'2000 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

구속효과를 고려한 원자력 배관의 균열 거동 해석

Fracture Behavior Analysis of a Crack in Nuclear Piping Considering Constraint Effects

허남수, 차헌주, 최재붕, 김영진
성균관대학교
경기도 수원시 장안구 천천동 300

표창률
인덕대학
서울특별시 노원구 월계동 산 76

요 약

균열이 존재하는 원자력발전소 배관의 건전성 평가를 위해 *J*-적분에 근거한 평가법이 널리 사용되고 있으며, 이때 *J*-적분이 파괴인성치 측정에 사용되는 시편이나 실배관의 균열부 응력 상태를 정확히 예측한다고 가정하고 있다. 그러나 이러한 가정은 실배관에 존재하는 균열부의 구속이 시편에 비해 작을 경우 지나치게 보수적인 결과를 초래한다. 따라서 보다 정확한 건전성 평가를 위해서는 실배관의 구속 상태를 고려한 해석 방법이 필요하다. 본 논문의 목적은 실배관 균열부의 구속 상태를 정량적으로 평가하여 실배관의 거동에 준하여 배관 건전성 평가를 수행하는 것이다. 이를 위해 기존의 파괴역학 시편과 광폭 평판에 대한 유한요소해석을 수행하여 구속 상태를 정량적으로 평가하고, 광폭 평판을 이용하여 실배관의 균열 진전 거동을 예측하였다. 해석 결과, 기존의 파괴역학 시편은 높은 구속으로 인해 실배관의 건전성을 보수적으로 평가하였다. 또한 광폭 평판으로 예측한 균열 진전 시점의 *J*-적분값은 구속 효과로 인해 CT 시편으로 구한 결과와 큰 차이를 보였다.

Abstract

Currently, the integrity of nuclear piping with an embedded crack is evaluated based on elastic-plastic fracture mechanics which uses *J*-integral. This method assumes that the *J*-integral uniquely characterizes the crack-tip stress-strain field of a structure. However, it has been revealed that the *J*-integral is not sufficient to characterize the crack-tip field under low levels of constraint for an accurate integrity evaluation. Therefore, the quantitative evaluation of crack-tip constraint on a full-scale pipe should be performed. The objective of this paper is to refine the piping integrity evaluation by quantifying the level of crack tip constraint. For this purpose, finite element analyses were performed to quantify the level of constraint for standard fracture toughness specimens and a wide-plate. Wide-plate tests and J_{IC} tests using 1T-CT specimen were also performed to investigate the effect of different constraint between a wide-plate and standard specimens. In conclusion, it was proven that the integrity evaluation based on standard specimens could be overly conservative. A big difference of *J*-integral values was also observed between standard specimens and a wide-plate which measured at the crack initiation.

1. 서 론

원자력발전소 주요기기의 건전성 유지는 구조물의 안전성과 관련하여 매우 중요한 문제로 인식되고 있다. 특히 원자력발전소 배관의 건전성은 원자력발전소의 안전과 관련된 매우 중요한 문제이다. 원자로 냉각재(reactor coolant)의 압력 경계이며 방사성 물질의 차폐 경계인 1 차계통 배관들은 파손시 원자력발전소의 안전에 직접적으로 영향을 주기 때문에 전 수명기간 동안에 그 건전성이 보장되어야 한다. 따라서 엄격한 기준 및 규격에 따라 설계, 제작, 설치, 시험, 검사되고 있다. 그럼에도 불구하고 실제 운전 중인 원자력발전소에서 많은 배관 손상 및 파손 사례가 보고되고 있다. 이러한 배관의 손상 및 파손을 방지하기 위해서는 가상적인 균열을 고려한 구조물의 설계 및 파괴역학적 건전성 평가(integrity evaluation)를 수행하여야 한다.

최근에는 원자력발전소 배관 설계의 새로운 개념으로 파단전누설(Leak-Before-Break; LBB) 개념이 신규 및 가동 중인 원자력발전소 배관에 활발히 적용됨에 따라 이의 타당성 입증 및 검증을 위한 배관내 균열 안전성 평가법과 파괴인성치의 확보, 그리고 관련 규제지침의 개발 등이 요구되고 있다. 따라서 관통 균열 및 표면 균열이 존재하는 원자력발전소 배관에 대한 탄소성 파괴역학(Elastic Plastic Fracture Mechanics; EPFM) 매개변수인 *J*-적분값 및 하중지지능력을 예측하기 위한 다수의 공학적 평가법(engineering *J*-estimation scheme)이 제시되어 있다.

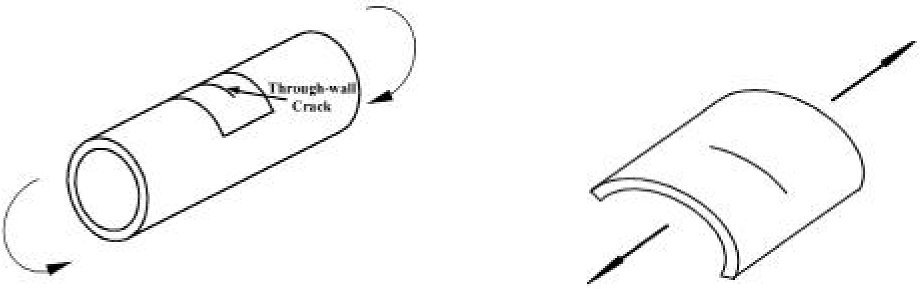
이와 같이 원자력발전소 배관의 건전성을 평가하기 위한 기존의 공학적 평가법들은 EPFM 매개변수인 *J*-적분에 기초하고 있으며, 이때 *J*-적분이 파괴인성치 측정에 사용되는 시편이나 실배관(full-scale pipe)의 균열부 응력상태를 정확히 예측한다고 가정하고 있다. 그러나 이러한 가정은 실배관에 존재하는 균열부의 구속(constraint)이 시편에 비해 작을 경우 지나치게 보수적인 결과를 초래할 수 있는 것으로 알려져 있다[1-4]. 균열 선단에서의 구속은 하중 형태가 굽힘인 경우가 인장인 경우보다 크며, 균열이 깊은 경우가 얕은 경우보다 큰 것으로 나타난다[5-6]. Fig. 1(a)에 도시한 바와 같이 원자력발전소 배관의 경우도 실배관에는 전체적으로 굽힘 하중이 작용하지만 균열부는 국부적으로 인장 하중 상태(Fig. 1(b))로 모사할 수 있다. 그러나 배관 건전성 평가시 필요한 파괴인성치는 표준 시험법[7-9]에 제시되어 있는 굽힘 하중 상태의 깊은 균열($0.5 \le a/w \le 0.75$)을 갖는 시편으로부터 구하며, 따라서 직접적인 비교시 지나치게 보수적인 해석결과를 초래할 수 있다.

따라서 시편과 실배관 균열부의 응력 상태를 규명하고, 실배관 균열부의 구속 상태를 정량적으로 평가할 수 있는 방법이 필요하다. 본 논문의 목적은 실배관의 거동에 준한 배관 건전성 평가의 기초 연구로 유한요소법을 이용하여 기존의 파괴역학 시편과 실배관 균열부의 구속 상태를 비교 ·분석하는 것이다. 이를 위해 본 논문에서는 실배관 균열부의 구속 상태를 모사할 수 있는 인장 하중 상태의 광폭 평판(wide-plate)의 구속 상태를 해석하여 기존의 파괴역학 시편과 비교하고 이를 정량적으로 분석하였다.

2. 관련이론

2.1 구속효과 (Constraint Effects)

구속의 정도(level of constraint)는 *J*-적분 지배성(*J*-dominance)을 결정하는 중요한 인자이다. 즉, 구속의 정도가 높은 경우(high constraint)에는 *J*-적분만으로 균열부의 응력 상태를 기술할 수 있지만 구속의 정도가 낮은 경우(low constraint)에는 *J*-적분만으로는 균열부의 응력 상태를 기술할 수 없다. 이러한 구속은 면외 구속(out-of-plane constraint)과 면내 구속(in-plane



(a) A full-scale pipe under remote bending moment

(b) A wide-plate specimen under axial tension

Fig. 1 Full-scale pipe and specimen configuration

constraint)으로 분류할 수 있다. 면외 구속은 시편 또는 구조물의 폭(width)에 의해 결정되며, 면내 구속은 하중 조건, 재료의 가공경화지수, 그리고 잔여 리가먼트(remaining ligament) 등에 의해 결정된다.

면내 구속의 변화가 파괴 거동에 미치는 영향을 분석하는 것은 매우 중요하다. 면내 구속 효과를 정량적으로 평가하기 위해 단일 변수 파괴역학(single-parameter fracture mechanics)에 새로운 제 2 의 변수를 도입하여 균열 선단에서의 3 축 응력 상태를 규명하는 방법이 사용되고 있으며, 그 예로는 *J-T* 해석법[1]과 *J-Q* 해석법[2,3] 등이 있다. 이러한 2 변수 접근법은 *J*-적분만으로는 해석이 불가능한 낮은 구속 상태의 균열부에 대한 해석을 가능하게 하였으며, 두께에 비해 얕은 균열부나 인장 하중이 작용하는 경우 등이 이에 해당된다. 본 논문에서는 *J-Q* 해석법을 이용하여 구속 효과를 정량적으로 평가하였다.

2.2 *J-Q* 해석법

Hutchinson[10], 그리고 Rice 와 Rosengren[11]은 비선형 탄성 재료에서 *J*-적분값을 이용하여 균열 선단의 특성을 규명하였으며, 이때 비선형 탄성 재료는 다음과 같은 Ramberg-Osgood 응력-변형률 관계식을 만족하는 재료로 가정하였다.

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n \quad (1)$$

여기서, σ_o는 기준 응력(reference stress)으로 대부분의 경우 항복 응력을 사용하고, ε_o는 기준 변형률(reference strain)로서 σ_o 를 탄성 계수 E 로 나눈 값이다. 또한 α 는 재료상수, n 은 가공경화지수이다.

J-적분에 의한 균열 선단 부근에서의 응력, 변형률, 그리고 변위는 다음과 같이 정의된다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_0\left[\frac{J}{\alpha\varepsilon_0\sigma_0 I_n r}\right]^{1/n+1}\tilde{\sigma}_{ij}(\theta,n) \quad (2)$$

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_0\alpha\left[\frac{J}{\alpha\varepsilon_0\sigma_0 I_n r}\right]^{n/n+1}\tilde{\varepsilon}_{ij}(\theta,n) \quad (3)$$

$$u_i = \varepsilon_0 \alpha r \left[\frac{J}{\alpha \varepsilon_0 \sigma_0 I_n r} \right]^{n/n+1} \tilde{u}_i(\theta, n) \tag{4}$$

여기서 I_n 은 가공경화지수에 따른 적분상수이며, $\tilde{\sigma}_{ij}$, $\tilde{\varepsilon}_{ij}$, $\tilde{u}_i$ 는 n 과 θ , 그리고 면외 구속 조건에 따라 결정되는 무차원 함수값이다. 식 (2)와 식 (3)에서 J-적분값은 각각 응력 특이성(stress singularity)의 정도와 변형률 특이성(strain singularity)의 정도를 나타내고 있으며, Hutchinson, Rice 와 Rosengren 은 두 식을 균열 선단에서의 HRR 특이성(HRR singularity)이라 정의하였다. 이 식들은 실제 균열부 해석에 널리 적용되었으며, 특히 굽힘 하중이 균열부에 작용하는 경우 실제에 근접한 응력 분포를 예측하였다.

O' Dowd 와 Shih[2,3]는 구속이 낮은 경우와 높은 경우에 있어서 균열 선단의 수직 응력의 차이가 항상 일정하다는 사실을 밝혀내고, 그 차이의 수정 계수(correction factor)로 Q-응력(Q-stress)을 도입하여 J-Q 해석법을 제안하였다. Q-응력은 균열 선단에서의 3 축 응력(triaxial stress) 상태를 나타내는 매개변수로서, 이를 고려하여 식 (2)로 표현되는 균열 선단에서의 응력을 다시 표현하면 다음과 같다.

$$\sigma_{ij} \approx \sigma_{ij,HRR} + Q\sigma_o \delta_{ij} \quad \left(|\theta| < \frac{\pi}{2} \right) \tag{5}$$

여기서, δ_{ij} 는 Kronecker delta 이며, 식 (5)를 이용하여 Q-응력은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{\theta\theta,HRR}}{\sigma_o} \quad at\, \theta = 0,\, r = 2\frac{J}{\sigma_o} \tag{6}$$

여기서, $\sigma_{\theta\theta}$는 균열 선단에서의 실제 수직 응력값이고, $\sigma_{\theta\theta,HRR}$은 해당 지점에서 HRR 식으로 계산되는 수직 응력값이다. Q-응력은 유한 변형률이 발생하는 영역(finite strain region) 밖이며 균열 진전의 특성을 대표할 수 있는 $r/(J/\sigma_o)=2$ 에서의 값을 이용한다. Fig. 2 는 Q-응력의 정의를 도식적으로 나타낸 것이다.

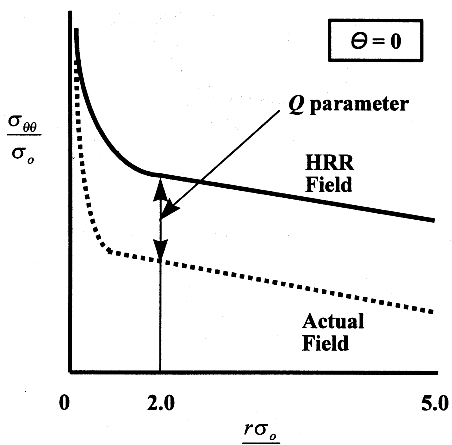


Fig. 2 A schematic illustration of the Q-stress

3. 유한요소해석

3.1 유한요소모델 및 해석방법

파괴인성치 측정시험에 사용되는 SENB(Single Edge Notched Bending) 시편과 CT(Compact Tension) 시편의 구속 상태를 분석하고, 이를 광폭 평판의 구속 상태와 비교하기 위해 2 차원 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 3 은 SENB 시편에 대한 유한요소모델을 나타낸 것이다. 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/2 만을 모델링 하였다. 해석에 사용된 요소는 8 절점 등계수 평면 변형률 요소이며 유한요소해석에는 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS[12]를 사용하였다.

일반적으로 균열 선단부는 적어도 10 개 이상의 요소로 구성되어야 한다. 또한 균열 선단으로부터의 거리가 균열개구변위(Crack Tip Opening Displacement; CTOD)의 2 배보다 작은 범위에 대한 해석을 수행하기 위해서는 대규모 변형률 해석(large strain analysis)을 수행하여야 한다. 그러나 $r/(J/s_o)$가 2 이상인 범위에서는 대규모 변형률 해석결과와 소규모 변형률 해석(small strain analysis) 결과 사이에 거의 차이가 발생하지 않는다. 따라서 본 연구에서는 균열부를 20 개의 적분 경로와 16 개의 레이어(layer)로 구성하였으며, 모든 경우에 소규모 변형률 해석을 적용하였다. 탄소성 해석의 경우 균열 선단에 유한한 반경을 설정하여 모델링 함으로서 소성 변형시 균열 선단부의 변형을 보다 근사하게 모사하도록 하는데, 이를 위해 리가먼트의 1/1000 배에 해당하는 초기 균열 선단부 반경(initial blunting radius)을 부여하였다. 유한요소해석은 상온에 대하여 a/w 가 0.5 인 경우에 대하여 수행하였으며, 변위 제어(displacement control)를 통해 하중을 작용시켰다. Q 값은 식 (6)을 이용하여 계산하였다.

Fig. 4 는 CT 시편에 대한 대표적인 유한요소모델을 나타낸 것으로 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/2 만을 모델링 하였으며 균열부는 SENB 시편과 동일하게 모델링 하였다. 상온인 경우에 대해 a/w 가 0.5 인 경우에 대한 해석을 소규모 변형률 해석으로 수행하였다.

Fig. 5 는 광폭 평판에 대한 유한요소모델을 나타낸 것으로, 해석 모델의 대칭성을 고려하여 전체의 1/4 만을 모델링하였다. 광폭 평판은 실배관의 균열부를 시편의 형태로 떼어낸 것으로 실배관과 동일한 반경을 갖지만 본 연구에서는 실험의 편의성을 고려하여 평판(flat plate)의 형태로 시편을 제작하였다. 균열부는 SENB 시편과 동일하게 모델링하였다.

해석 및 실험에 사용된 재료는 SM45C 탄소강으로 인장 실험을 수행하여 구한 응력-변형률 곡선을 Ramberg-Osgood 관계식으로 곡선 적합하여 구한 곡선과 비교하여 Fig. 6 에 나타내었다. 해석을 위해 구한 Ramberg-Osgood 상수 a 와 n 은 각각 0.025 와 16 으로 계산되었다.

3.2 해석결과

Fig. 7(a)와 Fig. 7(b)는 SENB 시편에 대한 해석결과로 작용 하중이 낮은 경우와 높은 경우에 대해 각각 나타낸 것이다. 작용 하중이 낮은 경우에는 J-Q 해석이 가능하였지만, 작용 하중이 높은 경우에는 균열 선단에 따른 실제 응력값이 급격히 감소하여 J-Q 해석이 불가능하였다. J-Q 해석이 가능한 경우에는 식 (6)을 이용하여 Q 값을 계산하였다. Fig. 8 은 SENB 시편의 J-적분값의 증가에 따른 Q 값의 변화를 나타낸 것이다. 작용 하중은 $log(J/(L\sigma_o))$로 무차원화하였으며, 여기서 L 은 균열 길이이다. 낮은 하중이 작용하는 경우 균열 선단은 높은 3 축응력 상태를 유지하였고, 하중이 증가할수록 3 축응력이 감소하였다.

Fig. 9(a)와 Fig. 9(b)는 CT 시편에 대한 해석결과로 작용 하중이 낮은 경우와 높은 경우에 대해 각각 나타낸 것이다. 이 경우도 SENB 시편과 마찬가지로 작용 하중이 낮은 경우에

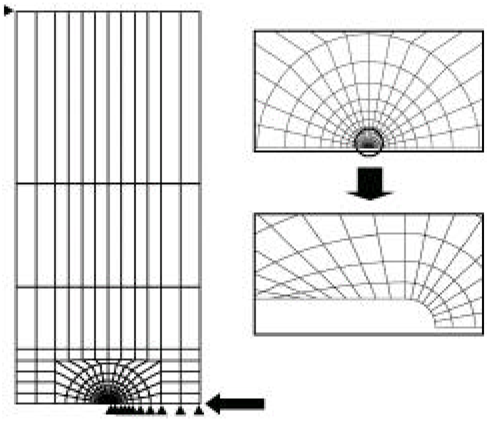


Fig. 3 Two-dimensional mesh and boundary conditions for an SENB specimen

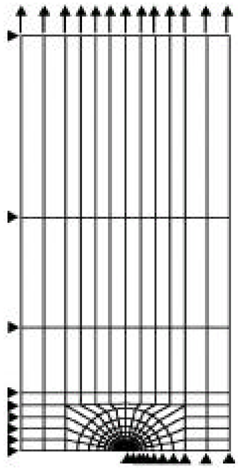


Fig. 5 Two-dimensional mesh and boundary conditions for a wide-plate specimen

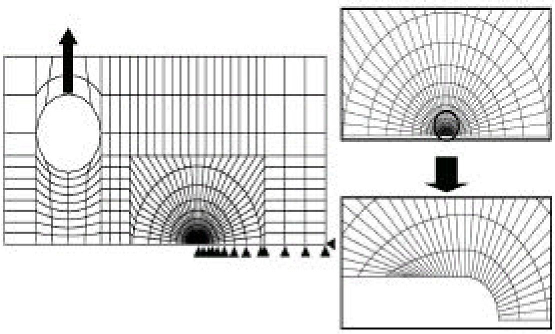


Fig. 4 Two-dimensional mesh and boundary conditions for a CT specimen

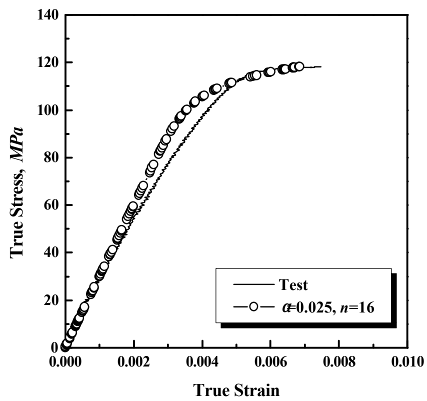
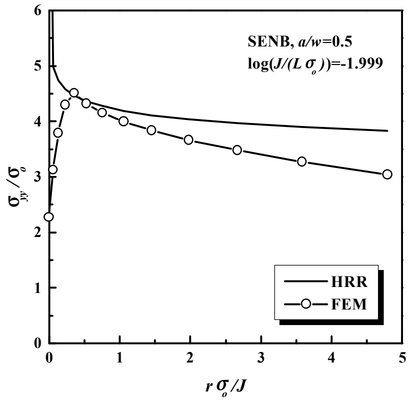


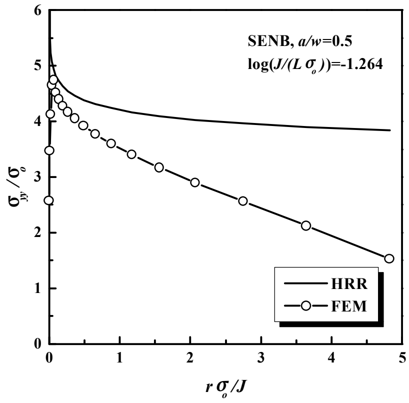
Fig. 6 True stress-strain curves for SM45C

는 *J-Q* 해석이 가능하였으나 작용 하중이 높은 경우에는 *J-Q* 해석이 불가능하였다. Fig. 10은 CT 시편에 대한 *Q* 값의 변화를 나타낸 것이다. CT 시편의 경우는 그림에 나타난 바와 같이 하중의 증가에 따라 *Q* 값이 거의 일정하게 유지되었다. 이는 CT 시편으로 구한 *J*-적분값이 HRR 응력장을 잘 예측하고 있음을 의미한다.

Fig. 11(a)와 Fig. 11(b)는 광폭 평판에 대한 해석 결과로, 작용 하중이 낮은 경우와 높은 경우에 대해 각각 나타낸 것이다. SENB 시편이나 CT 시편과는 달리 모든 경우에 대해 *J-Q* 해석이 가능하였다. Fig. 12는 광폭 평판에 대한 *Q* 값의 변화를 나타낸 것이다. 작용 하중이 증가함에 따라 *Q* 값이 급격히 증가하였는데 이는 *J*-적분값으로 예측된 HRR 응력장이 균열 선단의 실제 응력장을 과대예측한다는 것을 의미한다. 또한 광폭 평판의 *Q* 값의 절대값이 동일한 *J*-적분값의 범위내에서 SENB 시편이나 CT 시편보다 크게 나타났다. 이는 광폭 평판에 비해 SENB 시편이나 CT 시편의 *J*-적분값이 균열 선단의 응력장을 과대예측할 수 있음을 의미한다.



(a)



(b)

Fig. 7 *J*-*Q* stress field for an SENB specimen

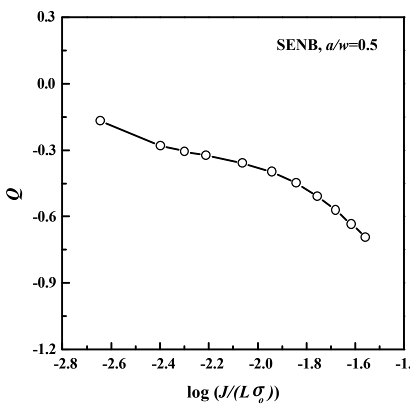
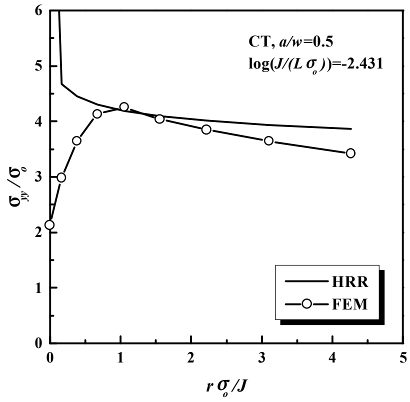
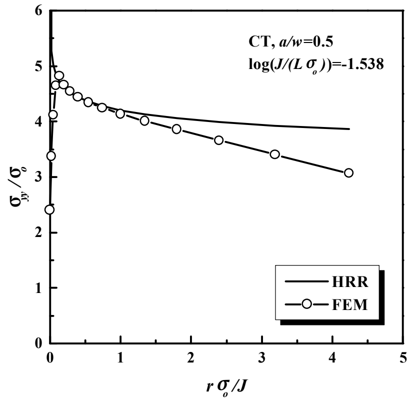


Fig. 8 *Q* values for an SENB specimen



(a)



(b)

Fig. 9 *J*-*Q* stress field for a CT specimen

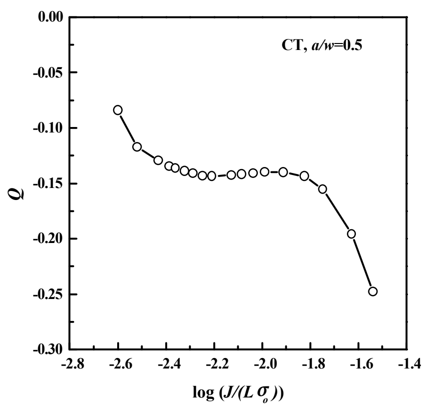
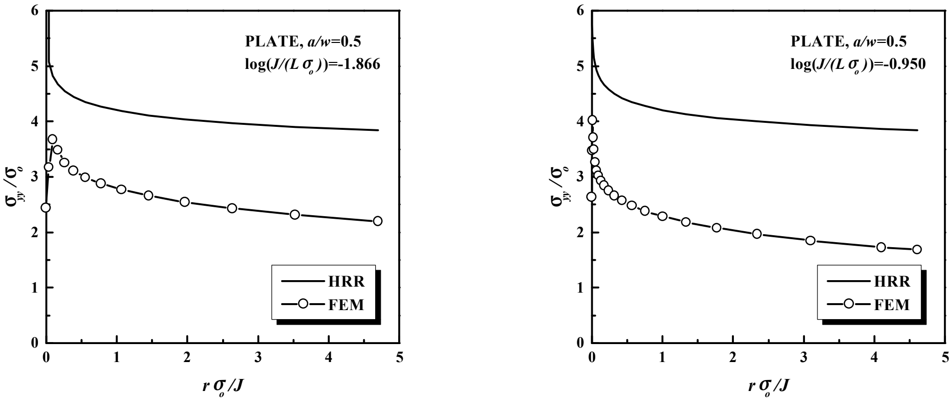


Fig. 10 *Q* values for a CT specimen



(a) (b)

Fig. 11 *J-Q* stress field for a wide-plate specimen

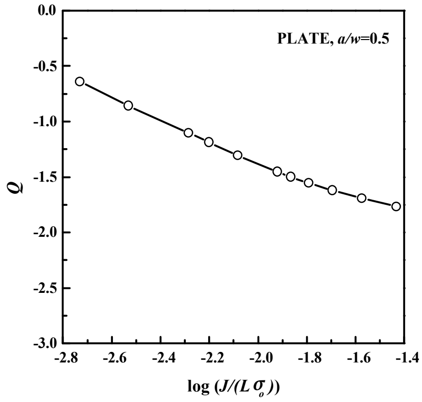


Fig. 12 *Q* values for a wide-plate specimen

4. 광폭 평판을 이용한 균열 거동 해석

4.1 실험 방법

실배관의 거동에 준하여 배관의 균열 거동을 해석하기 위하여 실배관 균열부의 구속 상태와 가장 유사한 광폭 평판을 이용하여 균열 거동을 평가하였다. 균열 거동 평가에 사용된 배관의 내경과 두께는 각각 289*mm* 와 9*mm* 이고, 가상 관통 균열(through-wall crack)의 길이 2*a* 는 62*mm* 이다. 하중 조건으로는 200*kN-m* 의 굽힘 모멘트를 고려하였으며, 응력 해석을 수행하여 균열 선단에 의해 응력장이 영향을 받지 않도록 광폭 평판을 제작하였다. Fig. 13 은 광폭 평판의 형상을 나타낸 것이다. 실험은 hardware-in-the-loop 방법을 기반으로 개발한 배관 평가 시뮬레이터[13]를 이용하여 수행하였으며, 이를 이용하면 실배관의 응력장과 광폭 평판의 응력장을 일치시킬 수 있으므로 실배관의 거동에 준하여 균열 진전 거동을 평가할 수 있다.

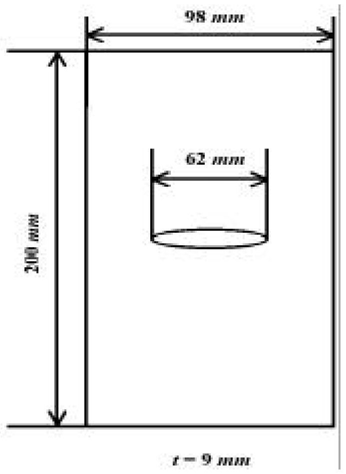


Fig. 13 The configuration of a wide-plate specimen

4.2 실험 결과

광폭 평판을 이용한 균열 진전 거동 평가를 위해 앞서 언급한 바와 같이 200*kN-m* 의 굽힘 모멘트를 고려하였다. 배관 평가 시뮬레이터의 유한요소해석부에서 구한 결과를 바탕으로 전체 하중 스케줄을 15 구간의 변형률 값으로 나타내었다. 배관 평가 시뮬레이터를 이용한 실험이 수행되는 동안 각 하중 구간에서 광폭 평판의 변형률 값이 측정되며 하중 스케줄로 설정된 변형률 값과 비교하여 일치하면 다음 하중 구간에 대한 시뮬레이션이 자동으로 수행된다. Fig. 14 는 초기 균열 길이 *a* 가 31*mm* 인 광폭 평판에 대해 하중 스케줄로 가정한 변형률 값과 시뮬레이션이 수행되는 동안 시편에서 측정한 변형률 값을 비교하여 나타낸 것으로 각각의 하중 구간에서 구한 값은 “○”로 나타내었다. 시뮬레이션을 수행한 결과, 시편에서 구한 변형률 값이 하중 스케줄로 설정한 값과 잘 일치하여 실배관의 응력장이 광폭 평판에 정확하게 적용됨을 확인하였다.

Fig. 15 는 하중 증가에 따른 균열 길이의 변화와 균열 길이의 변화에 따른 *J*-적분값을 나타낸 것이다. 앞의 경우와 동일하게 각각의 하중 구간에서 구한 균열 길이는 “○”로 나타내었으며, *J*-적분값은 “□”로 나타내었다. 균열 길이는 직류전위차법을 이용하여 측정하였다. 균열 진전이 시작된 점(Fig. 15 의 “■”)에서의 굽힘 모멘트는 144*kN-m* 이었으며, 이때의 *J*-적분값($J_{init.}$)은 47,344J/m^2 으로 계산되었다. 기존의 1T-CT 표준 시편으로 구한 SM45C 의 파괴인성치(J_{IC})는 6,438J/m^2 으로 광폭 평판을 이용하여 예측한 값과 큰 차이를 보인다. 이는 앞의 *J-Q* 해석 결과에서 나타난 바와 같이 구속 상태의 차이에서 기인한 것으로 판단된다. 기존의 CT 시편은 하중 형태가 굽힘 하중이기 때문에 높은 구속을 갖으며, 광폭 평판은 하중 형태가 인장 하중이기 때문에 상대적으로 구속이 낮기 때문이다.

5. 결 론

본 논문에서는 실배관의 거동에 준한 배관 건전성 평가를 위해 기존의 파괴역학 시편과 광폭 평판 균열부의 구속 상태를 분석하였다. 또한 광폭 평판을 이용한 실배관의 균열 진전 거동을 평가하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) SENB 시편과 CT 시편의 경우는 작용 하중이 낮은 경우에 대해서만 *J-Q* 해석이 가

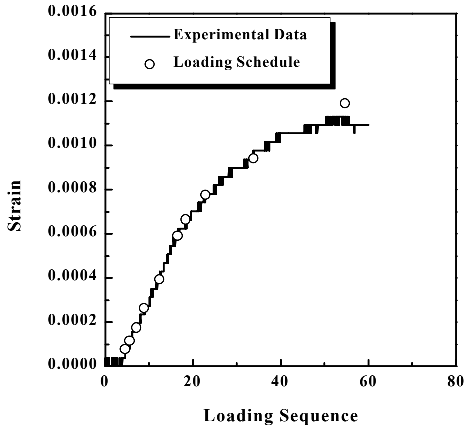


Fig. 14 Comparison of strain values between loading schedule and experimental result

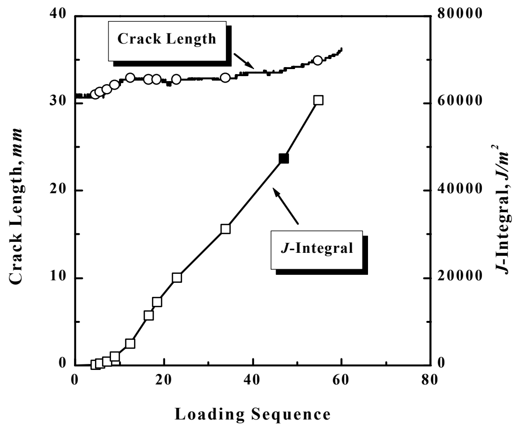


Fig. 15 Variation of crack length and *J*-integral measured at each loading step during the simulation

능하였다. 또한 SENB 시편에 대한 *Q* 값의 절대값은 하중이 증가함에 따라 증가하였으나, CT 시편에 대한 절대값은 하중이 증가하여도 일정하게 유지되었다.

(2) 광폭 평판은 작용 하중이 낮은 경우와 높은 경우 모두에 대하여 *J-Q* 해석이 가능하였으며, *Q* 값의 절대값은 작용 하중이 증가함에 따라 급격하게 증가하였다.

(3) 광폭 평판을 이용하여 배관의 균열 진전을 예측한 결과, 광폭 평판으로 구한 균열 진전 시점의 *J*-적분값은 CT 시편으로 구한 파괴인성치와 큰 차이를 보였다. 이는 CT 시편에 비해 광폭 평판의 구속이 상대적으로 낮기 때문이다.

후 기

본 논문은 한국과학재단 산하 성균관대학교 산업설비 안전성평가 연구센터의 연구비 지원으로 이루어진 것으로서, 이에 관계자 여러분들께 감사드립니다.

참고문헌

[1] C. Betegon and J. Hancock, 1991, "Two-Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack-Tip Fields," Journal of Applied Mechanics, Vol. 58, pp. 104-110

[2] N.P. O'Dowd and C.F. Shih, 1991, "Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter-I, Structure of Fields," Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 39, No. 8, pp. 989-1015

[3] N.P. O'Dowd and C.F. Shih, 1991, "Family of Crack Tip Fields Characterized by a Triaxiality

Parameter-II, Fracture Applications," Journal of Mechanics and Physics of Solids, Vol. 40, No. 5, pp. 939-963
[4] **최재붕**, 1997, "Constraint **를 고려한** Pipeline Steel **의 파괴해석**," **대한기계학회 추계학술대회 논문집** A, pp. 173-178
[5] N.P. O' Dowd and M.T. Kirk, 1993, "A Framework for Quantifying Crack Tip Constraint," Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, pp. 2-20
[6] J.A. Joyce, E.M. Hackett and C. Roe, 1993, "Effects of Crack Depth and Mode of Loading on the J-R Curve Behavior of a High-Strength Steel," Constraint Effects in Fracture, ASTM STP 1171, pp. 239-263
[7] ASTM, 1989, "Standard Test Method for J_{IC}, A Measure of Fracture Toughness," ASTM Standard E-813-89
[8] ASTM, 1987, "Standard Test Method for Determining J-R Curves," ASTM Standard E-1152-87
[9] British Standards Institution, 1991, "Method for Determination of K_{IC}, Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials," BSI 7448 – Part 1
[10] J.W. Hutchinson, 1968, "Singular Behavior of End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, pp. 13-31
[11] J.R. Rice and G.F. Rosengren, 1968, "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 16, pp. 1-12
[12] ABAQUS User' s manual, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 1999
[13] **허남수**, **김영진 등**, 1999, "**배관 건전성 평가를 위한** Hardware-in-the-Loop **시뮬레이터의 개발**," **한국원자력학회 춘계학술대회 논문집**, CD-Rom Title