은 것이 대부분이며, 깊은 균열(deep crack)과 비교하여 얕은균열(shallow crack)의 시편에서는 구속력 손실(constraint loss)이 발생한다. 이 구속력 손실은 재료의 소성변형을 증가시켜 파괴저항성을 높게 된다. 따라서 얕은 깊이의 균열(shallow crack)이 내재된 실제 구조물에, 높은 구속조건하에서 결정된 파괴인성을 적용하게 되면 정확한

평가가 되지 못한다. 최근 파괴역학 연구분야에서는 얕은 균열조건에서 균열깊이에 따라 구속력 손실을 보정하고 파괴인성을 정량적으로 평가하는 예측모델의 개발이 진행되고 있다. 본 논문에서는 PCVN 시편의 파괴인성 측정결과로부터 균열깊이에 따른 마스터커브의 영향을 평가하였다. 시험결과를 바탕으로 균열깊이에 따른 구속력 손실 평가를 위하여 균열선단의 J 매개변수를 이용한 스케일링 모델(scaling model) 해석과 미소역학적 파괴기준인 와이불 응력(Weibull stress) 해석을 수행하였다. 이를 통해 얕은 균열의 구속력 손실(constraint loss)을 정량적으로 분석하고 해석 방법에 따른 구속력 보정 결과를 비교하였다. 마지막으로 구속력 보정결과는 시험을 통해 구한 파괴인성 K_{Ic} 에 적용하여 마스터 커브의 T_0 의

영향을 평가하였다. 이를 통해 실구조물 안전성 평가의 신뢰도 향상에 기여할 수 있도록 얇은 균열에 대한 파괴인성 시험 및 해석의 표준절차를 개발하고자 하였다.

2. 파괴인성시험

ASTM E 1921은 천이온도구간에서 벽개취성 파괴거동을 보이는 페라이트강에 대한 파괴인성 천이특성 기준온도, T_0 를 결정하는 방법을 제시하고 있다⁽¹⁾. 그러나 ASTM E1921에서 제시하고 있는 표준 파괴인성 시험법은 시험시편이 높은 구속력(constraint)을 유지할 수 있도록 제한된 균열 형상에 대해서만 규정하고 있다. 따라서 얇은 균열에 대하여 파괴인성 시험을 하기 위해서는 몇 가지가 고려되어야 한다. 먼저 일정한 균열깊이별로 시편제작을 하고 시험방법 및 시험하중 속도를 계산해야 한다.

본 연구에서는 원자로 압력용기로 사용되는 SA508-3 재료로 측면홈을 포함한 $a/W=0.5$, 0.3 , 0.1 PCVN 시편을 가공하고 파괴인성 시험을 수행하였다. $a/W=0.5$ 인 시편의 제작은 ASTM E 1921의 규정에 따라 가공하였고 $a/W=0.1$ 인 경우에는 균열깊이가 너무 얇은 관계로 균열모사가 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. 또한 $a/W=0.3$ 인 경우에는 $W=10$ mm로 제작하고 노치를 1.5 mm 가공하여 3 mm까지 피로균열을 진전시켰다. 예비피로균열은 선단에 소성변형이 생기지 않도록 ASTM E1921의 하중조건에 따라 최대하중을 조절하였다. 또한 시편 두께 방향에 대하여 일정한 균열깊이로 가공되었는지 ASTM E1921 조건에 의하여 확인하였다. 마지막으로 파괴인성시험 동안 시험편의 바깥 표면 부근에 낮은 3축 응력(triaxiality stress) 상태가 되어 균열 터널링(crack tunneling) 및 전단영역(shear lip)이 발생하는 것을 막기 위하여 측면홈(side grooving)을 가공하였다. 시험 온도는 isopentane을 냉매로 하는 저온용기와 액체질소를 사용하여 $\pm 0.5^\circ\text{C}$ 이내의 정밀한 온도조절을 하였으며, 각 시편에 열전대를 부착하여 실제 시험온도를 확인하였다. 하중속도는 모두 0.15 mm/min의 하중선 변위 속도로 시험하였다. 시험 준비와 절차는

ASTM E1921의 방법을 따랐으며 다중온도(multi-temperature) 시험방법으로 시험하였다. ASTM E1921-05에서 제시하는 표준시험방법은 하중-하중선변위(load line displacement; LLD)를 이용하는 것이다. 이를 이용한 파괴인성 J_c 는 다음 식과 같이 탄성성분과 소성성분의 합으로 표현된다.

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

여기서 K_e 는 탄성 파괴인성인 응력강도계수를 나타내며 각 시편의 형상에 따라 해가 알려져 있다. 또한 B_N 은 측면홈의 길이를 제외한 시편의 순수두께, b_0 는 비균열부 길이(ligament), A_{pl} 은 소성면적을 나타내며 η 는 소성일(plastic work)과 관련된 무차원 상수이다. 높은 구속조건을 만족하는 PCVN 시편의 깊은 균열에 대해 ASTM E1921-05에서는 $\eta=1.9$ 로 규정하고 있지만 얇은 균열에 대한 η 값은 제시되어 있지 않다. 이에 대해 Sumpter⁽²⁾는 균열 깊이별 하중선 변위 LLD에 대한 η 값을 다음 식과 같이 제시하였다.

$$\eta_{(P-LLD)} = 0.32 + 12(a/W) - 49.5(a/W)^2 + 99.8(a/W)^3 \quad (2)$$

이 식은 $a/W < 0.282$ 인 얇은 균열에 대해 적용될 수 있고 $a/W < 0.282$ 인 PCVN에 대해 $\eta < 1.9$ 인 값을 보인다.

3. 구속력 손실 해석

3.1 Scaling model

구속력 손실을 보정하는 방법 중 scaling model은 취성파괴에 대한 RKR⁽³⁾모형을 확장한 개념으로서 균열선단에서 임계 응력 σ^* 이 임계부피 V^* 에 걸쳐 분포할 때 파괴가 발생하는 것으로 가정한 이론이다⁽⁴⁾. $\sigma^* \cdot V^*$ 모형을 마스터커브에 적용하기 위해서는 두 단계의 해석이 필요한데, 첫 번째는 1T-CT 시편의 임계 응력 σ^* 와 임계면적 A^* 을 이용하여 PCVN 시편의 $K_{Jc(PCVN)}$ 값을 1T-CT 시편의 $K_{Jc(1T)}$ 으로 구속력 손실을 보정하는 것이며 두 번째는 두께보정 식을 이용하여 1T 두께로 보정을 하게 된다. 결과적으로 임계 응력 σ^* 와 임계면적 A^* 를 결정하는 것이 가장 중요하다. 여기서 σ^* 와 A^* 는 온도에 따라 변화

지 않는 인자(parameter)로 가정한다. 실제로 -50 °C 이하에서는 큰 영향이 없는 것으로 알려져 있다⁽⁶⁾. 본 연구에서는 1T-CT 시편의 온도에 따른 파괴인성시험 결과와 3D-FEM 해석을 통해 trial error 방법으로 σ^* 와 A^* 를 결정하였다. 먼저 -135 °C 물성치의 1T-CT 시편에 대한 삼차원 유한요소 해석을 수행하고 후처리 작업을 통해 균열선단에서 취성파괴가 발생하는 임의의 임계응력을 가정한다. 여기서 CT 시편의 파괴를 일으키는 주요응력 성분은 σ_{22} 이기 때문에 σ_{22} 를 항복응력과 비로 나타내어 $R = \sigma_{22}/\sigma_{ys}$ 로 놓고 $R=1.8$ 에서 3.4에 해당하는 σ_{22} 를 잠정적인 임계응력으로 가정한다. 그리고 각각의 잠정적인 임계응력 이상이 작용하는 균열선단의 면적을 하중이 증가함에 따라 J-integral과 함께 구한다. 이 때 면적 A와 J를 무차원화 하여 잠정적인 임계응력에 따라 나타내면 Fig. 1과 같다. 여기서 1T-CT 시편의 파괴인성 시험결과를 살펴보면 $(J/b\sigma_{ys})^2$ 이 매우 작은 초기 구간에서 파괴가 발생하였다.

따라서 A/b^2 와 $(J/b\sigma_{ys})^2$ 의 관계를 다음 식 같이 선형적인 관계로 가정하여 해석을 해도 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

$$\frac{A/b^2}{(J/b\sigma_{ys})^2} = R \left(\frac{\sigma_{22}}{\sigma_{ys}} \right) \quad (3)$$

여기서 b는 비균열부의 길이이며 σ_{ys} 는 시편의 항복응력이다. 그러므로 Fig. 1로부터 가정한 각각의 응력비 σ_{22}/σ_{ys} 에 대해 초기 기울기를 구하여 $\epsilon_0^2 = (\sigma_{ys}/E')^2$ 을 곱하고 로그를 취하면 다음 식과 같은 응력비에 관한 함수를 얻을 수 있다.

$$\log_{10} \left(\frac{A\sigma_{ys}\epsilon_0^2}{J^2} \right) = P \left(\frac{\sigma_{22}}{\sigma_{ys}} \right) \quad (4)$$

위 결과를 응력비 $P = \sigma_{22}/\sigma_{ys}$ 에 따라 나타내고 지수적합방정식으로 표현하면 다음 식과 같다.

$$J^2 = A\sigma_{ys}^2\epsilon_0^2 10^{-P} \quad (5)$$

또한 위 식을 K_J 로 나타내면 다음과 같다.

$$K_J = [E'^2 A\sigma_{ys}^2\epsilon_0^2 10^{-P}]^{1/4} \quad (6)$$

여기서 $P \left(R = \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{ys}} \right) = -0.878 - 0.273 \exp \left(\frac{R}{1.172} \right)$ 로 구해졌다.

그러면 식 (6)에서 항복응력과 탄성계수는 온도

에 의존하기 때문에 A와 P를 일정한 값으로 가정하면 식 (6)은 온도에 따른 파괴인성계수로 표현된다. 따라서 1T-CT 시편의 마스터커브와 식 (6)의 온도에 따른 K_J 값이 -50 °C 이하의 온도에서 가장 일치하게 되는 A와 σ_{22} 를 trial error 방법으로 찾는다. 본 연구에서는 $\sigma^* = \sigma_{22} = 1,676$ MPa, $A^* = 1.16E-8$ m²를 얻었다.

1T-CT 시편을 소규모항복(small-scale yielding; SSY) 조건으로 가정했기 때문에 일정면적 A를 무차원화한 A/b^2 은 시편에 가해진 하중파라미터 $(J/b\sigma_0)^2$ 와 선형적인 관계를 가진다. 반면에 PCVN 시편은 균열선단의 소성역 크기가 비균열부 길이 b나 두께 B에 비하여 상대적으로 커지게 되어 균열선단의 응력장은 대규모항복(large-scale yielding; LSY) 상태가 되고 균열 선단의 3축응력에 의한 소성구속력은 작아지게 된다. 그리고 시편의 변형 정도가 커지게 되면 σ_{22} 는 점점 SSY 상태에서 벗어나게 되고, 이 경우 A/b^2 는 더 이상 $(J/b\sigma_0)^2$ 에 비례하지 않는다. 이때 실험결과값인 K_{Jc} 의 구속력 보정값은 실험값과 scaling model 해석을 통해 얻은 결과로부터 $J_{LSY}/J_{SSY} > 1$ 인 경우 Fig. 2와 같이 측정된 K_{Jc} 를 J_{LSY}/J_{SSY} 의 제곱근으로 나누어 구한다.

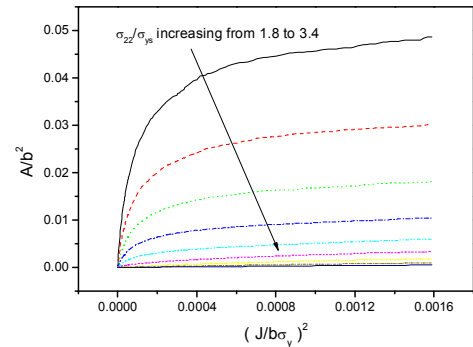


Fig. 1. Critical area within critical stress ratio as a function of $(J/\sigma_0 b)^2$

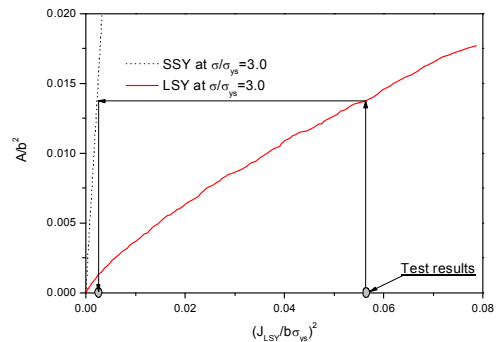


Fig. 2. J_{LSY}/J_{SSY} constraint adjustment.

3.2 Weibull stress 모델 해석

재료의 파손확률 분포가 균열선단의 Weibull 응력분포를 따른다고 가정한 Beremin의 파손확률 식은 다음과 같다⁽⁶⁾.

$$P_f = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{\sigma_W}{\sigma_u}\right)^m\right\} \quad (7)$$

여기서 m 은 형상계수(shape parameter)이고 σ_u 는 참조응력(reference stress)인데 같은 온도에서 동일한 재료에 대하여 변하지 않는 재료상수로서 가정한다. 또한 Weibull 응력 σ_W 는 다음과 같다.

$$\sigma_W^m = \left(\frac{1}{V_0} \int_V \sigma_1^m dV\right) \quad (8)$$

여기서 V_0 는 참조부피(reference volume), σ_1 는 최대주응력이며, V 는 $\sigma_1 \geq 2\sigma_{YS}$ 인 모든 영역의 부피로 나타내었다. 본 논문에서는 위 식을 다음 식과 같은 수치해석 식으로 간단히 표현하였다.

$$\sigma_W = \left[\frac{1}{V_0} \sum_{j=1}^{N_e} \sum_{i=1}^{N_G} \sigma_{1,ij}^m V_{ij}\right]^{\frac{1}{m}} \quad (9)$$

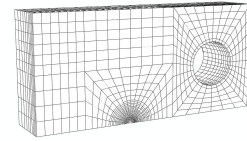
여기서 N_e 는 참조응력 $2\sigma_{YS}$ 보다 큰 최대주응력이 가해지는 요소의 개수, N_G 는 요소 적분점의 개수, V_{ij} 는 각 요소 적분점에 해당하는 요소 부피를 나타낸다. 재료고유의 m 과 σ_u 를 구하기 위해서는 단일 온도에서의 파괴인성 시험결과가 필요하기 때문에 본 해석에서는 다중온도에서의 시험 결과를 파손확률로 표현되는 마스터커브를 이용하여 -90°C 단일온도에서의 J_e 로 변환하였다. 또한 단일온도에서의 해석결과는 본래의 시험결과와 비교하기 위하여 다시 다중온도 결과로 변환하였다.

3.3 유한요소 모델

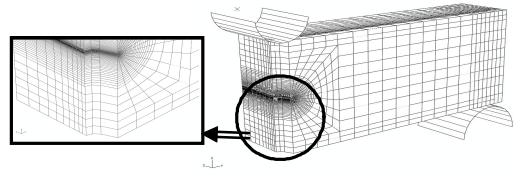
해석에 사용된 재료는 다음 식과 같이 Ramberg-Osgood의 탄소성 응력-변형률 관계식을 따른다고 가정하여 해석하였다.

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \quad (10)$$

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



(a) 3D CT model



(b) 3D PCVN model with side-groove

Fig. 3. Finite element mesh for scaling model.

행하여 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 3차원모델 형상에 대해 Fig. 3에 나타냈다.

지지점의 지름은 ASTM E1820 에서 제시하고 있는 $W/2$ 이상이 될 수 있도록 6mm로 모델링 하였으며 하중압자 역시 E1820 의 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. 요소 형태는 20절점 8 적분점을 이용하였고 절점수는 37110개, 요소수는 8020개로 모델링 하였다. PCVN 3차원 해석의 경우 대칭성을 고려하여 8절점 요소, 1/4모델로 가정하였다. 또한 측면홈(side-grooving)을 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 $10\mu\text{m}$ 이며 균열선단은 소성변형에 따라 둔화(blunting)될 수 있도록 췌기모양의 요소(wedge shaped element)로 모델링 하였다. 측면홈을 갖는 모델링의 경우, 측면홈의 깊이는 양면에 시편두께의 10% 씩, 뿌리에서의 반경은 0.5mm로 모델링 하였다.

4. 결 과

4.1 Master Curve

시험결과 구해진 각 온도별 파괴인성 데이터를 ASTM E1921의 절차에 따라 분석하여 Fig. 4와 같은 파괴인성-온도 곡선을 얻었다. Fig. 4에서 실선과 점선은 각각 SA508-Gr. 3 재료로 시험하고 1T 두께로 보정한 PCVN 마스터커브의 중앙값을 나타낸다. 시험결과로부터 마스터커브를 그리고 각 시편 별로 $K_{Jc}(med)$ 곡선의 값이 $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 일 때의 온도를 나타내는 T_0 의 결과를 보면, $a/W=0.5$ PCVN 시편의 T_0 는 -75.9°C , $a/W=0.3$ PCVN 시편과 $a/W=0.1$ PCVN 시편의 T_0 는 각각 -83.4°C 와 -112.8°C 로 나타났다. $a/W=0.5$ PCVN 시편의 T_0 와 비교하여 볼 때, ASTM E1921의 통계적 보정과 구속제한조건을 적용하여도 소형 PCVN 시편에서 높은 K_{Jc} 로 인하여 낮은 T_0 가 구해짐을 알 수 있다. PCVN 시편의 경우 $a/W=0.1$ 과 0.5 사이의 T_0 차이는 약 37°C 이다. 따라서 균열 깊이에 따른 PCVN 시편을 마스터커브에 적용하기 위해서는 1T-CT 시편과의 구속력 차이를 추가로 보정할 필요가 있다.

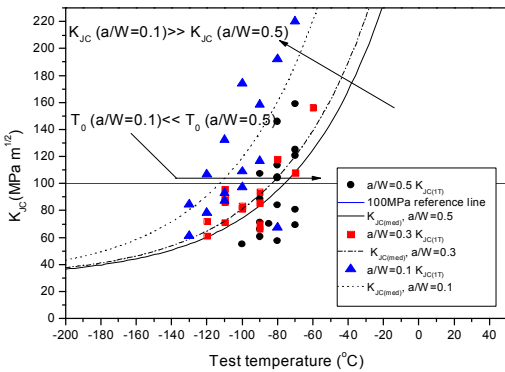
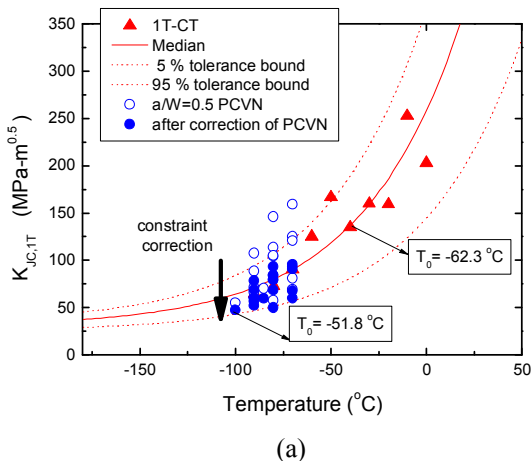
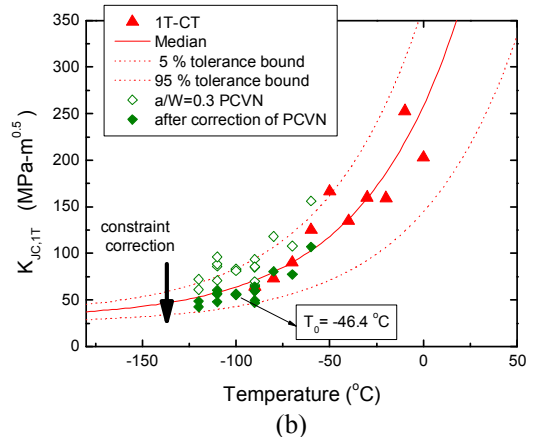


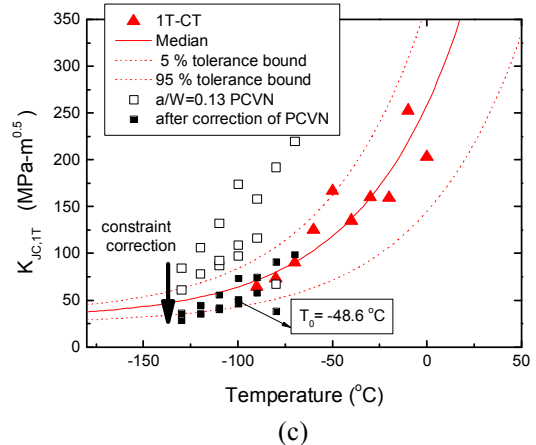
Fig. 4. Master curve analysis for PCVN.



(a)



(b)



(c)

Fig. 5. Constraint correction results by scaling model (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.

4.2 Scaling model 보정결과

Scaling method를 이용하여 얇은 균열의 구속손실을 평가하였다. 얇은 균열의 PCVN을 1T-CT 시편만큼 구속손실 보정한 결과를 Fig. 5에 나타내었다. Scaling model을 이용한 구속보정을 통하여 얇은균열의 PCVN 시편 시험결과가 표준시편의 파괴인성 값으로 변환 가능함을 보였고 결과는 다소 보수적인 보정을 보였다.

4.2 Weibull stress model 보정결과

-90°C 단일온도로 보정된 $a/W=0.5$ PCVN 시험결과를 이용하여 구한 SA508 Gr.3의 m 과 σ_u 은 각각 20과 2170MPa 이었고 $a/W=0.3$ PCVN은 각각 65와 2790MPa 이었다. Fig. 6은 오름차순으로 구한 시험결과와 파손확률과 Beremin 식으로부터 구한 파손확률을 비교한 것이다. 해석결과는 균열깊이에 따라 파손확률 파라미터의 차이를 보였

다. Fig. 7은 $a/W=0.5$ PCVN 시험결과로부터 구한 파라미터를 이용하여 와이블응력 분포를 나타낸 것이다. CT와 $a/W=0.5$ PCVN에 비하여 $a/W=0.3$ PCVN의 결과는 매우 큰 와이블 응력의 감소를 보이고 있다. Fig. 8은 와이블 보정 결과이다. $a/W=0.5$ PCVN은 1T-CT 시험결과와 유사한 값으로 보정이 됐으며 $a/W=0.3$ PCVN은 유의한 보정 값을 보이지 못했다.

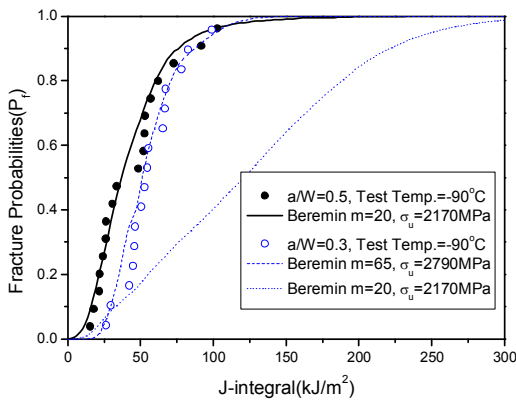


Fig. 6. Comparison of experimental and calculated. failure probabilities.

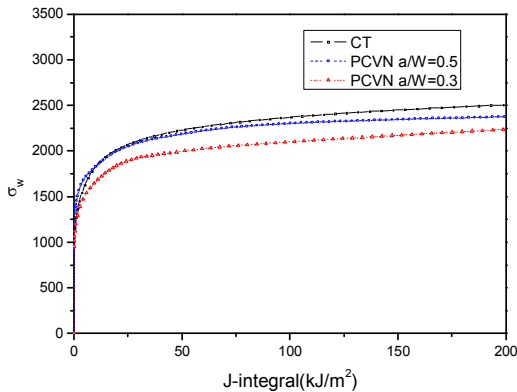
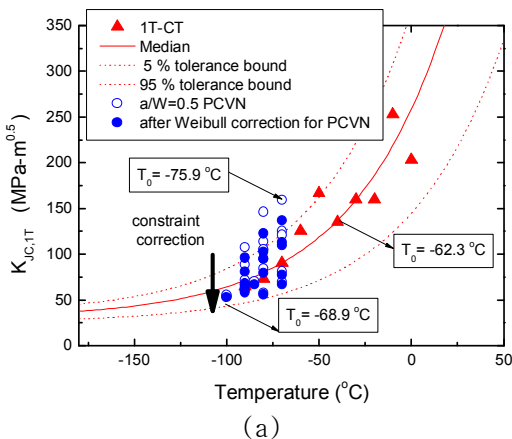
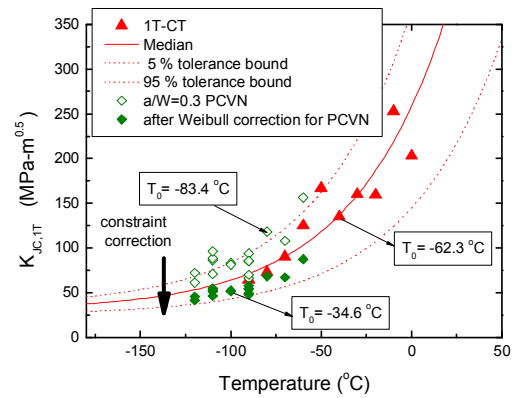


Fig. 7. Weibull stress distribution.



(a)



(b)

Fig. 8. Constraint correction results by Weibull stress model (1T-CT $T_0=-62.3$ °C).

(a) $a/W=0.5$ PCVN and (b) $a/W=0.3$ PCVN

5. 결 론

SA508-Gr. 3 PCVN 시편을 균열 위치에 따라 취성과괴인성 시험을 하였고 마스터커브 해석을 수행하였다. 또한 균열깊이에 따른 구속력 손실을 정량화하기 위하여 scaling model 및 Weibull stress 해석을 수행하고 1T-CT 시편과의 구속력 손실을 보정하였다. Scaling model 방법은 비교적 모든 균열깊이에 대하여 유의한 결과를 보였지만 Weibull stress 방법은 $a/W=0.3$ 에 대하여 큰 오차 보정을 보였다.

참고문헌

- (1) ASTM Standard E 1921-05, 2005, American Society for Testing and Materials.
- (2) Sumpter, J. D. G., 1987, *Fat. & Fra. Of Eng. Mat & Struc.*, **10**, 479.
- (3). Ritchie, R. O., Knott, J. F. and Rice, J. R. 1973, *J. of the Mech. and Phys. of Sol.* **21**, 935.
- (4) Odette, G. R., Yamamoto, T., Kishimoto, H., Sokolov, M., Spatig, P., Yang, W. J., Rensman, J-W., and Lucas, G. E., 2004, *J. of Nuclear Mater.* **1243**, 329.
- (5) Howard, S., 2003, Thesis, UCSB.
- (6) Gao, X., Ruggieri, C., Dodds, R.H., Jr., 1998, *Int J. of Fra.*, **92**, 175.