

구속효과를 고려한 가스배관 결함의 2차원적 파괴거동 해석에 관한 연구

심도준* · 장영균*** · 최재봉** · 김영진** · 김철만****
(2000년 3월 6일 접수)

A Study on the Fracture Behavior of a Two Dimensional Crack in Gas Pipelines Considering Constraint Effects

Do-Jun Shim, Young-Kyun Jang, Jae-Boong Choi,
Young-Jin Kim and Cheol-Man Kim

Key Words: CTOD(균열선단개구변위), *J*-integral(*J*-적분), Constraint Effects(구속효과), *J*-*Q* Analysis(*J*-*Q* 해석), Finite Element Analysis(유한요소해석), SENB Specimen(편측 균열굽힘시편), SENT Specimen(편측균열인장시편)

Abstract

FFP(Fitness For Purpose) type defect assessment methodologies based on ECA(Engineering Critical Analysis) have been established and are in use for the structural integrity evaluation of gas pipelines. ECA usually includes the fracture mechanics analysis, and it is assumed that the *J*-integral uniquely characterizes the crack-tip stress-strain field. However, it has been proven that the *J*-integral alone can not be sufficient to characterize the crack-tip field under low levels of constraint with a single parameter. Since pipeline structures are made of ductile material, locally loaded in tension, cracks may experience low level of constraint, and therefore, *J*-dominance will be lost. For this reason, the level of constraint must be quantified to establish a precise assessment procedure for pipeline defects. The objective of this paper is to investigate the fracture behavior of a crack in gas pipeline(KS D 3507) by quantifying the level of constraint. For this purpose, tensile tests and CTOD tests were performed at room temperature(24°C) and low temperature(-40°C) to obtain the material properties. *J*-*Q* analyses were performed for SENB and SENT specimens based on 2-D finite element analyses, in order to investigate the in-plane constraint effects on pipeline defects. For precise assessment of cracks, especially shallow cracks, in KS D 3507 pipeline, constraint effect must be considered.

1. 서 론

에너지 수요의 증가에 따라 가스배관의 매설량이 증가하고 있으며, 이에 따른 배관파손에 의한

사고도 증가하고 있다. 선진각국에서는 이러한 사고를 예방하기 위해 파괴역학적인 해석기법을 도입하여 ECA(Engineering Critical Analysis)에 기초한 FFP(Fitness For Purpose)형식의 평가기준을 제정하여 사용하고 있다.⁽¹⁻³⁾ 하지만 국내에는 아직까지 이러한 ECA/FFP 방식의 기준들이 보급되지 않아 배관의 효율적인 유지보수가 어려우며 결함에 대한 정확한 해석능력도 미비한 실정이다. 한편 배관의 파괴거동 해석을 위한 코드들, 즉, PD6493,⁽⁴⁾ R6⁽⁵⁾ 등은 FAD (Failure Assessment Diagram)에 기초한 파괴역학적 해석을 수행하도록

* 회원, 성균관대학교 대학원 기계공학부
** 회원, 성균관대학교 기계공학부
E-mail : yjkim@yurim.skku.ac.kr
TEL : (031)290-5274 FAX : (031)290-5276
*** 성균관대학교 대학원 기계공학부
**** 한국가스공사 연구개발원

록 제시하고 있다. 이러한 코드들에 적용된 파괴역학적 해석은 J -적분(J -integral)에 기초하고 있으며, J -적분이 파괴인성치 측정에 쓰이는 시편이나 실제구조물의 균열부위응력상태를 정확히 예측한다고 가정하고 있다. 그러나 이러한 가정은 실제구조물에 존재하는 균열부의 구속조건(constraint)에 따라 크게 달라지는 것으로 밝혀진 바 있다. (6~10)

Fig. 1에서와 같이 표면균열이 존재하는 실제배관에 굽힘하중이 작용하면 균열부에는 국부적으로 인장하중이 작용하게 되며, 이는 국부적으로 광폭평판(wide plate)시편으로 모사될 수 있다. 광폭평판시편에서 균열의 깊이만을 고려하여 2차원으로 모사하면 실제배관에 존재하는 표면균열은 Fig. 1에서와 같이 SENT (Single Edge Notch Tension)시편으로 단순화시킬 수 있다. SENT시편은 실제배관에 존재하는 균열부의 구속상태, 즉, 낮은 구속상태를 비교적 정확하게 모사할 수 있고 실험이 단순하여 배관의 균열평가에 널리 적용되고 있다.⁽¹¹⁾ 한편, 배관재료의 파괴인성치(J_{IC} 또는 한계 CTOD)는 Fig. 1에서와 같이 SENB (Single Edge Notch Bending)시편, 즉 굽힘하중이 작용하고 구속상태가 높은 시편을 이용하여 측정한다. 따라서 시편을 통해 구한 J -적분값만을 이용하여 실제구조물에 존재하는 균열부를 평가하게되면 지나치게 보수적인 결과를 초래할 수도 있다.⁽¹²⁾ 이러한 이유로 파괴시편의 응력상태

와 실제배관에 존재하는 균열부의 응력상태를 규명하고, 구속이 이에 미치는 영향을 분석할 필요가 있다.

따라서 본 연구에서는 파괴시편의 응력상태와 구속의 영향을 분석하기 위해 SENB시편에 대한 J - Q 해석을 수행하였다. 또한 실제배관에 존재하는 균열부의 응력상태와 구속의 영향을 분석하기 위해서는 SENT시편에 대한 J - Q 해석을 수행하였다.

2. 관련이론

2.1 구속효과

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 균열부에 대한 해석이 가능하지만 구속의 정도가 낮은 경우(low constraint)에는 J -적분만으로 균열부를 해석하는 것이 불가능하다. 이러한 구속은 면외구속(out-of-plane constraint)과 면내구속(in-plane constraint)으로 분류할 수 있다. 면외구속은 시편 또는 구조물의 폭(width)에 의해 결정되며, 면내구속은 하중조건, 재료의 가공경화지수, 잔여리가먼트(remaining ligament) 등에 의해 결정된다.

면내구속의 변화가 파괴거동에 미치는 영향을 분석하는 것은 매우 중요하다. 면내구속효과를 정량적으로 평가하기 위해 단일 매개변수 파괴역학(single-parameter fracture mechanics)에 새로운 제2의 매개변수를 도입하여 균열선단에서의 3축 응력상태를 규명하는 방법이 사용되고 있으며, 그 예로는 J - T 해석법⁽⁶⁾과 J - Q 해석법^(7,8) 등이 있다. 이러한 이중 매개변수 접근법은 J -적분만으로 해석이 불가능한 낮은 구속상태의 균열부에 대한 해석을 가능하게 하였으며, 두께에 비해 얇은 균열부나 인장하중이 작용하는 경우 등이 이에 해당된다.

2.2 J - Q 해석법

Hutchinson⁽¹³⁾ 그리고 Rice와 Rosengren⁽¹⁴⁾은 비선형탄성재료에서 J -적분값을 이용하여 균열선단의 특성을 규명하였으며, 이때 비선형탄성재료는 다음과 같은 Ramberg-Osgood 응력-변형률 관계식을 만족하는 재료로 가정하였다.

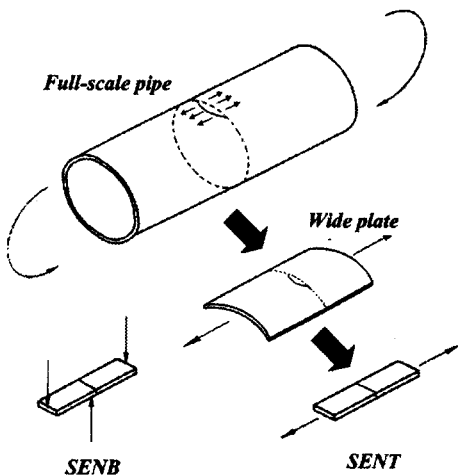


Fig. 1 Specimen and model configuration

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_o} = \frac{\sigma}{\sigma_o} + a \left(\frac{\sigma}{\sigma_o} \right)^n \quad (1)$$

여기서, σ_o 는 대표응력값(reference stress)으로 대부분의 경우 항복응력(yield stress)을 사용하고, ϵ_o 는 변형률로서 σ_o 를 탄성계수 E 로 나눈 값이며, a 는 재료상수이고 n 은 재료의 가공경화지수이다.

J -적분에 의한 균열선단 부근에서의 응력, 변형률은 다음과 같다.

$$\sigma_{ij} = \sigma_o \left(\frac{I}{a\sigma_o\epsilon_o I_n r} \right)^{\frac{1}{n+1}} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n) \quad (2)$$

$$\epsilon_{ij} = a\epsilon_o \left(\frac{I}{a\sigma_o\epsilon_o I_n r} \right)^{\frac{n}{n+1}} \tilde{\epsilon}_{ij}(\theta, n) \quad (3)$$

여기서, I_n 은 가공경화지수에 따른 상수, $\tilde{\sigma}_{ij}$ 와 $\tilde{\epsilon}_{ij}$ 는 θ 와 n 으로 표현되는 무차원 함수값으로서, 평면응력상태와 평면변형률상태에 따른 값들이 주어져 있다. 식 (2)와 식 (3)에서 J -적분값은 응력 특이성(stress singularity)의 정도와 변형률 특이성(strain singularity)의 정도를 각각 나타내고 있으며, 두 식을 균열선단에서의 HRR 특이성(HRR singularity)이라고 정의한다.

O'Dowd와 Shih^(7,8)는 구속이 낮은 경우와 높은 경우에 있어서 균열선단부의 수직응력의 차이가 항상 일정하다는 사실을 밝혀내고, 그 차이의 수

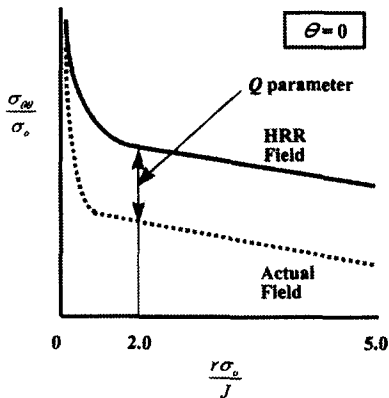


Fig. 2 A schematic illustration of the Q -stress

정계수(correction factor)로 Q -응력(Q -stress)을 도입하여 J - Q 해석법을 제안하였다. Q -응력은 균열선단에서의 3축 응력(triaxial stress)상태를 나타내는 매개변수로서, 이를 고려하여 식 (2)로 표현되는 균열선단에서의 응력을 다시 표현하면 다음과 같다.

$$\sigma_{ij} \approx (\sigma_{ij})_{HRR} + Q\sigma_o\delta_{ij} \quad \left(|\theta| < \frac{\pi}{2} \right) \quad (4)$$

여기서, δ_{ij} 는 Kronecker delta이며, 식 (4)에서의 Q -응력은 다음과 같이 정의할 수 있다.

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - (\sigma_{\theta\theta})_{HRR}}{\sigma_o} \quad \text{at } \theta=0, \frac{r\sigma_o}{J} = 2 \quad (5)$$

여기서, $\sigma_{\theta\theta}$ 는 균열선단에서의 실제 수직응력값이고 $(\sigma_{\theta\theta})_{HRR}$ 은 해당지점에서 HRR 식으로 계산되는 수직응력값이다. Q -응력은 유한변형률이 발생하는 영역(finite strain region) 밖이며 균열진전의 특성을 대표할 수 있는 $r/(J/\sigma_o)=2$ 에서의 값을 이용한다. Fig. 2는 Q -응력의 정의를 도식적으로 나타낸 것이다.

3. 재료실험

3.1 실험재료 및 시험편

실험에 사용한 배관은 직경이 300mm, 두께가 6.4mm인 KS D 3507 배관이며, 1991년도에 매설되었던 실제 노후배관으로 모재의 화학적 조성은 Table 1과 같다. 배관의 재료물성치를 측정하기 위해 상온(24℃)에서 인장시험과 CTOD시험을 수행하였으며, 가스배관의 최저 사용온도에서의 재료물성치를 측정하기 위해 저온(-40℃)에서 동일

Table 1 Chemical composition of KS D 3507 (Base metal)

	Chemical composition				
	C	Mn	P	S	Si
wt. %	0.14	0.44	0.01	0.01	0.01

한 실험을 수행하였다. Fig. 3(a)와 Fig. 3(b)는 각각 인장시험과 CTOD시험에 사용된 시편의 형상이다.

3.2 실험장치 및 방법

인장시험과 CTOD시험은 10ton용량의 전기유압식 재료시험시스템을 사용하여 수행하였으며, 저온실험을 위해서는 챔버(chamber)를 사용하였다. 인장시험은 ASTM E8⁽¹⁵⁾에 준하여 수행하였으며, CTOD시험은 BS 7448, Part I⁽¹⁶⁾에 준하여 수행하였다. CTOD 시험을 위해서는 시편에 3점 굽힘(three point bending) 피로하중을 가하여 예비균열을 생성시킨 후 상온과 저온에서 실험을 수행하였다.

3.3 실험결과 및 고찰

Table 2는 상온과 저온에서 수행한 인장시험의 결과를 정리한 것으로서 각 재료물성치는 평균값

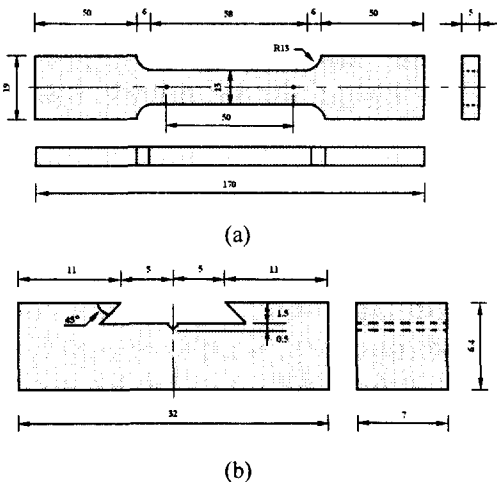


Fig. 3 Geometry of tension test specimen and CTOD test specimen (unit : mm)

Table 2 Tensile properties of KS D 3507 (Base metal)

	Yield strength (MPa)	Tensile strength (MPa)	Young's modulus (GPa)	Elongation (%)
24 °C	303	378	196	36.6
-40 °C	335	412	230	37.3

을 사용하였다. 저온에서의 항복강도는 상온에서의 항복강도보다 약 10% 높았고, 저온에서의 인장강도는 상온에서의 인장강도보다 약 9% 높았다. Fig. 4(a)와 Fig. 4(b)는 각각 상온과 저온에서 수행한 인장시험결과와 이를 Ramberg-Osgood 응력-변형률 관계식을 이용하여 구한 곡선을 나타낸 것으로, 상온에서 α 와 n 은 각각 6.0 과 8.0 이었고, 저온에서 α 와 n 은 8.25 와 7.0 이었다.

Fig. 5는 상온과 저온에서 수행한 CTOD시험으

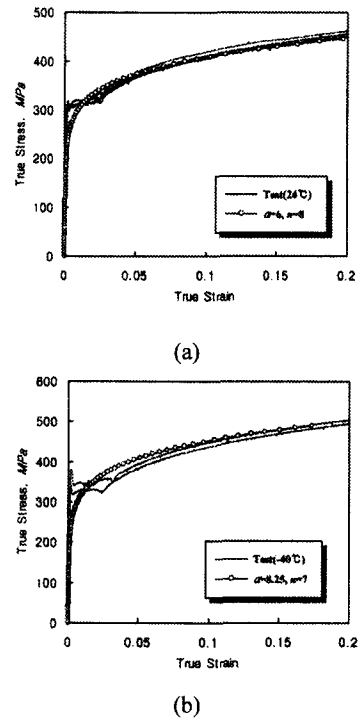


Fig. 4 True stress-true strain curves for KS D 3507

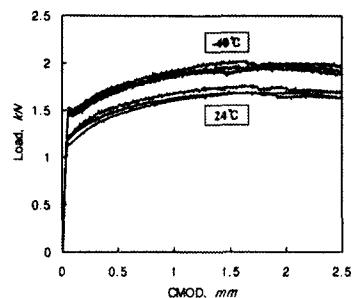


Fig. 5 Load vs CMOD curves of KS D 3507

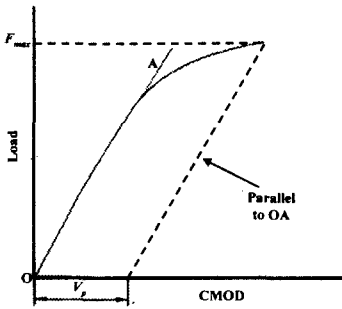


Fig. 6 Definition of F_{max} and V_p for determination of CTOD

Table 3 The results of the CTOD tests

No.	Temp. (°C)	δ_m (mm)	Average δ_m (mm)
1	24°C	0.477	0.484
2		0.481	
3		0.494	
4	-40°C	0.515	0.556
5		0.566	
6		0.587	

로부터 구한 하중-CMOD선도이며, Fig. 6과 같은 방법으로 최대하중 F_{max} 와 V_p 를 결정한 후 이를 BS 7448, Part 1⁽¹⁶⁾에서 제시하고 있는 식에 대입하여 한계 CTOD값 δ_m 을 산출하였으며, 이를 Table 3에 정리하였다.

4. 유한요소해석

4.1 유한요소모델 및 해석방법

CTOD시험에 사용되는 SENB시편에 대한 면내 구속효과를 분석하기 위해 a/W 가 0.25, 0.5, 0.75인 경우에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 7은 a/W 가 0.5인 경우에 대한 유한요소모델로서 시편형상의 대칭성을 고려하여 작성한 2차원 모델이다. 요소는 8 절점 등계수 평면변형률 요소를 사용하였으며, 모델의 치수는 CTOD시험에 사용한 시편과 동일하게 하였다. 유한요소해석을 위해서는 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 프로그램⁽¹⁷⁾을 사용하였다.

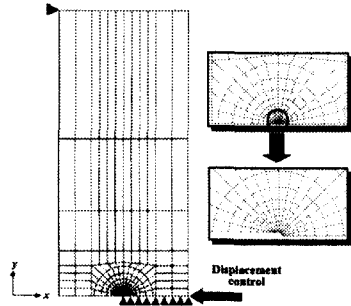


Fig. 7 Two-dimensional mesh and boundary conditions for an SENB specimen, $a/W=0.5$

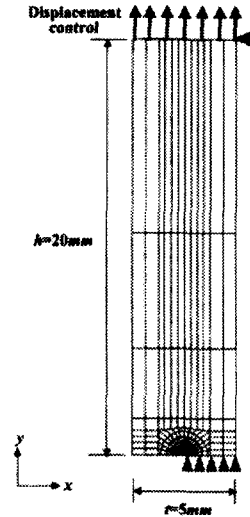


Fig. 8 Two-dimensional mesh and boundary conditions for an SENT specimen, $a/r=0.5$

일반적으로 균열선단부는 적어도 10개 이상의 요소로 구성되어야 한다. 또한, 균열선단으로부터의 거리가 CTOD의 2배 보다 작은 범위에 대한 해석을 수행하기 위해서는 대규모 변형률 해석 (large strain analysis)을 수행해야하며,⁽¹⁸⁾ 이때 둔화노치반경(blunt notch radius)을 유한한 값으로 설정하고 해석하는 것이 일반적이다. 하지만 $r/(J/\sigma_0)$ 가 2이상인 범위에서는 대규모 변형률 해석결과와 소규모 변형률 해석결과와의 차이는 무시할 수 있다.⁽⁴⁾ 따라서 본 해석에서는 Fig. 7에서와 같이 균열부를 20개의 경로(contour)와 16개의

레이어(layer)로 구성하였으며, 각 모델에 대한 초기 둔화노치반경은 각각의 리가먼트의 1/1000로 설정하고, 모든 경우에 대하여 소규모 변형률 해석을 수행하였다. 유한요소해석은 상온과 저온에 대하여 각각 3가지 경우($a/W = 0.25, 0.5, 0.75$)를 고려하여, 총 6가지 경우에 대하여 수행하였다.

SENT시편에 대하여 J - Q 해석을 수행하고 in-plane 구속효과를 분석하기 위해 alt 가 0.25, 0.5, 0.75인 경우에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 8은 alt 가 0.5인 경우에 대한 2차원 1/2모델과 경계조건을 도시한 것으로서, 균열부는 SENB시편과 동일하게 모델링하였고, 시편의 상단부에 변위제어를 통해 인장하중을 적용하였다. 상온과 저온에 대하여 각각 3가지 경우($alt = 0.25, 0.5, 0.75$)에 대한 해석을 소규모 변형률 해석을 이용하여 수행하였다.

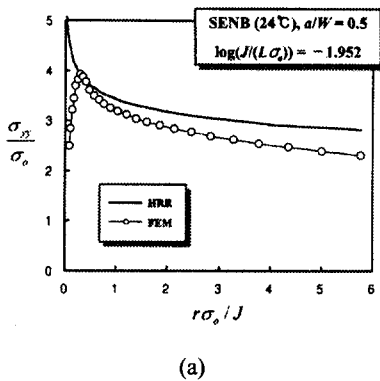
4.2 해석결과 및 고찰

균열선단에서 발생하는 대규모 항복(large scale

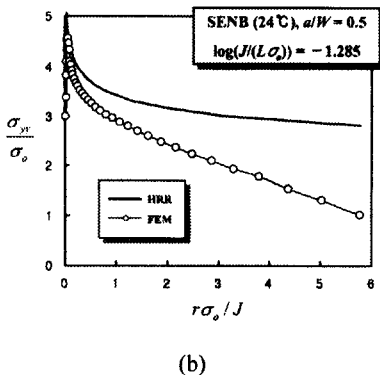
yielding) 영역을 벗어나서 J -적분값을 계산하기 위해 균열부를 구성하는 20개의 경로 중 마지막 5개의 경로에 대한 J -적분값의 평균값을 구하였으며, 이를 식 (2)에 대입하여 HRR 응력장을 구하였다. 균열선단에서의 실제 응력장은 유한요소 모델의 리가먼트를 구성하는 각 절점(node)에서의 응력값을 이용하여 계산하였다.

Fig. 9(a)와 Fig. 9(b)는 상온에서 a/W 가 0.5인 SENB시편에 대한 해석결과로, 작용하중이 낮은 경우와 높은 경우를 각각 나타낸 것이다. 작용하중이 낮은 경우에는 J - Q 해석이 가능하였지만, 작용하중이 높은 경우에는 균열선단으로부터의 거리가 증가할수록 실제 응력값이 급격히 감소하여 J - Q 해석이 불가능하였다. 저온에 대한 해석 결과에서도 상온과 유사한 응력장이 균열선단에 형성되었다.

Fig. 9(a)에 나타낸 바와 같이 J - Q 해석이 가능한 경우에 대해서는 식 (5)를 이용하여 Q 값을 계산하였다. Fig. 10(a)는 상온에서 a/W 가 0.25,

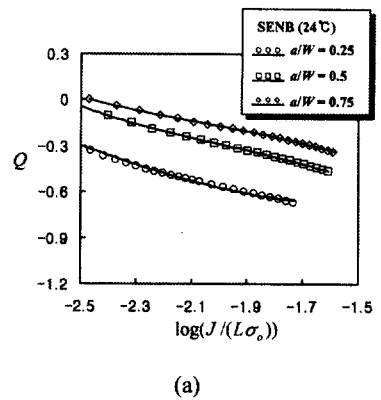


(a)

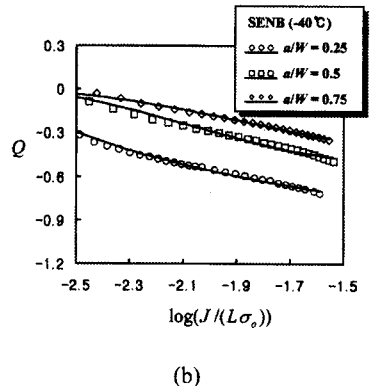


(b)

Fig. 9 J - Q stress fields for an SENB specimen, $a/W=0.5$ (24°C)



(a)



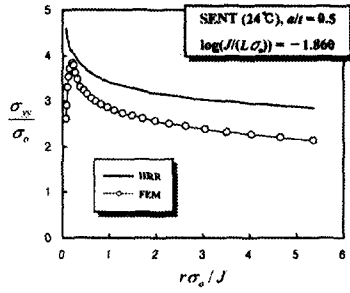
(b)

Fig. 10 Q values for SENB specimens

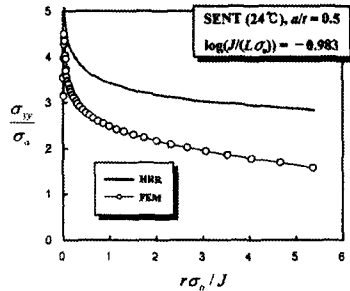
Table 4 Q results for SENB specimens

Temp.	a/t	a_0	a_1	a_2	a_3
24 °C	0.25	11.726	19.615	10.183	1.692
	0.5	-3.899	-4.631	-2.120	-0.354
	0.75	-3.354	-4.011	-1.787	-0.289
-40 °C	0.25	11.021	18.161	9.242	1.497
	0.5	1.625	3.712	2.029	0.325
	0.75	-0.279	0.727	0.628	0.119

$$Q = a_0 + a_1 X + a_2 X^2 + a_3 X^3 \quad X = \log(J/(L\sigma_0))$$



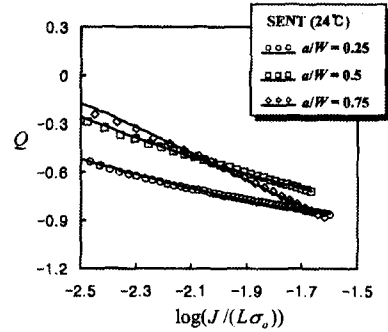
(a)



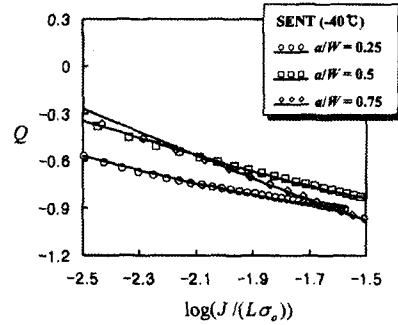
(b)

Fig. 11 J - Q stress fields for an SENT specimen, $a/t=0.5$ (24°C)

0.5, 0.75인 경우에 대하여 J -적분값의 증가에 따른 Q 값을 나타낸 것이다. 작용하중은 $\log(J/(L\sigma_0))$ 을 이용하여 무차원화 하였으며, L 은 리가먼트의 길이를 사용하였다. 낮은 하중이 작용하는 경우 균열선단은 높은 3축응력상태 (triaxiality)를 유지하였으며, 하중이 증가할수록 3축응력이 서서히 감소하였다. 깊은 균열의 경우 ($a/W=0.5$ 이상)에는 얇은 균열에 비해 높은 3축



(a)



(b)

Fig. 12 Q values for SENT specimens

응력상태를 유지하였다. 따라서, 파괴시편과 같이 균열의 깊이가 깊은 경우에는 J -적분만으로도 균열선단의 실제 응력상태를 비교적 정확히 예측할 수 있음을 확인하였다. Fig. 10(b)는 저온에 대한 Q 값을 나타낸 것으로, 상온의 결과와 유사한 결과를 나타내었다. Table 4는 SENB시편에 대하여 상온과 저온에서의 Q 값을 3차원 곡선 적합하여 정리한 결과이다.

Fig. 11(a)와 Fig. 11(b)는 상온에서 a/t 가 0.5인 SENT시편에 대한 해석결과로, 작용하중이 낮은 경우와 높은 경우를 각각 나타낸 것이며, 모든 경우에 대하여 J - Q 해석이 가능하였다. 저온에 대한 해석결과에서도 상온과 유사한 응력장이 형성되었다.

Fig. 12(a)는 상온에서 a/t 가 0.25, 0.5, 0.75인 경우에 대하여 J -적분값의 증가, 즉 작용하중의 증가에 따른 Q 값을 나타낸 것이다. SENB시편과 비교하였을 때, 동일한 하중에서 SENT시편의 균

Table 5 Q results for SENT specimens

Temp.	a/t	a_0	a_1	a_2	a_3
24 °C	0.25	-1.032	0.255	0.390	0.069
	0.5	-0.585	0.639	0.397	0.036
	0.75	-0.035	2.428	1.609	0.264
-40 °C	0.25	0.239	2.142	1.285	0.210
	0.5	-3.780	1.193	0.758	0.110
	0.75	-0.906	0.948	0.783	0.121

$$Q = a_0 + a_1 X + a_2 X^2 + a_3 X^3 \quad X = \log(J/(L\sigma_0))$$

열선단은 더 낮은 3축응력상태를 나타내었다. $a/t=0.5$ 인 경우와 $a/t=0.75$ 인 경우는 비슷한 결과를 나타내었으나, $a/t=0.25$ 인 경우에는 3축응력이 현저하게 떨어지는 것을 확인할 수 있다. 따라서, SENT시편의 경우 J -적분으로 계산되는 HRR응력장은 균열선단에서의 실제응력장을 과대예측(overestimate)한다고 할 수 있다.

Fig. 12(b)는 저온에 대한 Q 값을 나타낸 것으로, 상온과 유사한 경향을 나타내었다. Table 5는 SENT시편에 대하여 상온과 저온에서의 Q 값을 3차원 곡선적합하여 정리한 결과이다.

파괴시편으로 사용되는 SENB시편의 균열 깊이는 $a/W=0.5$ 이나, 일반적으로 실제배판에서 발견되는 균열은 대부분 $a/t=0.5$ 이하의 얇은 균열이다. 따라서, Fig. 13에서는 파괴시편 균열의 구속상태와 실제배판에 존재하는 균열의 구속상태를 비교하기 위해 $a/W=0.5$ 인 SENB시편의 Q 값과 $a/t=0.25, 0.5$ 인 SENT시편의 Q 값을 비교하였다. $a/t=0.25$ 인 SENT시편의 경우 Q 의 절대값은 SENB시편의 Q 의 절대값 보다 약 0.5 정도 컸으며, $a/t=0.5$ 인 SENT시편의 경우에는 SENT시편의 Q 의 절대값이 약 2.5~3.5 정도 컸다. 따라서, 균열이 얇은 경우 파괴시편을 통해 구한 J -적분값만을 이용하여 실제배판의 균열부를 평가하면 지나치게 보수적 결과를 얻을 수 있으며, 이를 보완하기 위해 반드시 구속효과를 고려해야 할 것으로 판단된다.

SENB 및 SENT시편에 대한 J - Q 해석을 통하여 면내구속효과가 균열선단의 응력장에 미치는 영향을 분석하였다. 이러한 해석기법을 통해 시편으로부터 구한 J -적분값을 이용하여 배판과 같은 실제구조물의 응력장을 정확히 예측할 수 있을 것으로 판단되며, 이러한 해석기법을 결합평가기

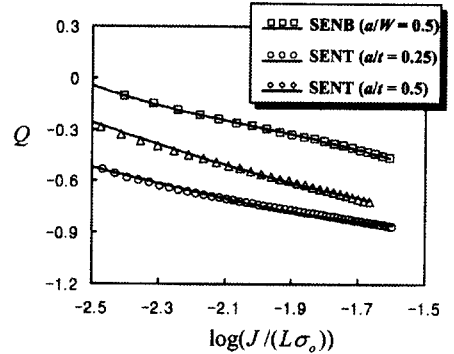


Fig. 13 Comparison of Q values between SENB and SENT specimens

준에 적용함으로써 기존의 평가기준들에 내포되어 있는 부정확성을 개선할 수 있을 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 중저압가스배판(KS D 3507)에 대하여 상온과 저온에서 인장시험과 CTOD시험을 수행하였으며, 이를 바탕으로 SENB시편과 SENT시편에 대한 J - Q 해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) SENB시편은 높은 3축응력상태를 나타내었으며, 특히 깊은 균열($a/W=0.5, 0.75$)에서는 J -적분만으로도 실제응력장을 비교적 정확히 예측할 수 있었다.
- (2) SENT시편은 SENB시편에 비해 낮은 구속상태를 나타내었으며, 특히 얇은 균열($a/t=0.5$)에서는 3축응력이 현저하게 떨어졌다.
- (3) 온도(24°C, -40°C)에 따른 Q 값의 변화는 없었다.

(4) 실제배판의 균열을 모사하는 SENT시편과 파괴인성측정 시편인 SENB시편에 대한 해석을 통해 가스배판의 균열평가에 있어서 구속효과의 영향이 크다는 것을 입증하였다. 실제배판의 파괴거동 예측에는 이를 고려한 평가법이 필요할 것으로 판단된다.

본 논문의 연구결과는 국내 실정에 적합한 가스배판 결합평가기준을 작성하는데 있어서 기초자료로 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

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

참고문헌

- (1) 1998, The American Petroleum Institute API Standard 1104, Appendix A, Standard for Field Welding Pipe Lines and Related Facilities.
- (2) 1987, Specifications for Field Welding of Carbon Steel Pipelines, BS 4515, Appendix H, British Standards Institution, London.
- (3) 1996, Standards of Acceptability for Circumferential Pipe Butt Welds Based on Fracture Mechanics Principles, CSA Z662, Appendix K.
- (4) 1991, Guidance on Some Methods for the Derivation of Acceptable Levels of Defects in Fusion Welded Joints, BSI PD6493, British Standards Institution, London.
- (5) Kumar, V., German, M.D., Wilkening, W.W., Andrews, W.R., deLorenzi, H.G., and Mowbray, D.F., 1984, "Advances in Elastic-Plastic Fracture Analysis," EPRI Report NP-3607, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA.
- (6) Betegon, C. and Hancock, J., 1991, "Two-Parameter Characterization of Elastic-plastic Crack-Tip Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, pp. 104~110.
- (7) O'Dowd, N.P., and Shih, C.F., 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.
- (8) O'Dowd, N.P., and Shih, C.F., 1992, "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.
- (9) 이형일, 함종호, 김윤재, 1999, "수정된 경계층 법에 의한 변형경화 이중접합재의 계면균열선단 구속상태 및 J-적분 고찰," 대한기계학회논문집 A권, 제23권 제9호, pp. 1525~1535.
- (10) 서현, 한태수, 이형일, 1999, "구속상태를 고려한 반타원 표면균열의 파손평가선도," 대한기계학회논문집 A권, 제23권 제11호, pp. 2022~2032.
- (11) Nyhus, B., 1998, "Oseberg Hyperbaric Welding Procedure Development. Fracture Mechanics Testing and ECA Analysis," SINTEF Report.
- (12) 최재봉, 1997, "Constraint를 고려한 Pipeline Steel의 파괴해석," 대한기계학회 1997년도 추계 학술대회논문집 A, pp. 173~178.
- (13) Hutchinson, J.W., 1968, "Singular Behavior at End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.
- (14) Rice, J.R. and Rosengren, G.F., 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.
- (15) ASTM E8, 1995, "Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials," 1995 Annual Book of ASTM Standards, Vol. 3.01, pp. 56~76.
- (16) 1991, Method for Determination of K_{Ic} , Critical CTOD and Critical J Values of Metallic Materials, BSI 7448 Part1, British Standards Institution, London.
- (17) ABAQUS User's Manual, 1998, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc.
- (18) McMeeking, R.M., 1989, "Numerical Calculations for Problems of Ductile Fracture," *Advances in Fracture Research*, Vol. 3, pp. 1971~1998.