

< 논 문 >

## 동일 두께의 CT 시편에서 구속효과가 파괴저항곡선에 미치는 영향

조연제\* · 장윤석\* · 석창성\*\* · 김영진\*\*\*

(1995년 7월 21일 접수)

### Effect of Crack Tip Constraint on the Fracture Resistance Curve in CT Specimen with Same Thickness

Y. J. Jo, Y. S. Chang, C. S. Seok and Y. J. Kim

**Key Words** : Leak Before Break(파단전누설), Constraint Effect(구속효과), Stress Triaxiality Ratio(3축 응력비), Fracture Toughness(파괴인성), Finite Element Method(유한요소법)

#### Abstract

Fracture resistance(J-R) curves, which are used for elastic-plastic fracture mechanics analyses, are known to be dependent on the specimen geometry. The objective of this paper is to investigate the effect of crack tip constraint on the J-R curves in CT specimens. Fracture toughness tests on CT specimens with varying planform size were performed and test results showed that the J-R curves were increased with an increase in the planform size. Finite element analyses were also performed and the numerical results showed that this experimental phenomenon was probably due to the relaxation of crack tip constraint resulting from the stress triaxiality.

#### 기 호 설 명

$a$  : 균열길이

$\Delta a_{max}$  : 유효 균열진전량의 최대값

$b$  : 시편의 잔여 폭

$b_0$  : 시편의 초기 잔여 폭

$B$  : 시편의 두께

$B'$  : 2축 응력비

$E$  : 탄성계수

$J$  : J-적분값

$K$  : 응력확대계수

$n$  : 가공경화지수

$q$  : 3축 응력비

$Q$  : 구속효과 정량화 파라미터

$T$  : 찢김계수

$T$ -stress :  $T$ -응력

$W$  : 시편의 폭

$\alpha$  : Ramberg-Osgood 상수

$\sigma_e$  : von Mises 등가응력

$\sigma_f$  : 유동응력

$\sigma_{hyd}$  : 정수압응력

$\sigma_o$  : 항복강도

$\sigma_u$  : 인장강도

$\sigma_Y$  : 유효 항복강도 = (항복강도 + 인장강도) / 2

\*성균관대학교 대학원 기계공학과

\*\*회원, 성균관대학교 기계공학과

\*\*\*회원, 성균관대학교 기계설계학과

## 1. 서론

탄소성 파괴역학해석에 사용되는 J-R 곡선은 시편 크기와 형상 등, 균열선단의 구속조건 변화에 영향을 받는 것으로 알려지고 있으며,<sup>(1,2)</sup> 이러한 문제점 때문에 파괴인성치( $J_{IC}$ , J-R곡선)를 얻기 위한 표준시험법인 ASTM E813과 E1152에서는 시편 크기에 관한 규정을 두고 있다. 그러나 두께가 1"(25.4 mm)이고 폭이 2"(50.8 mm)인 1T-CT 표준시편으로 구한 J-R 곡선을 원자력발전소 배관 계통이나 항공기 등 큰 구조물의 안정성평가에 적용하는 것은 균열선단의 구속효과(constraint effect)로 인하여 지나치게 보수적인 결과를 초래할 수 있으므로 적절하지 못하다.

균열선단의 구속효과와 관련된 연구의 일환으로 Anderson과 Dodds<sup>(3,4)</sup>는 균열길이비( $a/W$ )가 0.3~0.4인 시편의 파괴인성치가, 균열길이비가 0.7~0.8인 시편의 값보다 우수함을 보였고, Leever와 Radon<sup>(5)</sup>은 인장하중을 받는 시편의 파괴인성치가 굽힘 하중을 받는 시편의 값보다 우수함을 보였다. 한편 균열선단의 구속효과를 정량화하기 위한 방법으로서 J-T 이론 및 J-Q 이론 등의 2변수접근법(2-parameter approach)과 국부접근법(local approach)이 제안되고 있다. Betegon과 Hancock<sup>(6)</sup>은 J-적분과 탄성응력장의 고차항으로 정의되는 T-응력을 사용하여 재료의 파괴거동을 나타내는 K-T 이론과 이를 확장시킨 J-T 이론을 제안하였고, O'Dowd와 Shih<sup>(7)</sup>는 J-적분과 무차원 파라미터인  $Q$ 를 사용하여 비선형 탄성응력장인 HRR 특이장(Hutchinson-Rice-Rosengren field)<sup>(8,9)</sup> 또는 소규모항복(Small Scale Yielding : SSY) 조건의 응력장으로부터 벗어나는 값을 정량화할 수 있는 J-Q 이론을 제안하였으며, Mudry<sup>(10)</sup>는 벽개파괴, 연성파괴 및 전단파괴와 같은 파괴형태의 변화에 따라 각각 다른 파괴기준을 사용하는 국부접근법을 제안하였다. 그러나 아직까지 균열선단의 구속효과에 대한 명확한 원인 규명과 관련이론의 적용 타당성에 대한 의견일치는 이루어지지 않고 있는 실정이다.

최근 우리나라에서 건설되는 원자력발전소는 파단전누설(Leak Before Break : LBB) 개념을 배관 계통에 적용하여 경제성과 안전성을 동시에 향상시키고 있다. 미국원자력규제위원회(United States

Nuclear Regulatory Commission : USNRC)의 LBB 설계지침서<sup>(11)</sup>에서는 배관에서 채취할 수 있는 가장 큰 시편을 사용하여 파괴인성치를 측정할 것을 권장하고 있으나, 일반적으로 시험기의 용량 등을 감안하여 두께가 1"인 표준시편을 사용한다.<sup>(12,13)</sup> 여기서 얻어진 파괴인성치가 LBB 설계요건을 만족하지 못할 경우에는 이보다 큰 시편을 제작하여 재료시험을 수행하고, LBB 설계요건을 만족시킬만큼 파괴인성치가 충분히 증가하면 LBB 개념을 적용할 수 있다.

본 연구의 목적은 원자력 배관재료로 사용되는 SA312 TP347 강, SA516 Gr.70 강 및 SA240 TP304 강으로 제작한 CT 시편의 재료시험과 유한요소해석을 수행하여 시편의 형상변화가 J-R 곡선에 미치는 영향을 검토하기 위한 것이다. 이를 위하여 ASTM의 시험법에 따라 CT 시편의 두께 및 균열 길이비( $a/W$ )를 일정하게 유지한 상태에서 재료시험을 수행하여 측면 홈(side-groove)의 존재유무 및 시편의 평면크기(planform size) 변화가 J-R 곡선에 미치는 영향을 실험적으로 규명하고, 2차원 및 3차원 유한요소해석을 수행하여 구속효과가 J-R 곡선에 미치는 영향을 해석적으로 검토하고자 한다.

## 2. 관련이론

균열선단의 구속효과를 정량화하기 위하여 다음과 같은 이론들이 제안되고 있다.

### 2.1 J-T 이론

Betegon과 Hancock<sup>(6)</sup>은 다음과 같이 무한급수의 형태로 표현되는 균열선단 주위의 탄성응력장<sup>(14)</sup>  $\sigma_{ij}$ 에 기초를 둔 J-T 이론을 제안하였다.

$$\sigma_{ij} = A_1 r^{-\frac{1}{2}} f_{ij}^1(\theta) + A_2 f_{ij}^2(\theta) + A_3 r^{\frac{1}{2}} f_{ij}^3(\theta) + \dots \quad (1)$$

여기서,  $r$ 과  $\theta$ 는 각각 균열선단과 균열선단의 연장선으로부터의 극좌표 성분이며,  $A_1$ ,  $A_2$ ,  $A_3$ 는 응력성분이다.

식 (1)의 두번째 항이 SSY 조건의 응력장에서부터 벗어나는 값을 수정하기 위한 T-응력이며, mode I 응력확대계수  $K_I$ 에 대하여 무차원화하면 다음과 같다.

$$B' = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (2)$$

J-T 이론은 기존의 J-적분과 식 (2)에서 제시한 T-응력의 2변수를 사용하여 재료의 파괴거동을 나타내는 것이다. 일반적으로 긴 균열형상에서 나타나는 0 또는 양(+)의 T-응력값은 균열선단의 응력장을 HRR 특이장에 접근시키는 역할을 하므로 기존의 J-적분만을 사용하며, 짧은 균열형상에서 나타나는 음(-)의 T-응력값은 균열선단의 응력장을 떨어뜨려 HRR 특이장으로부터 벗어나게 하므로 J-적분과 T-응력의 2변수를 사용한다.

### 2.2 J-Q 이론

O'Dowd와 Shih<sup>(7)</sup>는 다음과 같이 점근해 (asymptotic solution)의 형태로 표현되는 균열선단의 응력장에 기초를 둔 J-Q 이론을 제안하였다.

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = A_1 \overline{\sigma_{ij}^1}(\theta) r^{s_1} + \sum_{m=2}^{\infty} A_m \overline{\sigma_{ij}^m}(\theta) r^{s_m} \quad (3)$$

식 (3)의 우변 첫번째 항은 HRR 특이장의 해로서 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{ij}^{HRR} = \sigma_0 \left( \frac{J}{\alpha I_n r \sigma_0 \epsilon_0} \right)^{\frac{1}{1+n}} \overline{\sigma_{ij}(\theta, n)} \quad (4)$$

여기서,  $\sigma_0$ 는 항복강도,  $\epsilon_0$ 는 항복변형률,  $I_n$ 은 무차원 적분상수, 그리고  $\overline{\sigma_{ij}}$ 는 무차원 형상계수이다.

식 (3)의 우변 두번째 항은 HRR 특이장으로부터 벗어나는 값을 정량화한 편차응력장(difference field)의 해이다. 따라서 균열선단의 응력장은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \sigma_{ij}^{HRR}(r, \theta) + \sigma_{ij}^{DIFF}(r, \theta) \quad (5)$$

한편 Q 파라미터는 식 (5)를 토대로 HRR 특이장 또는 SSY 조건의 응력장과 임의의 균열선단 응력장의 차이를 항복강도로 무차원화시킨 것으로서 다음과 같이 정의된다.

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{\theta\theta}^{HRR}}{\sigma_0} \quad \theta=0, \frac{r\sigma_0}{J} = 2(|\theta| \leq \pi/2) \quad (6a)$$

$$Q \equiv \frac{\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{\theta\theta}^{SSY}}{\sigma_0} \quad \theta=0, \frac{r\sigma_0}{J} = 2(|\theta| \leq \pi/2) \quad (6b)$$

J-Q 이론은 J-적분과 식 (6)에서 제시한 Q 파라미터의 2변수를 사용하여 재료의 파괴거동을 나타내는 것이다.

### 2.3 국부접근법

Mudry<sup>(10)</sup>는 벽개파괴, 연성파괴, 전단파괴와 같은 파괴형태의 변화에 따라 각각 다른 파괴기준을 사용하는 국부접근법을 제안하였다. 이 방법은 시편 형상에 따른 파괴인성치의 변화가 파괴형태에 좌우되는 경향을 반영하기 위한 것으로서, 연성파괴의 기준은 3축 응력비( $q = \sigma_{hyd} / \sigma_e$ , 여기서,  $\sigma_{hyd}$  = 정수압응력,  $\sigma_e$  = von Mises 등가응력)의 함수로 나타낼 수 있다.

### 3. 응력-변형률시험 및 파괴저항시험

CT 시편에 대한 측면 흠의 존재유무 및 평면 크기 변화가 J-R 곡선에 미치는 영향을 검토하기 위한 응력-변형률시험과 J-R 시험을 수행하였다.

#### 3.1 시편 및 시험재료

원자력 배관재료로 사용되는 SA312 TP347 강의 GTAW(Gas-Tungsten Arc Welding) 용접재 및 SA516 Gr.70 강의 SMAW(Shielded-Metal Arc Welding) 용접재와 SA516 Gr.70 강 및 SA240 TP304 강의 모재에 대한 응력-변형률시험과 J-R 시험을 수행하였다. Table 1은 본 재료시험에 사용된 시편의 재질 및 세수를 종합적으로 나타낸 것으로서, 총 9개의 응력-변형률시험과 19개의 J-R 시험을 수행하였다.

본 시험에 사용된 1T-CT 시편은 ASTM E813에서 규정한 두께 1"(25.4 mm)의 표준시편이다. 2T, 2.5T, 4T-CT시편의 경우도 평면크기는 ASTM의 규정을 따랐으나 두께는 배관의 실제 두께를 고려하여 1"로 하였다. SA312 TP347 강의 경우 이 재료가 사용되는 가압기 밀림관의 실제 가동 온도인 316 °C에서 고온실험을 수행하였으며, 그 밖의 재료에 대해서는 상온(20 °C) 실험을 수행하였다.

#### 3.2 응력-변형률시험

응력-변형률시험은 ASTM E8(Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials)과 ASTM E21(Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials)에 따라 수행되었다. Table 2는 재료시험에서 얻은 항복강도( $\sigma_0$ ), 인장강도( $\sigma_u$ ) 및

**Table 1** Number of test specimens (thickness : 1")

Material	$\sigma - \epsilon$ test	J-R test				
		1T		2T	2.5T	4T
		With side-groove	Without side-groove			
SA312 TP347 Weld	3	·	3	·	·	3
SA516 Gr.70 Weld	2	·	3	2	2	·
SA516 Gr.70 Base	2	2	1	·	·	·
SA240 TP304 Base	2	1	2	·	·	·
Total	9	19				

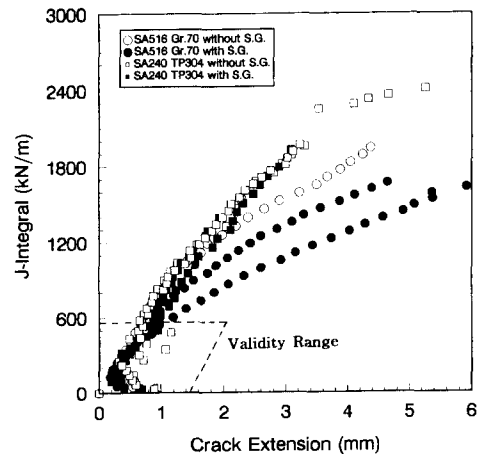
**Table 2** Summary of  $\sigma - \epsilon$  test results

Material	Specimen No.	$\sigma_0$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)	$\alpha$	n
SA312 TP347 Weld	1	388	480	3.10	10.06
	2	388	483	1.38	12.42
	3	398	480	1.65	10.91
SA516 Gr.70 Weld	4	421	527	2.12	9.86
	5	449	556	1.05	12.26
SA516 Gr.70 Base	6	254	635	5.26	2.05
	7	239	665	5.81	2.81
SA240 TP304 Base	8	366	501	2.69	7.34
	9	337	493	2.88	6.39

Ramberg-Osgood 재료상수  $\alpha, n$ 을 정리한 것이다.

### 3.3 측면 홈의 존재유무에 따른 J-R 시험

파괴저항시험은  $J_{IC}$ 를 구하기 위한 ASTM E813 (Standard Test Method for  $J_{IC}$ , A Measure of Fracture Toughness)과 J-R곡선을 구하기 위한 ASTM E1152 (Standard Test Method for Determining J-R Curves)에 따라 단일시편법(single specimen method)으로 수행하였다. Fig. 1은 SA516 Gr.70 탄소강 및 SA240 TP304 스테인리스강 모재에 대한 재료시험 결과를 나타낸 것으로써, SA516 Gr.70 강은 측면 홈에 의하여 균열진전량 3 mm일 때 J-R 곡선이 약 20% 정도 낮아졌으나 SA240 TP304 강의 경우는 측면 홈의 영향이 거의



**Fig. 1** Effect of side-groove on J-R curves for SA516 Gr. 70 carbon steel and SA240 TP304 stainless steel

**Table 3** Summary of side-groove dependent J-R test results for 1T-CT specimen

Material	Specimen		C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>
	Side-groove	No.		
SA516 Gr.70 Base	○	1	534	0.652
	○	2	685	0.621
	×	3	891	0.505
SA240 TP304 Base	○	4	636	1.000
	×	5	853	0.703
	×	6	853	0.711

없었다.

한편 유효한 J<sub>IC</sub>를 얻기 위해 ASTM E813에서는 두께 B, 초기 잔여 폭 b<sub>0</sub>에 대하여 다음과 같은 제한을 두고 있으며,

$$B, b_0 > 25J/\sigma_Y \quad (7)$$

J<sub>IC</sub>를 얻기 위한 데이터의 회귀분석에 사용되는 J<sub>max</sub>는 다음과 같다.

$$J_{max} = b_0\sigma_Y/15 \quad (8)$$

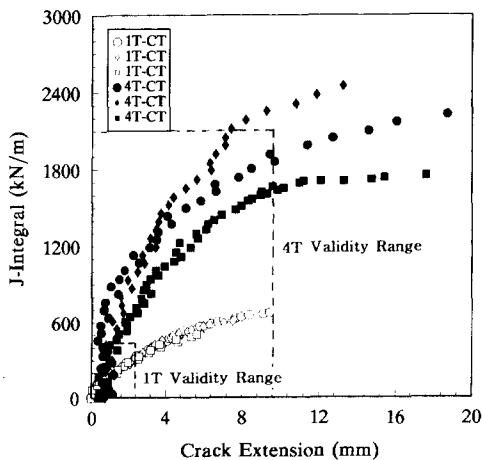
Fig. 1의 점선은 식 (8)에 정의된 J<sub>max</sub>와 J<sub>IC</sub> 해석에 사용할 데이터의 유효범위를 나타낸 것으로서, 작은 J<sub>max</sub> 값으로 인하여 J<sub>max</sub>까지의 1.5 mm 배제선(exclusion line)이 J-R 곡선과 만나지 못

하므로 유효한 J<sub>IC</sub> 값을 얻을 수 없었다.

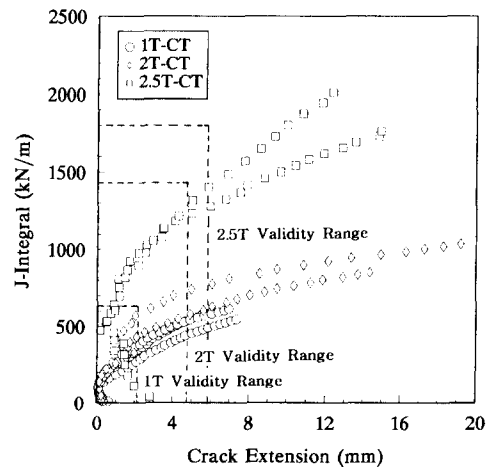
Table 3은 측면 홈의 유무에 따른 J-R 시험 결과를 정리한 것으로서, 상수 C<sub>1</sub>, C<sub>2</sub>를 구하기 위해 사용된 J-적분값과 균열진전량의 단위는 kN/m와 mm이다.

### 3.4 평면크기 변화에 따른 J-R 시험

Fig. 2는 SA312 TP347 강 의 용접재에 대하여 시편의 평면 크기 (1T, 4T)를 변수로 하여 316 °C에서 수행한 J-R 시험결과를 나타낸 것으로서, 4T 시편의 J-R 곡선이 1T 시편의 J-R 곡선보다 약 세 배 정도 높아졌다. Fig. 3은 SA516 Gr.70 강 의 용접재에 대하여 시편의 평면 크기 (1T, 2T, 2.5T)



**Fig. 2** Effect of planform specimen size on J-R curves for SA312 TP347 steel weld metal (thickness: 1")



**Fig. 3** Effect of planform specimen size on J-R curves for SA516 Gr. 70 steel weld metal (thickness: 1")

**Table 4** Summary of planform size dependent J-R test results for CT specimen (thickness : 1")

Material	Specimen		C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>
	Size	No.		
SA312 TP347 Weld	4T	1	362	0.762
		2	533	0.696
		3	824	0.335
	1T	4	206	0.463
		5	180	0.620
		6	189	0.405
SA516 Gr.70 Weld	2.5T	7	711	0.360
		8	687	0.392
	2T	9	429	0.340
		10	271	0.496
	1T	11	188	0.356
		12	244	0.359
		13	264	0.413

를 변수로 하여 20 °C에서 수행한 J-R 시험 결과 를 나타낸 것이다. 2T 시편의 J-R 곡선은 1T 시편의 J-R 곡선보다 약 30% 정도 높아졌으나, 2.5T 시편의 J-R 곡선은 1T 시편의 J-R 곡선보다 두 배 이상 높아졌다.

한편 ASTM E1152의 조건에 따른 J-R 곡선의 유효범위는 다음과 같다.

$$J_{\max} = \frac{b\sigma_y}{20}, \quad \Delta a_{\max} = 0.1b_o \quad (9)$$

Fig. 2와 Fig. 3의 점선은 식 (9)에 정의된 J-R 곡선의 유효범위를 나타낸 것으로써, 시편이 클수록 유효범위가 커짐을 알 수 있다.

Table 4는 평면 크기 변화에 따른 J-R 시험 결과를 정리한 것으로써, 상수 C<sub>1</sub>, C<sub>2</sub>를 구하기 위해 사용된 J-적분값과 균열진전량의 단위는 kN/m와 mm이다.

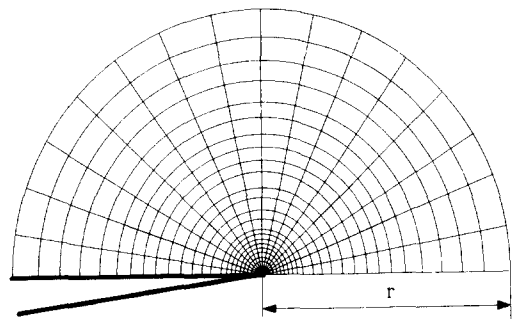
#### 4. 유한요소해석

탄소성 유한요소해석을 수행하여 CT 시편에 대한 J-Q 이론의 적용여부를 검토하고, 파괴인성치

의 증가원인을 고찰하고자 한다. 본 해석에서는 SSY 조건을 만족시키기 위한 경계층해석(Boundary Layer Formulation : BLF) 모델<sup>(15)</sup>과 CT 시편의 2차원 및 3차원 모델을 사용하였다.

##### 4.1 경계층해석 모델

SSY 조건을 만족시키기 위하여 Fig. 4에 나타낸 것과 같은 경계층해석 모델을 사용하였다. 이는 무한평판에 균열이 존재하는 형상을 모델링하기 위한 것으로서, 응력확대계수 K<sub>I</sub>와 반경 r에 의한 식



**Fig. 4** BLF model to characterize SSY condition

(10)의 변위장  $u, v$ 를 하중조건으로 사용하였다.

$$\begin{aligned}
 u(r, \theta) &= K_I \frac{1-\nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} (3-4\nu - \cos \theta) \\
 &\quad + T \frac{1-\nu^2}{E} r \cos \theta \\
 v(r, \theta) &= K_I \frac{1-\nu}{E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} (3-4\nu - \cos \theta) \\
 &\quad - T \frac{\nu(1+\nu)}{E} r \cos \theta
 \end{aligned} \tag{10}$$

SSY 조건의 응력장은 식 (10)의 두번째 항을 0으로 놓으면 구할 수 있으며, 이와 같이 구한 응력장은 2차원 유한요소해석으로 구한 응력장과 비교하는 데 사용된다.

4.2 2차원 CT 시편 모델

2차원 유한요소해석에서는 989개의 절점과 302개의 8-절점요소를 사용하여 CT 시편의 1/2만 모델링하였다. Fig. 5는 J-적분값이 1T 시편의  $J_{IC}$  값에 도달하는 하중조건에 대한 유한요소해석을 수행하여 균열선단의 응력장을 나타낸 것으로써, HRR 특이장 및 SSY 조건의 응력장도 함께 도시하였다. 이 그림에 나타낸 바와 같이 2차원 유한요소해석에 의한  $\sigma_{\theta\theta}(\theta=0)$ 의 분포는 SSY 조건의  $\sigma_{\theta\theta}(\theta=0)$  분포와 거의 차이를 보이지 않는다. 따라서 재료시험에서 관찰된 J-R 곡선의 증가를 J-Q 이론과 같은 2변수접근법으로 설명하는 것은 부적절하다고 생각된다.

4.3 3차원 CT 시편 모델

3차원 유한요소해석을 수행하여 CT 시편의 두께 방향 영향을 고려하였다. Fig. 6은 3,655개의 절점과 604개의 20-절점요소를 사용하여 구성한 CT 시편의 3차원 모델을 나타낸 것이다. 대칭성을 고려하여 시편의 1/4만 모델링하였으며, 두께 방향으

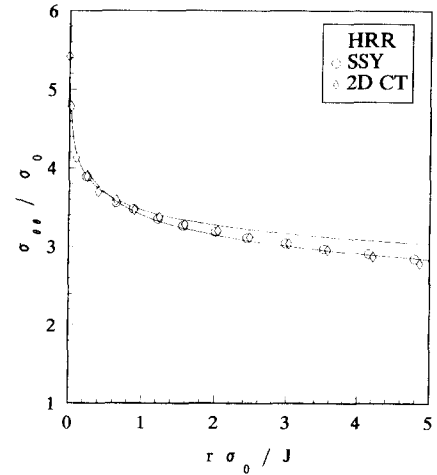


Fig. 5 Comparison of normalized near tip stress fields

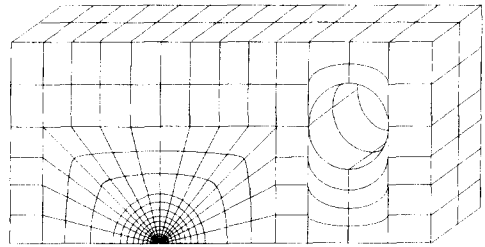


Fig. 6 Three-dimensional FE model for CT specimen

로 두께의 요소층을 배열하였다. Table 5는 두께 방향으로의 거리에 따른 두 가지 하중조건(117 kN/m, 188 kN/m)에 대한 J-적분값의 변화를 나타낸 것으로써, 1T 시편과 4T 시편 모두 시편 중앙에서 가장 큰 J-적분값이 작용한다.

Fig. 7과 Fig. 8은 각각 1T 시편과 4T 시편에서의  $\sigma_{\theta\theta}(\theta=0)$ 의 층별분포를 항복강도로 무차원화하

Table 5 J-integral values from center to surface along the thickness direction (t : thickness)

Distance from specimen center (x)		0	t/4	t/2
J-integral (kN/m)	1T	117	111	37
		188	166	60
	4T	117	110	39
		188	171	58

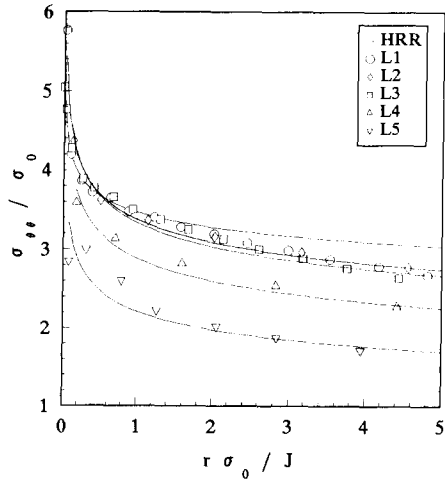


Fig. 7 Comparison of normalized near tip stress fields of each layer for 1T-CT specimen (thickness : 1")

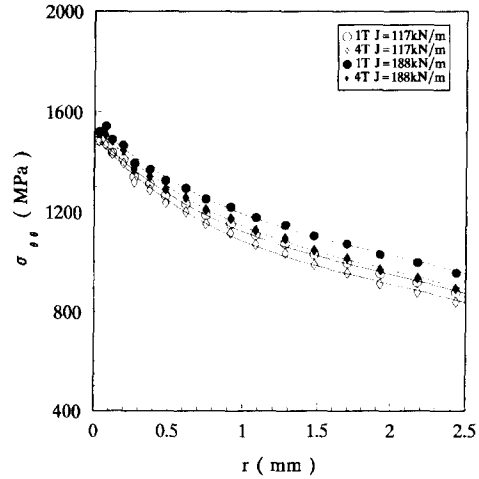


Fig. 9 Comparison of  $\sigma_{ee}$  for different specimens at different applied J (thickness : 1")

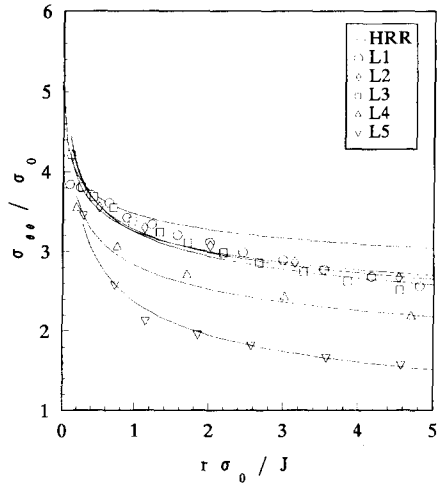


Fig. 8 Comparison of normalized near tip stress fields of each layer for 4T-CT specimen (thickness : 1")

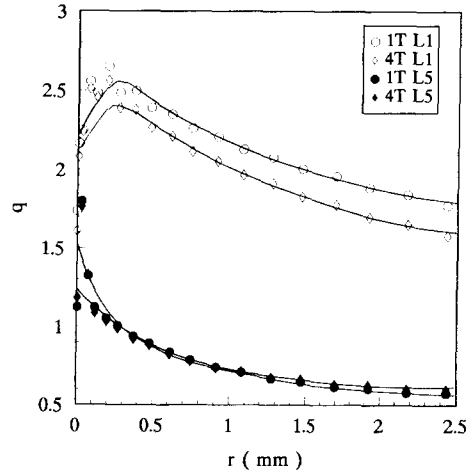


Fig. 10 Comparison of  $q$  for 1T-CT and 4T-CT specimens at 1st and 5th layer (thickness : 1")

여 나타낸 것인데, 시편중앙(L1)에서는 HRR 특이장으로부터 별로 벗어나지 않지만 표면(L5)에서는 크게 벗어났다. 이것은 시편표면에서 구속이완이 매우 큼을 나타내는 것으로서, 평면변형률 상태에 지배되는 영역의 크기가 균열선단의 구속이완과 관련이 있는 것으로 생각된다. 그러나 전반적으로 볼 때 4T 시편에서의 응력장과 1T 시편에서의 응력장의 차이는 별로 크지 않았다. 따라서 항복강도로 무차원화된  $\sigma_{ee}(\theta=0)$ 의 비교만으로는 균열선단

의 구속이완을 명확히 설명할 수 없을 것으로 생각된다.

Fig. 9는 균열선단으로부터의 거리에 따른 시편중앙에서의  $\sigma_{ee}(\theta=0)$  절대값을 비교하여 나타낸 것이다. 이 그림에서 1T 시편과 4T 시편의 응력차이는 작용하는 J-적분값(applied J-integral)의 증가에 따라 커지고 있으나 1T 시편과 4T 시편의 응력차이가 그다지 크지 않으므로, J-Q 이론과 같은 2변수 접근법으로 설명하는 것은 부적절하다



고 생각된다.

Fig. 10은 3축 응력비 ( $q = \sigma_{hyd} / \sigma_e$ )의 분포를 나타낸 것으로서, 시편 중앙에서는 시편의 평면크기 증가에 따른  $q$ 의 감소가 나타나지만 시편표면에서는 차이가 발생하지 않았다. 이는 시편의 크기가 커짐에 따라 시편의 중앙에서도 구속이완효과가 발생함을 의미하는 것으로서, 연성파괴에서 공동(void)의 성장과 관련이 있는 것으로 알려진  $q$ 의 이완이 원자력 배관재료로 제작한 CT 시편에서의 파괴인성치 증가와 관련이 있는 것으로 생각된다.

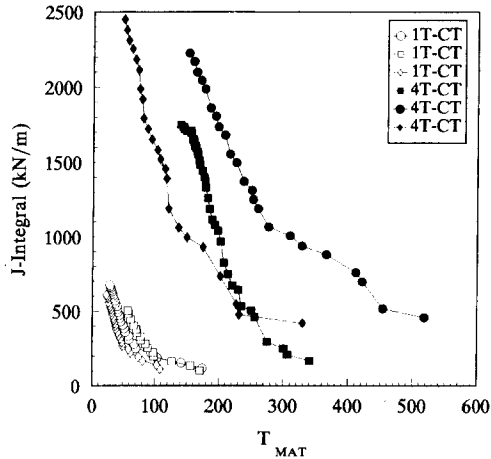


Fig. 11 Effect of planform specimen size on J/T diagram for SA312 TP347 steel weld metal (thickness : 1")

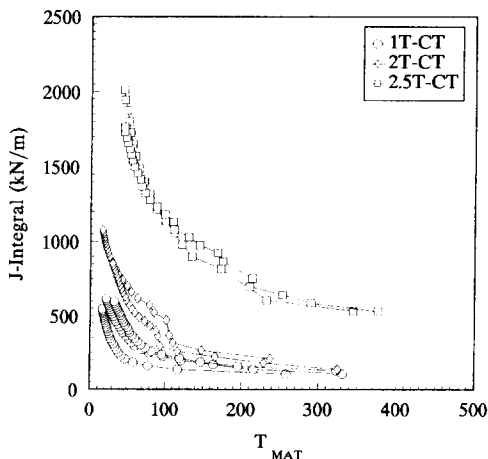


Fig. 12 Effect of planform specimen size on J/T diagram for SA516 Gr.70 steel weld metal (thickness : 1")

## 5. 토 의

### 5.1 측면 홈의 영향

측면 홈은 평면변형률상태(plane strain condition)의 보수적인 J-R 곡선을 얻기 위한 것으로서 측면 홈 가공을 하지 않을 경우 파괴인성치가 커질 것으로 예상하였다. 그러나 SA516 Gr.70 탄소강은 측면 홈이 없을 때 J-R 곡선이 높아지는 반면, SA240 TP304 스테인리스강은 측면 홈의 영향이 거의 나타나지 않았다. 이와 같이 재료에 따라 측면홈의 영향이 차이를 보이는 이유는 스테인리스강의 전단파괴형태(shear lip) 영역이 탄소강의 영역보다 크고 소성변형에 따른 균열둔화(blunting)의 정도가 다르기 때문인 것으로 생각된다. 즉, 탄소강의 경우 시편 파단면의 양 표면 부근에서만 전단파괴형태가 나타나므로 이 부분을 제외한 대부분의 영역이 평면변형률 상태에 지배되지만, 스테인리스강의 경우 시편 파단면의 상당히 큰 영역에 걸쳐서 전단파괴형태가 발생하므로 평면변형률 상태에 지배되는 영역이 탄소강에 비해 상대적으로 작음을 의미한다. 따라서 탄소강의 경우 측면홈 유무에 따라 시편 양 표면의 응력상태가 변화되어 J-R 곡선의 차이가 발생하며, 스테인리스강의 경우 측면 홈 가공을 하여도 J-R 곡선의 차이가 발생하지 않은 것으로 생각된다.

### 5.2 평면 크기의 영향

SA312 TP347 강 용접재의 고온(316 °C)시험 결과 1T 시편의 J-R 곡선에 비해 4T 시편의 J-R 곡선이 약 세 배 정도 높아졌는데, 이는 시편 균열 선단에서의 작용응력(applied stress) 감소에 기인하는 것으로 생각된다. 따라서 구조물의 건전성평가에 1T 시편을 사용하는 것은 지나치게 보수적이며, 실제 구조물의 균열성장거동을 좀더 정확하게 묘사한다고 볼 수 있는 평면 크기가 큰 시편을 사용하는 것이 바람직하다. 한편 SA516 Gr.70 강 용접재의 상온(20 °C) 시험결과는 1T 시편의 J-R 곡선에 비해 2.5T 시편의 J-R 곡선이 두 배 이상 높아지지만 2T 시편의 J-R 곡선은 큰 차이가 없음을 보여주고 있다. 이는 SA312 TP347 강에서 볼 수 없었던 용접에 의한 영향 등 구속효과 외의 요인이 더 크게 작용하였기 때문으로 생각된다. 이상의 재료시험 결과를 종합해 볼 때, 일반적으로

시편의 평면 크기가 커지면 균열선단에서의 작용응력 감소 및 소성변형 증가로 인하여 J-R 곡선이 증가하는 것으로 생각된다. 그러나 용접기능과 같은 부수적인 요인이 J-R 곡선에 더 큰 영향을 미치는 경우도 발생할 수 있으므로, 모재 및 보다 다양한 재료를 대상으로 한 재료시험을 수행하여 이에 대한 원인을 규명할 예정이다.

### 5.3 J-R 곡선의 유효범위

SA516 Gr.70 강 및 SA240 TP304 강으로 제작한 1T 시편을 사용하면 Fig. 1에 나타난 바와 같이 식 (7)과 식 (8)에 따른 유효한  $J_{ic}$  값을 얻을 수 없거나 Fig. 2와 Fig. 3에 나타난 바와 같이 식 (9)에 따른 J-R 곡선의 유효범위가 너무 작아서 구조물의 안정성평가를 수행하는데 어려움이 있다. 이 경우 실제 구조물의 균열성장거동을 더욱 정확하게 묘사한다고 볼 수 있는 평면 크기가 큰 시편을 사용하는 것이 바람직하며, 유효한  $J_{ic}$  값을 얻거나 J-R 곡선의 유효범위를 증가시킬 수 있는 이점이 있다.

### 5.4 유한요소해석 결과의 고찰

CT 시편에 대한 2차원 및 3차원 유한요소해석 결과는 균열선단의 응력장이 HRR 특이장으로부터 크게 벗어나지 않음을 보여주고 있다. 다만 3차원 유한요소해석 결과는 1T 시편과 4T 시편 모두 평면변형률 상태가 만족되는 시편 중앙에서 J-적분값이 가장 크게 나타남을 알 수 있다. 이를 보다 구체적으로 나타난 것이 1T 시편과 4T 시편에서의 항복강도로 무차원화된  $\theta_{99}(\theta=0)$  총별분포인데, 시편 중앙에서는 HRR 특이장으로부터 별로 벗어나지 않지만 시편 표면에서는 크게 벗어났다. 이는 시편 표면에서의 구속이완이 매우 큼을 나타내는 것으로서, 결국 평면변형률 상태에 지배되는 영역의 크기가 균열선단의 구속효과와 관련이 있는 것으로 생각된다. 유한요소해석 결과를 종합해 볼 때 구속효과를 설명하기 위해서는 T-응력이나 Q 파라미터보다 3축응력비( $q$ ) 분포를 사용하는 것이 더 적절한 것으로 생각된다. 따라서 추후 여러 시편형상에 대한 유한요소해석을 통하여  $q$ 의 변화를 두께, 변형률 경화지수,  $a/W$  등의 항으로 정량화하고, 보다 많은 재료시험을 수행하여 J-적분값과의 관계를 수립하고자 한다.

### 5.5 LBB 적용 타당성

배관계통에 LBB 개념을 적용하기 위해서는 J/T 평가법에 근거한 다음 식을 만족하여야 한다.

$$T_{LOAD} < T_{MAT} \quad (11)$$

여기서,

$$T_{LOAD} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ}{da} \quad (12a)$$

$$T_{MAT} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ_R}{da} \quad (12b)$$

그러나, 기존의 1T 표준시편으로부터 구한 J-R 곡선을 사용하면 Fig. 2에 나타난 바와 같이 J-R 곡선의 유효범위가 작아지고, 4T 시편으로부터 구한 J-R 곡선보다 보수적인 결과를 초래하므로 식 (11)을 만족하지 못하는 경우가 발생한다. Fig. 11은 SA312 TP347 강의 4T 시편의 J-R 곡선을 사용하여 구한 J/T 선도를 1T 시편의 경우와 비교하여 나타난 것이다. 재료의 찢김계수( $T_{MAT}$ )가 100인 경우 4T 시편의 J-적분값은 1T 시편의 J-적분값보다 약 7배 이상 높게 나타남을 알 수 있다. Fig. 12는 SA516 Gr.70 강의 2T, 2.5T 시편의 J-R 곡선을 사용하여 구한 J/T 선도를 1T 시편의 경우와 비교하여 나타난 것이다.  $T_{MAT}$ 가 100인 경우 2T 시편의 J-적분값은 1T 시편의 J-적분값과 큰 차이를 보이지 않지만, 2.5T 시편의 J-적분값은 약 세 배 정도 높게 나타남을 알 수 있다. 따라서 SA516 Gr.70 강의 2T 시편의 예외적인 경향에 대한 규명이 이루어진다면 실제 배관에 가까운 4T 시편의 J-R 곡선을 사용하여  $T_{MAT}$  값의 지나친 보수성을 줄일 수 있으며, 이를 통하여 보다 정확한 구조물의 설계 및 안정성 평가를 수행할 수 있다.

## 6. 결 론

균열선단의 구속효과가 CT 시편의 파괴저항곡선에 미치는 영향을 평가하기 위한 J-R 시험 및 탄소성 유한요소해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 스테인리스강으로 제작한 CT 시편의 경우는 측면 흠의 영향이 없었으나 탄소강의 경우는 측면 흠으로 인하여 J-R 곡선이 약 20% 정도 감소하였다. 이는 재료에 따라 평면변형률 상태에 지배되는 영역의 크기가 다르기 때문인 것으로 생각된다.

(2) 대부분의 시편의 경우 평면 크기가 증가하면 균열전단의 구속이완으로 인하여 파괴인성치( $J_{IC}$ , J-R 곡선)는 증가한다.

(3) CT 시편에 대한 3차원 유한요소해석 결과 시편의 평면 크기 증가에 따라 3축 응력비( $q$ )가 감소하였으며,  $q$ 는 균열전단의 구속효과에 영향을 미치는 주요인자로 생각된다.

### 참고문헌

- (1) Crane, D. L. and Anderson, T. L., 1993, "The Relationship Between Crack Tip Constraint and Nonsingular Fields," PVP-Vol. 250, Pressure Vessel Integrity, pp. 241~246.
- (2) Shih, C. F. and German, M. D., 1981, "Requirements for a One Parameter Characterization of Crack Tip Fields by the HRR Singularity," *Int. Journal of Fracture*, Vol. 17, pp. 27~43.
- (3) Anderson, T. L. and Dodds, R. H., 1991, "A Framework to Correlate a/W Ratio Effects on Elastic-Plastic Fracture Toughness," *Int. Journal of Fracture*, Vol. 48, pp. 1~22.
- (4) Anderson, T. L. and Dodds, R. H., 1992, "A Framework for Predicting Constraint Effects in Shallow Notched Specimens," *Int. Conference of Shallow Crack Fracture Mechanics, Toughness and Applications, USNRC Piping Review Committee*.
- (5) Leever, P. S. and Radon, J. C., 1982, "Inherent Stress Biaxiality in Various Fracture Specimen Geometries," *Int. Journal of Fracture*, Vol. 19, pp. 311~325.
- (6) Betegon, C. and Hancock, J. W., 1991, "Two Parameter Characterization of Elastic-Plastic Crack-Tip Fields," *Int. Journal of Applied Mechanics*, Vol. 58, pp. 104~110.
- (7) O'Dowd, N. P. and Shih, C. F., 1992, "Family of Crack-Tip Fields Characterized by a Triaxiality Parameter," *Int. Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, No. 5, pp. 939~963.
- (8) Hutchinson, J. W., 1968, "Singular behavior at the End of a Tensile Crack Tip in a Hardening Material," *Int. Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 13~31.
- (9) Rice, J. R. and Rosengren, G. F., 1968, "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power-Law Hardening Material," *Int. Journal of Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, pp. 1~12.
- (10) Mudry, F., 1989, "Rationalization of size Effects in Fracture Toughness Tests Using Local Criteria for Fracture," *The Assessment of Cracked Components by Fracture Mechanics, Mechanical Engineering Publication*, London, pp. 133~160.
- (11) U. S NRC Piping Review Commission, 1983, "Evaluation of Potential for Pipe Break," *NUREG-1061*, Vol. 3.
- (12) 석창성, 최용식, 김영진, 장윤석, 김종욱, 1994, "영광원자력 배관소재의 재료물성치 평가(1)," 대한기계학회논문집, 제18권, 제5호, pp. 1106~1116.
- (13) 김영진, 석창성, 김종욱, 장윤석, 1995, "영광원자력 배관소재의 재료물성치 평가(2)," 대한기계학회논문집, 제19권, 제6호, pp. 1451~1459.
- (14) Williams, M. L., 1958, "On the Stress Distribution at the Base of Stationary Crack," *Int. Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, pp. 111~114.
- (15) McMeeking, R. M. and Parks, D. M., 1979, "On Criteria for J-Dominance of Crack Tip Fields in Large Scale Yielding," *ASTM STP 668*, pp. 175~194.