

구속효과를 고려한 가스배관 결함의 파괴거동해석

심도준* · 최재봉* · 김영진*

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

Do-Jun Shim, Jae-Boong Choi, and Young-Jin Kim

Key Words: CTOD(균열선단개구변위), J -integral(J -적분), Constraint Effects(구속효과), J - Q Analysis(J - Q 해석), Finite Element Analysis(유한요소해석), SENB Specimen(편측균열급힘시편), 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 assumes that J -integral uniquely characterizes crack-tip stress-strain fields. However, it has been shown that it is not 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 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.

1. 서론

경제적인 에너지 수송방법으로 사용되고 있는 가스배관의 매설 증가와 함께 배관파손에 의한 사고 사례 또한 증가하고 있다. 선진각국에서는 이러한 사고를 예방하기 위해 파괴역학적인 해석 기법을 도입하여 공학적 해석기법(Engineering Critical Analysis; ECA)에 기초한 사용적합성(Fitness For Purpose; FFP) 형식의 평가기준을 제정하여 사용하고 있다. 하지만 국내에는 아직까지 이러한 ECA/FFP 방식의 기준들이 보급되지 않아 경제성 있는 배관의 유지보수가 어려운 형편이며 결함에 대한 정확한 해석능력도 미비한 실정이다. 한편 배관의 파괴거동 해석을 위한 코드들, 즉, BSI PD6493, CEBG R6 등은 FAD(Failure Assessment Diagram)에 기초한 파괴역학적 해석을 수행하도록 제시하고 있다. 이러한 코드들에 적용된 파괴역학적 해석은 J -적분(J -

integral)에 기초하고 있으며, J -적분이 파괴인성치 측정에 쓰이는 시편이나 실제구조물의 균열부위 응력상태를 정확히 예측한다고 가정하고 있다. 그러나 이러한 가정은 실제구조물에 존재하는 균열부의 구속조건(constraint)에 따라 크게 달라지는 것으로 밝혀진 바 있다.⁽¹⁻³⁾

실제배관에 급힘하중이 작용하면 균열부에는 국부적으로 인장하중이 작용하게 되고, 만약 이때 균열의 깊이가 배관두께에 비해 얇은 경우 균열부의 구속상태는 매우 낮아진다. 하지만 배관 재료의 파괴인성치(J_{IC} 또는 한계 CTOD)는 SENB(Single Edge Notch Bending)시편, 즉 급힘하중이 작용하고 구속상태가 높은 시편을 이용하여 측정한다. 따라서 시편을 통해 구한 J -적분값만을 이용하여 실제구조물에 존재하는 균열부를 평가하게 되면 지나치게 보수적인 결과를 초래할 수 있다.^(4,5) 이러한 이유로 파괴시편의 응력상태와 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 SENT(Single Edge Notch Tension)시편에 대한 J - Q 해석을 수행하였다.

2. 구속효과 및 J - Q 해석법

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 구속효과는 out-of-plane 구속효과와 in-plane 구속효과로 분류할 수 있다. Out-of plane 구속은 시편 또는 구조물의 폭(width)에 의해 결정되며, in-plane 구속은 하중조건, 재료의 가공경화지수, 잔여리가먼트(remaining ligament) 등에 의해 결정된다.

In-plane 구속의 변화가 파괴거동에 미치는 영향을 분석하는 것은 매우 중요하다. In-plane 구속효과를 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⁽¹⁾과 J - Q 해석법^(2,3) 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⁽⁶⁾ 그리고 Rice와 Rosengren⁽⁷⁾은 비선형탄성재료에서 J -적분값을 이용하여 균열선단의 특성을 규명하였으며, 이때 비선형탄성재료는 다음과 같은 Ramberg-Osgood 응력-변형률 관계식을 만족하는 재료로 가정하였다.

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

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 나눈값이며, α 는 재료상수이고 n 은 재료의 가공경화지수

이다.

J -적분에 의한 균열선단 부근에서의 응력, 변형률은 다음과 같다.

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

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

여기서, I_n 는 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^(2,3)는 구속이 낮은 경우와 높은 경우에 있어서 균열선단부의 수직응력의 차이가 항상 일정하다는 사실을 밝혀내고, 그 차이의 수정계수(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.

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

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 값 이용한다.

3. 재료물성치 실험

3.1 실험재료

실험에 사용한 배관은 직경이 300mm, 두께가

6.4mm인 KS D 3507 배관이며, 1991년도에 매설되었던 실제 노후배관이다. 배관의 재료물성치를 측정하기 위해 상온(24°C)과 저온(-40°C)에서 인장시험과 CTOD시험을 수행하였다.

3.2 실험장치 및 방법

인장시험과 CTOD시험은 10ton용량의 전기유압식 재료시험시스템을 사용하여 수행하였으며, 저온실험을 위해서는 챔버를 사용하였다. 인장시험은 ASTM E8⁽⁸⁾에 준하여 수행하였으며, CTOD 시험은 BS 7448, Part 1⁽⁹⁾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 1은 상온과 저온에서 수행한 인장시험의 결과를 정리한 것으로서 각 재료물성치는 평균값을 사용하였다. 저온에서의 항복강도는 상온에서의 항복강도보다 약 10% 높았고, 저온에서의 인장강도는 상온에서의 인장강도보다 약 9% 높았다. Fig. 1(a)와 Fig. 1(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 과 8 이었고, 저온에서 α 와 n 은 8.25 와 7 이었다.

Fig. 2는 상온과 저온에서 수행한 CTOD시험으로부터 구한 하중-CMOD선도이며, 이를 이용하여 구한 한계 CTOD값 δ_m 을 Table 2에 정리하였다.

4. 유한요소해석

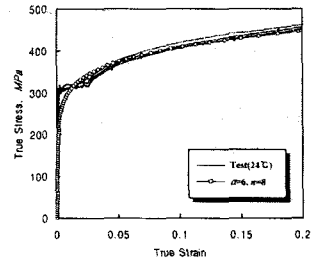
4.1 유한요소모델 및 해석방법

CTOD 측정실험에 사용되는 SENB시편에 대한 in-plane 구속효과를 분석하기 위해 a/W 가 0.25, 0.5, 0.75인 경우에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 3은 a/W 가 0.5인 경우에 대한 유한요소모델로서 시편의 기하학적 형상과 하중조건에 대한 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 프로그램을 사용하였다.

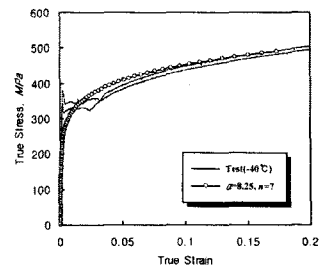
균열선단에서의 응력장과 변형률을 해석하기 위해서는 매우 정교한 요소망이 필요하다. 따라서 본 해석에서는 Fig. 3에서와 같이 균열부를 20개의 경로(contour)와 16개의 레이어(layer)로 구성하였으며, 각 모델에 대한 초기 둔화노치반경은 각각의 리가먼트(ligament)의 1/1000로 설정하

Table 1 Tensile properties of KS D 3507

	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



(a)



(b)

Fig. 1 True stress-true strain curves for KS D 3507

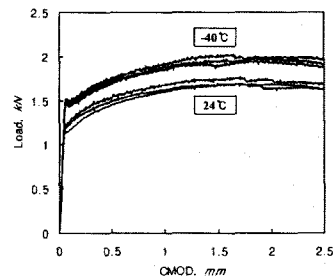


Fig. 2 Load vs CMOD curves of KS D 3507

Table 2 The results of the CTOD tests

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

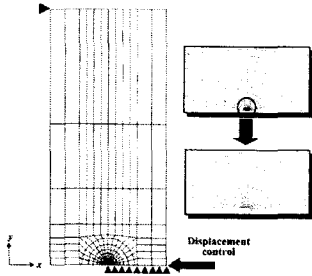


Fig. 3 Two-dimensional mesh and boundary conditions for an SENB specimen, $a/W=0.5$

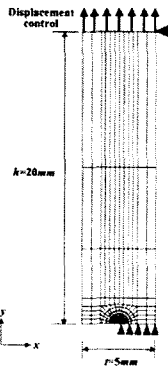


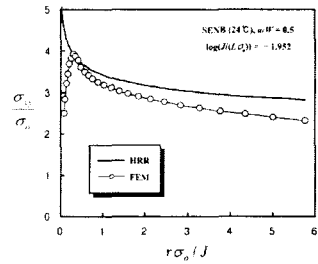
Fig. 4 Two-dimensional mesh and boundary conditions for an SENT specimen, $a/t=0.5$

고, 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.

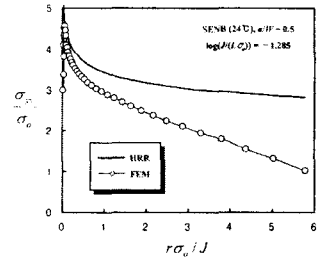
SENB시편에 대하여 $J-Q$ 해석을 수행하고 in-plane 구속효과를 분석하기 위해 a/t 가 0.25, 0.5, 0.75인 경우에 대하여 유한요소해석을 수행하였다. Fig. 4는 a/t 가 0.5인 경우에 대한 2차원 1/2모델과 경계조건을 도시한 것으로서, 균열부는 SENB시편과 동일하게 모델링하였고, 시편의 상단부에 변위제어를 통해 인장하중을 적용하였다. 상온과 저온에 대하여 각각 3가지 경우($a/t = 0.25, 0.5, 0.75$)에 대한 해석을 소규모 변형률 해석을 이용하여 수행하였다.

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 구하



(a)



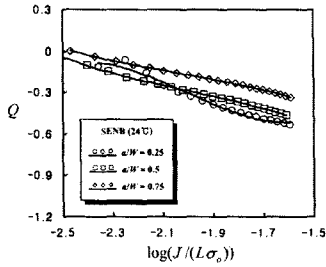
(b)

Fig. 5 $J-Q$ stress fields for an SENB specimen, $a/W=0.5$ (24°C)

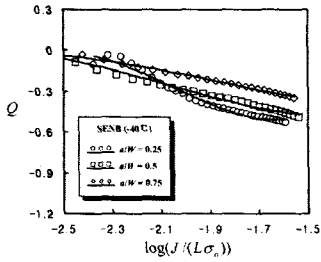
였다. 균열선단에서의 실제응력장은 유한요소모델의 리가먼트(ligament)를 구성하는 각 절점(node)에서의 응력값을 이용하여 계산하였다.

Fig. 5(a)와 Fig. 5(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. 저온에서도 작용하중이 낮은 경우와 높은 경우 모두에 대하여 상온과 유사한 응력장이 형성되는 것을 확인하였다.

Fig. 5(a)에 나타낸 바와 같이 $J-Q$ 해석이 가능한 경우에 대해서는 식(5)을 이용하여 Q 값을 계산하였다. Fig. 6(a)는 상온에서 a/W 가 0.25, 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 얇은균열(shallow crack)에 대해서는 균열길이를 사용하였고, 깊은균열(deep crack)에 대해서는 리가먼트의 길이를 사용하였다. 낮은 하중이 작용하는 경우 균열선단은 높은 3축응력상태(triaxiality)를 유지하였고, 하중이 증가할수록 3축응력이 감소하였다. 균열길이가 깊을수록 Q 의 절대값이 작았으므로, 깊은균열이 얇은균열에 비해 더 높은 3축응력상태에 있다는 것을 확인하였다. Fig. 6(b)는 저온에 대한 Q 값을 나타낸 것으로, 상온의 결과



(a)



(b)

Fig. 6 Q values for SENB specimensTable 3 Q results for SENB specimens

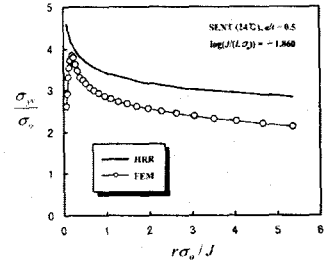
Temp.	a/t	a_0	a_1	a_2	a_3
24°C	0.25	11.726	-19.615	10.183	1.692
	0.5	-3.899	-4.631	-2.120	-0.354
	0.75	-3.354	-4.011	-1.787	-0.289
-40°C	0.25	11.021	18.161	9.242	1.497
	0.5	1.625	3.712	2.029	0.325
	0.75	-0.279	0.727	0.628	0.119

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

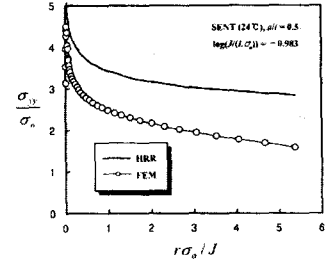
와 유사한 결과를 나타내었다. Table 3은 SENB시편에 대하여 상온과 저온에서의 Q 값을 3차원 곡선 적합하여 정리한 결과이다.

Fig. 7(a)와 Fig. 7(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. 저온에서 구한 균열선단에서의 실제응력값은 상온에서 구한 실제 응력값보다 약 3% 작았다.

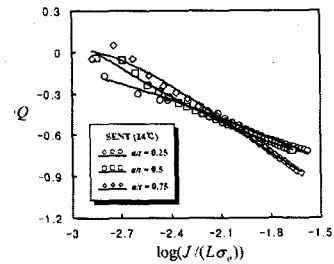
Fig. 8(a)는 상온에서 a/t 가 0.25, 0.5, 0.75인 경우에 대하여 J -적분값의 증가, 즉 작용하중의 증가에 따른 Q 값을 나타낸 것이다. 모든 경우에 대하여 하중이 증가함에 따라 Q 의 절대값이 급격히 증가하였는데, 이는 J -적분값을 이용하여 응력장을 계산하는 HRR 응력장이 균열선단에서의 실제응력장을 과대예측(overestimate)한다는 것을 의미한다. 한편, 일반적으로 균열의 길이가 깊어



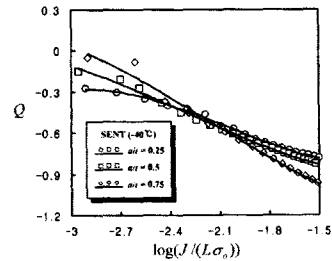
(a)



(b)

Fig. 7 J - Q stress fields for a SENT specimen, $a/t=0.5$ (24°C)

(a)



(b)

Fig. 8 Q values for SENT specimens

질수록 3축응력이 높아져서 Q 의 절대값이 작아지는 것으로 알려져있으나, Fig. 8(a)에서 $\log(J/(L\sigma_0)) = -2.1$ 보다 작은 범위에서는 이러한 경향을 나타냈지만, 그보다 하중이 큰 범위에서는 경향이 반대로 나타났다. 이는 본 해석에

Table 4 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

$$Q = a_0 + a_1X + a_2X^2 + a_3X^3 \quad X = \log(J/(L\sigma_0))$$

사용한 배관의 높은 연성으로 인한 것으로 판단되며, $\log(J/(L\sigma_0)) = -2.1$ 이상인 범위에서는 소성붕괴가 지배적인 파괴형태가 될 것으로 생각된다. Fig. 8(b)는 저온에 대한 Q 값을 나타낸 것으로, 상온과 유사한 경향을 나타내었으나, 상온에 비해 Q 의 절대값이 전체적으로 약 3% 커졌다. Table 4는 SENT시편에 대하여 상온과 저온에서의 Q 값을 3차원 곡선적합하여 정리한 결과이다.

SENB 및 SENT시편에 대한 J - Q 해석을 통하여 in-plane 구속효과가 균열전단의 응력장에 미치는 영향을 분석하였다. 이러한 해석기법을 통해 시편으로부터 구한 J -적분값을 이용하여 배관과 같은 실제구조물의 응력장을 정확히 예측할 수 있을 것으로 판단되며, 이러한 해석기법을 결함평가기준에 적용함으로써 기존의 평가기준들에 내포되어 있는 부정확성을 개선할 수 있을 것으로 판단된다.

5. 결론

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

(1) SENB시편에서는 작용하중이 낮은 경우에만 J - Q 해석이 가능하였으며, in-plane 구속효과로 인해 균열전단의 응력장을 J -적분만으로 예측할 수 없다는 것을 확인하였다. SENB시편에 대한 Q 의 절대값은 하중이 증가할수록 커졌고, a/W 가 증가할수록 작아졌으며, 온도는 Q 값에 영향을 미치지 않았다.

(2) SENT시편에서는 작용하중이 낮은 경우와 높은 경우 모두에 대해서 J - Q 해석이 가능하였으며, Q 의 절대값은 하중이 증가할수록 급격히 커졌다. 낮은 하중에서는 a/t 가 증가할수록 Q 의 절대값이 작았지만, $\log(J/(L\sigma_0)) = -2.1$ 이상인 범위에서는 경향이 반대로 나타났다. 상온에 비해 저온에서의 Q 의 절대값은 약 3% 컸다.

(3) 중저압가스배관으로 사용되고 있는 KS D 3507 배관은 상온이나 저온에서 취성파괴에 대한 평가보다는 소성붕괴에 대한 평가가 필요하다.

본 논문에서 수행한 연구의 결과는 국내 실정에 적합한 공학적 해석기법 (Engineering Critical Analysis; ECA)에 기초한 FFP 형식의 가스배관 결함평가기준을 작성하는데 있어서 기초자료로 사용될 수 있을 것으로 판단된다.

후 기

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

참고 문헌

- (1) Betegon, C. and Hancock, J., "Two-Parameter Characterization of Elastic-plastic Crack-Tip Fields," *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, 1991, pp.104-110.
- (2) O'Dowd, N.P., and Shih, C.F., "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, 1991, pp.989-1015.
- (3) O'Dowd, N.P., and Shih, C.F., "Family of Crack tip Fields Characterized by A Triaxiality Parameter-II. Fracture Applications," *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, No. 5, 1992, pp.939-963.
- (4) Choi, J.B., "Investigation of Constraint Effects in Pipeline Fracture Specimens," MASC thesis, University of Waterloo, Canada, 1993.
- (5) 최재봉, "Constraint를 고려한 Pipeline Steel의 파괴해석," 대한기계학회 1997년도 추계학술대회논문집 A, 1997, pp.173-178.
- (6) Hutchinson, J.W., "Singular Behavior at End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, 1968, pp.13-31.
- (7) Rice, J.R. and Rosengren, G.F., "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, 1968, pp.1-12.
- (8) ASTM E8, Standard Test Method for Tension Testing of Metallic Materials, 1995 Annual Book of ASTM Standards, Vol. 3.01, 1995, pp.56-76.
- (9) Method for determination of K_{IC} , critical CTOD and critical J values of metallic materials, BSI 7448 Part1, British Standards Institution, London, 1991.