

<論 文>

## 平面應力 破壞韌性值 舉動에 관한 研究

—CCT 試驗片을 中心으로—

宋 森 弘\* · 高 性 渭\*\* · 丁 奎 腫\*\*\*

(1986年 11月 10日 接受)

### A Study on the Behavior of the Plane Stress Fracture Toughness

—About the Center Cracked Tension Specimen—

Sam Hong Song, Sung Wi Koh and Gyoo Dong Jung

**Key Words:** *J*-Integral(*J*적분), Plane Stress Fracture Toughness(평면응력 파괴인성치), Center Cracked Tension Specimen(중앙크랙 인장 시험편), *J*-Resistance Curve (*J*저항곡선), Tearing Modulus(열단계수)

#### Abstract

In this study, the plane stress fracture toughness and Tearing modulus are investigated for various crack ratios using the *J* integral. To evaluate the *J* integral and Tearing modulus, both experiments and estimation are used.

The thickness of the low carbon steel specimens that is used in the experiments is 3mm. The type of specimen that is considered in the study is center-cracked-tension one. The measurements of crack length are performed by unloading compliance method.

In the estimation of crack parameters such as the *J* integral and load line displacement, the Ramberg and Osgood stress strain law is assumed. Then simple formulas are given for estimating the crack parameters from contained yielding to fully plastic solutions. Obtained results are as follows;

(1) When the crack ratio is in the range of 0.500~0.701, the plane stress fracture toughness is almost constant regardless of crack ratios.

(2) The fracture toughness ( $J_c$ ) and Tearing modulus ( $T$ ) obtained are  $J_c=28.51\text{kgf/mm}$ ,  $T=677.7$  for base metal,  $J_c=31.85\text{kgf/mm}$ ,  $T=742.0$  for annealed metal.

(3) Simpson's and McCabe's formulas which consider crack growth in estimating *J* integral are shown more conservative *J* and lower *T* than Rice's and Sumpter's.

(4) Comparison of the prediction with the actual experimental measurements by Simpson's formula shows good agreement.

\* 正會員, 高麗大學校 工科學 機械工學科

\*\* 正會員, 高麗大學校 大學院, 現 釜山水產大學

\*\*\* 正會員, 高麗大學校 大學院

기 호 설 명

- $A$  : 하중변위 곡선과 offset 선으로 둘러싸인 면적 (mm<sup>2</sup>)
- $2a$  : 크랙길이 (mm)
- $ae$  : 유효 크랙길이 (mm)
- $B$  : 시험편 두께 (mm)
- $b$  : Ligament 길이 (=  $W-2a$ ) (mm)
- $E$  : 탄성계수 (kgf/mm<sup>2</sup>)
- $G$  : 에너지 해방률 (kgf/mm)
- $K$  : 응력강도계수 (kgf/mm<sup>3/2</sup>)
- $n$  : 변형경화지수
- $P$  : 적용하중 (kgf)
- $P_i$  : 한계하중 (kgf)
- $r$  : 크랙선단에서 반경방향으로의 거리 (mm)
- $T$  : 열단계수 (Tearing modulus)
- $U$  : 포텐셜 에너지
- $W$  : 시험편 폭
- $y$  : 하중점 변위의 측정거리 (mm)
- $z$  : 크랙비 ( $2a/W$ )
- $\alpha$  : 재료상수  $\{\epsilon/\epsilon_s = \sigma/\sigma_s + \alpha(\sigma/\sigma_s)^n\}$
- $\Delta(2a)$  : 크랙길이의 증분 (mm)
- $\delta$  : 하중선 변위 (mm)
- $\delta_s$  : 소성 하중선 변위 (mm)
- $\nu$  : 프와송 비
- $\sigma_s$  : 유동응력, (인장강도 + 항복응력)/2 (kgf/mm<sup>2</sup>)
- $\sigma_c$  : 항복응력 (kgf/mm<sup>2</sup>)

1. 서 론

파괴역학은 설계에 필요한 재료의 고유한 성질인 파괴인성치를 구하여 파괴를 예측하는 것은 목표로 하며 이와 같은 요구에 따라 응력강도계수  $K$ 로 대표되는 선형탄성 파괴역학 (LEFM)이 발달되었다. 그러나 인성이 높은 재료에서는 크랙선단의 소성역이 커지므로 파괴역학을 탄소성 영역까지 확대한 탄소성 파괴역학 (EPFM)이 발달되었고 이중 대표적인 탄소성 파괴인성치로서 제안된 것이  $J$ 적분이다.

$J$ 적분에 대한 연구는 대부분 평면변형을 상태에서 의 연구로서 다음과 같다. Rice<sup>(1)</sup>에 의하여 정의된  $J$ 적분은 Begley 와 Landes<sup>(2)</sup>가 실험으로 처음으로 시도 하였다. Begley 와 Landes<sup>(2)</sup>는 크랙진전점에서의  $J$ 적분값을 평면변형을 파괴인성치  $J_{Ic}$ 로 정의하였으며 이  $J_{Ic}$ 의 결정방법에 대한 많은 연구가 진행되었으며<sup>(3-7)</sup>,

ASTM E813<sup>(8)</sup>에 CT(compact tention) 및 3점굽힘 시험편의 평면변형을 파괴인성치  $J_{Ic}$ 의 실험방법이 표준화되었다. 이 규정에는 다음과 같은 제약조건이 있다.

$$B, (W-a) \geq 25J_{Ic}/\sigma_s \quad (1)$$

ASTM E 813<sup>(8)</sup>에 규정화된 방법은  $J=2\sigma_s \Delta a$ 로 정의 되는 크랙분화선과  $J$ 저항곡선과의 교점을  $J_0$ 로 한 후, 식(1)의 제약조건을 만족하면 크랙진점으로 보아  $J_{Ic}$ 로 한다. 또한, Garwood<sup>(9)</sup>등은 Rice<sup>(4)</sup>등과 Sumpter 와 Turner<sup>(5)</sup>가 제안한  $J$ 적분식은 크랙성장 시작점 까지만 적용할 수 있으므로 크랙성장이 시작된 이후에는 이 식들에 의한  $J$ 적분값이 과대평가된다고 하였으므로 크랙성장 시작점 이후  $J$ 저항곡선을 결정할 필요가 있다고 할 수 있다. Paris 등<sup>(6)</sup>은 안정과 불안정 크랙성장을 구분하는 방법으로서 열단계수  $T=(dJ/da) \times (E/\sigma_s^2)$ 를 제안하여 설명하였다.

한편, 연성을 갖는 두께가 얇은 판재가 응력을 받는 경우는 평면응력 상태로 취급할 수 있으며 식(1)의 제약조건을 만족시키지 못한다. 즉 두께가 얇은 시험편 으로는 평면변형을 파괴인성치를 구하기 곤란하다. 이러한 두께가 얇은 시험편을 이용한  $J$ 적분에 대한 연구는 다음과 같은 연구가 있으나 회박한 실정이다. Adams 와 Munro<sup>(10)</sup>는  $B=3.2\text{mm}$ ,  $z=0.20\sim 0.55$ ,  $W=26\sim 203\text{mm}$ 인 CT, CCT(center cracked tention) 시험편에서 실험한 결과 작은 크랙비에서 높은 파괴인성치를 갖는다고 발표하였다. Hickerson<sup>(11)</sup>은  $B=2.06\sim 4.01\text{mm}$ ,  $z=0.59\sim 0.88$ ,  $W=63.5\sim 102\text{mm}$ 인 CT, CCT, DECT(double edge cracked tention) 시험편에서 Rice 식을 적용한 결과 파괴인성치는 시험편 모양과  $z$ 에 무관하다고하여 Adams 와 Munro<sup>(10)</sup>의 연구에 상반된 결론은 얻었다. Kumar 와 Shih<sup>(12)</sup>는 재료를 변형경화한다고 가정하여 CT 시험편에서 HRR 응력변형율장의 특성을 이용하여 이론식을 정립한 후 수치해석에 의한  $J$ 적분값을 계산하여 타 연구의 실험결과와 비교적 잘 일치한다고 발표하였다. 저자들<sup>(13)</sup>은  $B=3.0\text{mm}$ ,  $z=0.499\sim 0.701$ ,  $W=40\sim 70\text{mm}$ 인 CT 시험편에서 평면응력 파괴인성치는  $W=50\text{mm}$  이상에서는  $W$ 와  $z$ 에 무관하게 거의 일정한 값을 나타내고 ASTM E813<sup>(8)</sup>의 규정보다 작은 치수의 시험편에서 평면응력 파괴인성치를 구할 수 있다고 발표한 바 있다.

그러나 위의 연구들을 종합하여 보면 얇은 두께를 갖는 CCT 시험편에서 (1) 크랙비  $z$ 의 변화에 따른 파괴인성치의 거동 (2) 크랙성장을 고려한  $J$ 적분식을 적용할 때  $J$ 저항곡선의 거동 (3) 크랙비  $z$ 의 변화에 따

른 열단계수  $T$ 의 거동 (4) Kumar와 Shih가 해석한 식을 적용할 때  $J$ 적분값의 거동 및 실험치와의 비교 등에 관한 검토가 불충분한 상태이다.

본 연구에서는 평면응력 파괴인성치의 거동에 관한 일련의 연구로서 위와 같은 점을 고려하여 얇은 두께의 시험편을 이용하여  $z$ 의 변화에 대한 평면응력 파괴인성치와  $J$ 저항곡선을 실험적으로 고찰하였으며 크랙성장을 고려한  $J$ 적분식도 검토하였다. 크랙길이는 하중제거 콤프라이언스법에 의하여 구하였고, ASTM E813<sup>(10)</sup>의 방법으로  $J = \sigma_f \Delta(2a)$ 인 크랙둔화선과  $J$ 저항곡선의 교점에서 구한  $J$ 적분값을  $J_c$ 로 정의하였다. 또한, 재료를 변형경화재료로 가정하여 HRR 응력변형율장의 특성을 이용하여  $J$ 적분값을 구한 후 실험치와 상호 비교 검토하였다. 이때 입력자료는 실험치의 그것과 동일하게 하였다. 동시에  $z$ 의 변화에 대한  $T$ 의 변화도 함께 고찰하였다.

## 2. 평면응력상태의 CCT 시험편에 대한 $J$ 적분식

본 장에서는 평면응력상태의 CCT 시험편에 대한 기본  $J$ 적분계산식 및 크랙성장을 고려한  $J$ 적분식을 고찰한다.

Rice<sup>(1)</sup>가 2차원 에너지 선적분으로 정의한  $J$ 적분식은 다음 식(2)와 같이 크랙길이의 증분에 대한 포텐셜에너지의 감소량으로 주어지며<sup>(14)</sup>, 소성변형이론을 적용하면 적분경로에 무관하게 된다.

$$J = -\frac{1}{B} \cdot \frac{\partial U}{\partial(2a)} \quad (2)$$

Hutchinson, Rice, Rosengren 등<sup>(15,16)</sup>은 소성영역에서 응력변형을 관계에 소성변형이론을 적용하여 다음과 같은 응력 변형율식을 유도하였다.

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= \sigma_s \left( \frac{J}{r\sigma_s \epsilon_s} \right)^{\frac{1}{n+1}} \bar{\sigma}_{ij}(\theta, n) \\ \epsilon_{ij} &= \epsilon_s \left( \frac{J}{r\sigma_s \epsilon_s} \right)^{\frac{1}{n+1}} \bar{\epsilon}_{ij}(\theta, n) \end{aligned} \quad (3)$$

식(3)으로 부터 재료가 소성변형을 하는 경우에는 크랙선단에  $r^{-\frac{n}{n+1}}$ ,  $r^{-\frac{1}{n+1}}$ 의 특이성이 존재하며, 따라서  $J$ 적분값은 탄소성 응력변형율장의 특이성의 강도를 나타내고 응력강도계수  $K$ 와 유사한 물리적 의미를 갖는다. Begley와 Landes<sup>(17)</sup>는 크랙이 전파하는 순간에서의  $J$ 적분값이 시험편의 모양에 관계없이 일정함을 발표하였다.

Rice 등<sup>(4)</sup>은 시험편에 가한 인장하중과 소성변위의 함수관계를 이용하여 식(4)와 같은  $J$ 적분식을 제안하였다.

$$J = G + \frac{2A}{Bb} \quad (4)$$

$$G = K^2/E \quad (5)$$

$$K = Pf(z)/(BW)^{(18)} \quad (6)$$

$$f(z) = (1 - 0.025z^2 + 0.06z^4) \sqrt{\pi a \operatorname{sech}\left(\frac{\pi z}{2}\right)} \quad (7)$$

Sumpter와 Turner<sup>(5)</sup>는  $U$ 를 탄성과 소성부분으로 나누어 계산하는 다음과 같은  $J$ 적분식을 제안하였다.

$$J = \frac{2\eta_s U_s}{Bb} + \frac{2\eta_p U_p}{Bb} \quad (8)$$

$$\eta_p = \frac{\pi z}{4g} (1-z)f^2(z) \quad (9)$$

$$g = \sqrt{\frac{\pi z}{2} \operatorname{cosec}\left(\frac{\pi z}{2}\right)} \left[ \frac{2}{\pi} \cosh^{-1} \left\{ \frac{\cosh\left(\frac{\pi y}{W}\right)}{\cos\left(\frac{\pi z}{2}\right)} \right\} - \frac{1+\nu}{W} y \sqrt{1 + \left[ \frac{\sin\left(\frac{\pi z}{2}\right)}{\sinh\left(\frac{\pi y}{W}\right)} \right]^2} - \frac{\nu}{W} y \right] \quad (10)$$

$$\eta_p = 0.5 \quad (11)$$

Chipperfield<sup>(19)</sup>는 식(4)으로 구한  $J$ 적분값이 에너지 변화율로 표시된 식(2)에 의한 그것보다 최소 15% 과소평가됨에 비하여 식(8)에 의한 그것은 최대 25% 과대평가된다고 하였다. 반면, Landes 등<sup>(20)</sup>은 식(2)와 (4)에 의한  $J$ 적분값이 거의 일치함을 주장하여 상이한 결론을 주장하고 있다.

식(4)와 (8)은 크랙전진점까지는 유효하나 안정 크랙성장 시작시에는 하중변위곡선하의 면적이 과대평가되어  $J$ 적분값이 과대평가된다. Garwood 등<sup>(3)</sup>은 이러한 과대평가를 수정하기 위하여 크랙이 성장한 시험편의 하중변위곡선의 면적대신 가상 하중변위곡선의 면적을  $J$ 적분식에 사용할 것을 제안하고 있다.

Fig. 4에서 하중변위곡선  $OPQR$ 은 최초 크랙길이  $a_0$ 인 시험편의 하중을 받음에 따라  $Q$ 점에서 크랙성장을 시작하여 크랙길이  $a_1$ 까지 성장되면서  $R$ 점에 도달하였음을 보여준다. 식(4)는 면적  $A_1$ 을  $A$ 로 사용하였기 때문에 크랙이 성장함에 따라 과대평가된다. 하중변위곡선  $OPSR$ 은 최초 크랙이  $a_1$ 인 시험편의 크랙성장없이  $R$ 점에 도달한 가상곡선이며 과대평가를 수정하기 위하여 식(4)의  $A$ 를 면적  $A_1$  대신에 면적  $A_2$ 를 사용하여야 한다.

Simpson<sup>(21)</sup>은 위와 같은 방법으로 식(4)에  $A_2$ 를 대입하여 다음과 같은  $J$ 적분식을 유도하였다.

$$J = (J_{i-1} + G_i) \frac{b_i}{b_{i-1}} - G_{i-1} - \frac{2(A_i - A_{i-1})}{Bb_{i-1}} \quad (12)$$

여기서, 첨자  $i$ 는  $i$ 번째를 나타내며, 일례로  $J_i$ 는  $i$

Table 1  $h_1, h_2$  for the plane stress CCT specimen

$n \backslash z$	$n=1$	$n=2$	$n=3$	$n=5$	$n=7$	$n=10$
$z=1/4 \begin{cases} h_1 \\ h_2 \end{cases}$	2.544 0.611	2.972 1.010	3.140 1.352	3.195 1.830	3.106 2.083	2.896 2.191
$z=3/8 \begin{cases} h_1 \\ h_2 \end{cases}$	2.344 0.807	2.533 1.195	2.515 1.427	2.346 1.594	2.173 1.570	1.953 1.425
$z=1/2 \begin{cases} h_1 \\ h_2 \end{cases}$	2.206 0.927	2.195 1.186	2.057 1.256	1.809 1.178	1.632 1.040	1.433 0.867
$z=5/8 \begin{cases} h_1 \\ h_2 \end{cases}$	2.115 0.975	1.912 1.053	1.690 0.970	1.407 0.763	1.221 0.620	1.012 0.478
$z=3/4 \begin{cases} h_1 \\ h_2 \end{cases}$	2.073 0.933	1.708 0.802	1.458 0.642	1.208 0.450	1.082 0.361	0.956 0.292

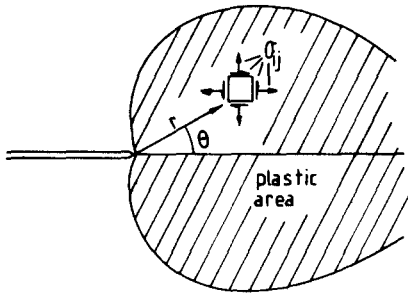
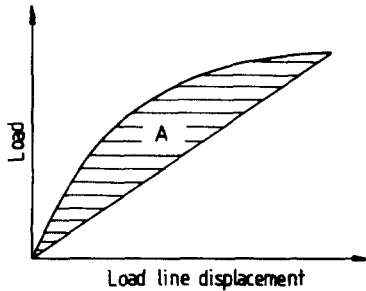


Fig. 1 Elastic plastic stress and strain field at the crack tip



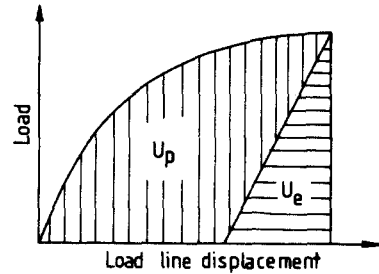
A : Area between load-load line displacement curve and offset line

Fig. 2  $J$  integral determination with eq. (4)

번째의  $J$  적분값이다.

McCabe 등<sup>(22)</sup>은 소성변형이론에 따라 크랙이 성장한 다음 가정하에서 다음과 같은  $J$  적분식을 제안하였다.

$$J_{i+1} = G_{i+1} + \left\{ J_i + \frac{P_i \delta_{pi}}{Bb_i} + \frac{2(U_{pi+1} - U_{pi})}{Bb_i} \right\} \left\{ 1 + \frac{2(a_{i+1} - a_i)}{b_i} \cdot \frac{P_i \delta_i - J_i b_i B}{P_i \delta_i + J_i b_i B} \right\} - \frac{P_{i+1} \delta_{i+1}}{b_{i+1} B} \quad (13)$$

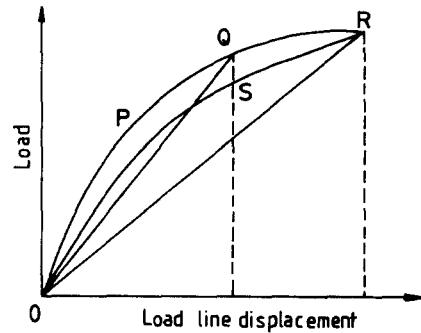


$U$  : Area under load-load line displacement curve

$U_e$  : Elastic part of  $U$

$U_p$  : Plastic part of  $U$

Fig. 3  $J$  integral determination with eq. (8)



OPQR : Load-load line displacement curve

OSR : Postulated load-load line displacement curve

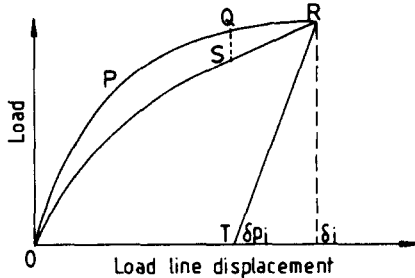
OPQRO : Area  $A_1$

OSRO : Area  $A_2$

Fig. 4  $J$  integral determination with eq. (12)

Kumar 등<sup>(12)</sup>은 변형경화 재료에 대하여  $J$  적분을 계산하는 식을 제안하였으며, 이를 CCT 시험편에 대하여 나타내면 다음과 같다.

$$J = \pi a_n P^2 f^2(z) / (EB^2 W^2)$$



OPQR : Load-load line displacement curve  
 OSR : Approximated load-load line displacement curve  
 OSQTO : Corrected  $U_p$

Fig. 5  $J$  integral determination with eq. (13)

$$+\alpha\sigma_s\epsilon_s a(1-z)h_1(z, n)(P/P_i)^n \quad (14)$$

$$\delta=4a.v(z)\dot{P}/(BEW)+\alpha\epsilon_s a h_2(z, n)(P/P_i)^n \quad (15)$$

여기서  $f(z)$ 는 식(7)과 동일하고,  $v(z)$ 는 식(16)과 동일하며,  $h_1, h_2$ 는  $z, n$ 의 함수로서 Table 1에 나타내었으며 전보<sup>(13)</sup>와 동일한 방법으로 계산하였다.

$$v(z)=-1.071+0.25z-0.375z^2+0.121z^3-0.047z^4+0.008z^5-1.071(1/z)\ln(1-z) \quad (16)$$

본 연구에서는 식(4)와 (8)을 이용하여  $J$ 적분값을 계산하였으며, 식(12)와 (13)에 의한 그것도 계산하였다. 또한, 변형경화 재료로 가정한 식(14)을 이용한 컴퓨터 프로그램에 의하여  $J$ 적분값을 계산한 후 실험치와 상호 비교하였다.

### 3. 시험편 및 실험방법

#### 3.1 시험편

본 실험에 사용한 재료는 두께 3mm의 일반구조용

압연강판(SS41)이며 이 재료의 기계적 성질을 얻기 위하여 인장 시험편은 압연방향으로 채취한 후 KS B 0801 5호로 가공하여 실험하였다. 또한, 압연강판을 910°C에서 1시간 유지후 로냉시킨 풀립(annealing)재의 경우에도 모재와 동일한 방법으로 시험하였다. 시험재료의 화학적 성분과 기계적 성질은 Table 2, 3과 같다. 수치계산에 사용한  $\alpha$ 와  $n$ 도 함께 나타내었다.

시험편은 동일한 조건이 되도록 길이방향을 압연방향으로 하고 크랙진전 방향을 압연직각 방향으로 한 CCT 시험편을 사용하였으며, 풀립재는 열처리한 후 정확한 치수로 재가공하였다. 노치부는 직선형으로 wire cutting기로 가공하여 완성하였다. 저자들이 연구한 전보<sup>(13)</sup>의 결과에서  $W=50\text{mm}$  이상에서는 거의 일정한 평면응력 파괴인성치  $J$ 를 얻었으므로  $W$ 는 50mm로 결정하였다. 시험편의 모양과 치수를 Fig. 6에 나타내었다.

기계가공된 시험편은 사포로 #1200까지 연마한 다음 산화알루미늄으로 연마하였다. 연마된 시험편은 식(17)으로 표시되는  $P_i$ 의 40%인 정현파를 반복하중으로 가하여 피로크랙을 2.5mm 정도 주어 크랙선단에 노치의 영향이 없게 하였으며,  $z=0.50, 0.60, 0.70$ 이 되도록 한 후 파괴실험하였다.

$$P_i=Bb\sigma_s \quad (17)$$

#### 3.2 CCT 시험편의 파괴실험

사용한 시험기는 Instron사의 전기유압식 인장압축 시험기(model; 1331, 용량; 10톤)이며, 크랙길이는 하중제거 컴플라이언스법을 이용하여 얻었으며, 변위측정은 신장계(Instron model; 2620~525, 측정범위;  $\pm 5\text{mm}$ )를 이용하였다. 변위측정점은 식(8)과 (13)의 변위가  $y/W \geq 0.5$ 인 지점으로 제한되어 있으므로

Table 2 Chemical composition (%)

C	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni
0.13	0.23	0.02	0.01	0.01	0.04	0.04

Table 3 Mechanical properties

Materials	Tensile strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	Yield strength (kgf/mm <sup>2</sup> )	Elongation (%)	$n$	$\alpha$
L-T	42.1	28.6	48.5	7.521	19.715
Annealed	39.3	22.8	50.8	4.742	24.739

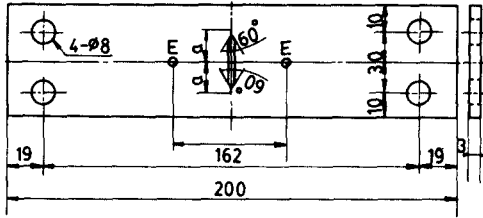


Fig. 6 Geometry and dimensions of (CCT specimen)

Fig. 6의 E 점의 변위를 신장계로 측정하였다.

파괴실험은 0.2mm/min의 일정한 변위속도로 하였으며, 로드셀과 신장계의 신호를 X-Y 기록계에 기록하여 E 점의 변위를 하중선변위로 하는 하중변위 선도를 얻었다. 이 선도로부터 면적법을 이용하여 면적을 계산하였다. 하중을 가하는 도중 크랙성장량을 측정하기 위하여 주기적으로 약 10%정도 하중을 제거하여 그 기울기를 다른 X-Y 기록계에 기록하여 다음 식에 의하여 크랙길이를 계산하였다<sup>(23)</sup>.

$$\frac{BE\delta}{P} = 2\sqrt{\frac{\pi z}{2} \sec\left(\frac{\pi z}{2}\right)} \left[ \frac{2W}{\pi y} \cosh^{-1} \frac{1+\nu}{\left\{ \frac{\cosh\left(\frac{\pi y}{W}\right)}{\cos\left(\frac{\pi z}{2}\right)} \right\} - \sqrt{1 + \left\{ \frac{\sin\left(\frac{\pi z}{W}\right)}{\sinh\left(\frac{\pi y}{W}\right)} \right\}^2}} \right] + \nu \frac{y}{W} \quad (18)$$

위와 같은 방법에 의하여 얻은 크랙길이, 면적, 하중, 변위등을 이용하여 식(4), (8), (12), (13)을 계산하였다.

평면응력 파괴인성치  $J_c$ 는 ASTM E813의 방법대로  $J=2\sigma_c \Delta(2a)$ 로 표시되는 크랙둔화선과 J저항곡선의 교점에서 하였다.

#### 4. 결과 및 고찰

Fig. 7은 파괴실험에 의하여 얻은 J저항곡선을 나타낸 것으로서 파선은 크랙둔화선을 나타낸 것이고, △, □, ○, ●표시는 식(4), (8), (12), (13)에 의하여 계산한 J적분값을 나타낸 것이며, 실선은 식(14)에 의하여 전보<sup>(13)</sup>의 방법으로 컴퓨터 프로그램에 의하여 수치해석한 결과이다. Fig. 7의 J저항곡선을 살펴보면 크랙길이가 증가함에 따라 식(8)에 의한 J적분값이 식(4)에 의한 그것보다 높은 값을 나타내고 있으며, 이 결과는 Rice 식과 Sumpter 식에 의한 J적분값의 대소평가를 한 Chipperfield<sup>(19)</sup>의 주장과 일치하고 있다. 또한, 크랙성장에 따른 과대평가를 수정한 식(12)와 (13)에 의한 결과가 식(4)와 (8)에 의한 결과보다 낮은 값을 나타내고 있다. 동시에 식(12)의 결과와 식(14)에 의하여 수치해석한 결과가 잘 일치함을 알 수 있다.

Table 4는 Fig. 7의 결과를 이용하여 J저항곡선과 크랙둔화선의 교점에서 얻은  $J_c$  값을 나타낸 것이다. 여기서 0.500, 0.600, 0.700 등은 z를 나타낸 것이고, (B)와 (A)는 모재와 풀립재를 나타낸 것이다. 우선 모재의 경우에 대하여  $J_c$  값을 살펴보면 식(8)에 의한  $J_c$ 의 평가방법을 제외하면  $J_c$  값은 z에 따라 거의 일정하게 나타난다. 또한, 풀립재의 경우에는  $J_c$  값은 모재의 경우에 대한 그것보다 더 크게 나타나며, 이것은 열처리로 인하여 인성이 증가하기 때문이라고 생각한다. 그러나 z의 변화에 따라  $J_c$  값은 거의 일정하며 모재의 경우와 동일한 경향임을 알 수 있다. 이러한 경향은 Hickerson<sup>(11)</sup>과 저자들이 발표한 전보<sup>(13)</sup>의 결과와 유사한 경향이며 Adams 등<sup>(10)</sup>의 결과와는 상이한 결과이다. 이것은 Adams 등이 연구한 z의 범위가

Table 4 Results of for CCT specimen tests-J<sub>c</sub>.

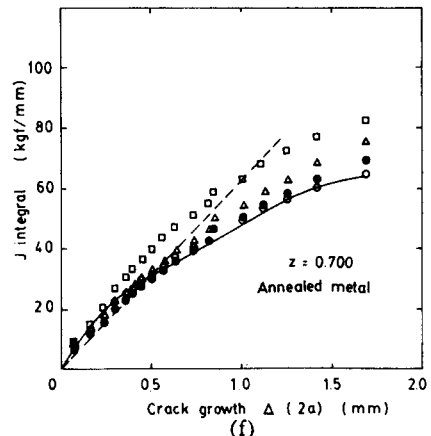
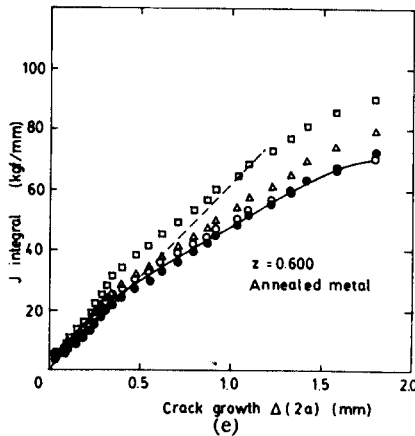
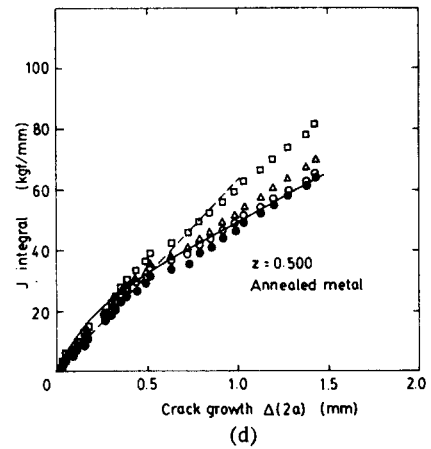
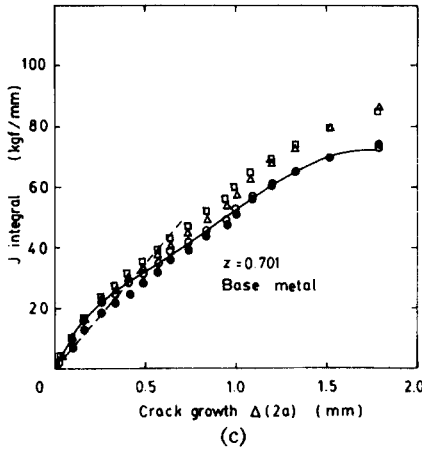
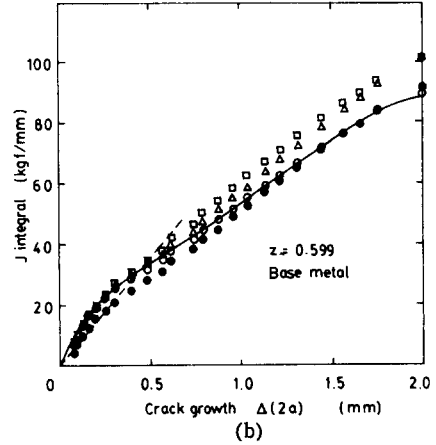
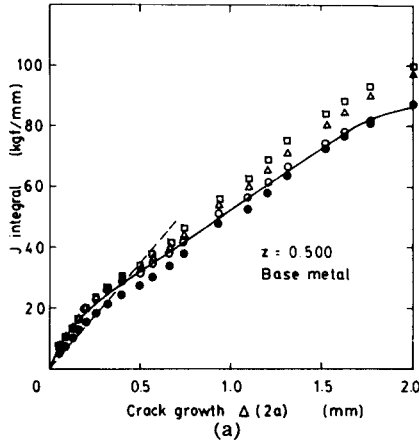
unit : kgf/mm

Specimen	Using eq. (2.4)	Using eq. (2.8)	Using eq. (2.13)	Using eq. (2.12)	Using eq. (2.14)
0.500(B)	28.92	33.14	17.01	27.82	28.41
0.599(B)	30.37	38.05	18.43	29.55	29.63
0.701(B)	30.07	37.76	18.97	28.17	27.48
Average	29.79	36.32	18.14	28.51	28.51
0.500(A)	35.33	52.65	26.16	33.41	32.76
0.600(A)	35.12	63.32	24.81	32.82	31.29
0.700(A)	37.57	67.75	29.77	33.52	31.51
Average	36.01	61.24	26.91	33.25	31.85

0.20~0.55로  $z$ 의 범위  $z$ 가 다르기 때문이고, 본 실험의  $z$ 의 범위는 0.500~0.701으로 Hickerson의 연구결과와 범위에 속하기 때문이라고 생각한다.

과파인성치는 낮은 값을 선택하는 것이 설계의 관점

에서 안전하므로 식(13)에 의한  $J_c$  값을 선택하는 것이 적절하다고 알 수 있지만 다음과 같은 이유로 실험치는 식(12)를 선택하여 수치해석에 이용하였다. 즉, 크랙성장 시작점 이전 상태인 크랙둔화시까지는 식(4)와



□ : Sumpter △ : Rice ○ : Simpson ● : McCabe — : Estimation

Fig. 7  $J$ -resistance curves for CCT specimen

(8)이 유용하고 크랙성장 시작점 이후에는 이식에 의한 결과가 과대평가 되므로 크랙성장을 고려한 식(12)와 (13)의 결과는 식(4)와 (8)의 결과와 일치하여야 하는데 식(13)의 결과는 크랙둔화시에도 과소평가되므로  $J$ 저항곡선도 과소평가된다고 생각된다. 따라서 식(12)의 실험치를 이용하여 수치계산에 이용하였고, 수치계산식인 식(14)을 이용하여  $J_c$  값은 모재는 28.51 kgf/mm, 풀림재는 31.85kgf/mm를 얻었다. 이 결과를 CT 시험편에서  $J_c$ 가 모재는 28.14kgf/mm, 풀림재는 32.51kgf/mm를 얻은 전보의 결과<sup>(13)</sup>와 비교하여 보면 2% 정도의 오차범위에서 잘 일치함을 알 수 있다. 따라서 전보의 결과와 함께 교차하여 보면 ASTM E813<sup>(8)</sup>의 규정보다 작은 시험편치수에서  $J_c$  값을 얻을 수 있음을 알 수 있다.

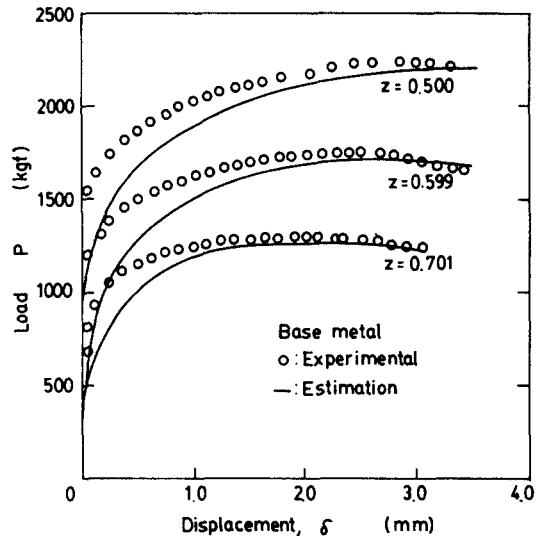


Fig. 9 Comparison of predicted and experimentally measured load-displacement curve for CCT specimen

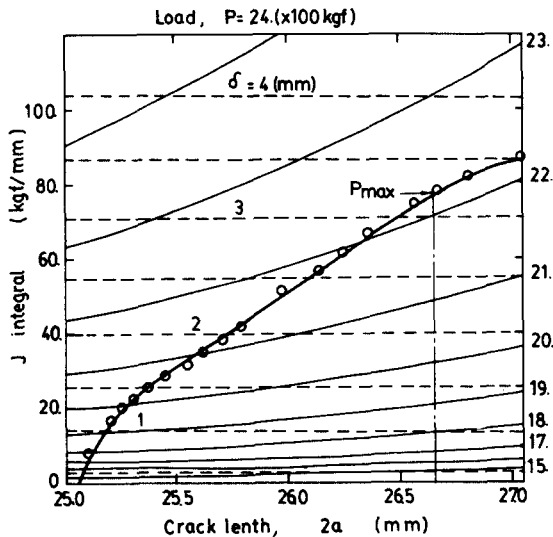


Fig. 8  $J$  crack driving force diagram for CCT specimen

Table 5는 Fig. 7의  $J$ 저항곡선에서 크랙성장 이후의 기울기를 최소화승법에 의하여 선형화한 후, 이를 이용하여 무차원화시킨  $T$  값을 나타낸 것으로 CCT 시험편의 경우에는  $T = dJ/d(2a) \times E/\sigma_r^2$  으로 표시된다. 이  $T$  값은 모재와 풀림재의 경우 그 절대값은 다르지만 두 경우 공히  $z$ 의 변화에 따라 거의 일정한 값을 보이고 있다. 이 경향은  $T$ 도  $z$ 에 관계없이 일정한 값을 가진다고 생각된다. 또한,  $T$  값은 식(12)와 식(13)의 결과가 과대평가의 수정으로 인하여 식(4)와 (8)의 그것보다 낮은 값을 나타내고, 식(12)와 (14)의 결과는 3.4%이내로 잘 일치함을 알 수 있다. 여기서 식(14)에 의한  $T$  값을 선택하면 모재는 677.7, 풀림재

Table 5 Results of CCT specimen tests- $T$

Specimen	Using eq. (2.4)	Using eq. (2.8)	Using eq. (2.13)	Using eq. (2.12)	Using eq. (2.14)
0.500(B)	766.7	809.2	724.4	695.2	687.6
0.599(B)	777.2	783.5	733.6	677.3	669.8
0.701(B)	793.9	790.6	742.1	682.3	675.6
Average	779.3	794.4	733.4	684.9	677.7
0.500(A)	856.8	1037.9	805.4	770.7	726.8
0.600(A)	867.2	992.8	822.7	755.4	762.4
0.700(A)	914.5	977.3	870.1	777.5	736.8
Average	879.5	1002.7	832.7	767.9	742.0



는 742.0 을 얻었다. 이 값을 전보<sup>(13)</sup>에서 모재는 547.6, 풀립재는 616.1 을 얻은 결과와 비교하면 높은 값을 나타내며 이와 같은 경향은  $T$ 가 시험편의 모양에 의존하기 때문이라 생각한다.

Fig. 8 은  $z=0.500$  인 모재에 대하여  $J$ 적분,  $P$ ,  $\delta$ ,  $2a$ 의 관계를 프로그램에 의하여 얻은 결과를 나타낸 일례이며 그 방법은 전보<sup>(13)</sup>와 동일하다.

Fig. 9 는 Fig. 7 에 나타난 결과중에서 컴퓨터 프로그램에 의한 결과가 실험치의 그것과 일치하는지 여부 확인하기 위하여 모재에 대하여 하중과 변위를 나타낸 일례로서 이 결과는 작은변위의 범위에서는 오차를 보이고 있으나 변위가 증가함에 따라 잘 일치함을 알 수 있다. 또한, 실험치의 하중보다 수치계산한 그것이 낮게 나타나므로 설계의 관점에서 허용될 수 있다고 생각된다. 따라서 수치계산한 결과는 유용하다고 할 수 있다.

## 5. 결 론

본 연구에서는 평면응력 파괴인성치의 거동에 관한 일련의 연구로서 CCT 시험편을 이용한 평면응력 파괴인성치와  $J$ 저항곡선의 거동을 고찰하기 위하여 두께 3mm 일반구조용 압연강판을  $z$ 가 0.50, 0.60, 0.70 인 시험편을 준비하여 실험하였다.  $J$ 적분 계산은 크랙성장을 고려한  $J$ 적분식도 함께 검토하였다. 또한, Kumar 와 Shih 가 변형경화재료에 대해 제안한 식을 프로그램화하여  $J$ 적분값을 계산하여 실험치와 비교 검토하였다. 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 평면응력 파괴인성치  $J_c$ 는  $z=0.500\sim 0.701$  범위에서  $z$ 에 관계없이 거의 일정하게 나타나며, 따라서 ASTM E 813 에 규정되어 있지 않은 CCT 시험편을 이용하여  $J_c$ 를 구할 수 있다.

(2)  $J_c$ 와  $T$ 의 평균값은 Kumar 식을 이용하여 모재는  $J_c=28.51\text{kgf/mm}$ ,  $T=677.7$ , 풀립재는  $J_c=31.85\text{kgf/mm}$ ,  $T=742.0$  을 얻었다.

(3)  $J$ 적분 계산식에서는 Sumpter 식이 Rice 식보다 높은  $J$ 적분값을 주며, 크랙 성장을 고려한 McCabe 식, Simpson 식에서는 그 차이가 적어지고 낮은  $T$  값을 준다.

(4) Kumar 식에 의하여 결정된  $J$ 저항곡선은 Simpson 식에 의한 그것과 잘 일치하며, 컴퓨터 프로그램에 의하여 계산된 하중은 실험치의 그것과 비교적 잘 일치한다.

## 참 고 문 헌

- (1) J.R. Rice, 1968, "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks", J. of Applied Mech., Vol. 35, pp. 379~385.
- (2) J.A. Begley and J.D. Landes, 1972, "The  $J$  Integral as a Fracture Criterion", ASTM STP 514, pp. 1~20.
- (3) S.J. Garwood, J.N. Robinson and C.E. Turner, 1975, "The Measurement of Crack Growth Resistance Curves ( $R$  Curves) using the  $J$  Integral", Int. J. of Fracture, Vol. 11, pp. 528~530.
- (4) J.R. Rice, P.C. Paris and J.G. Merkle, 1973, "Some Further Results of  $J$  Integral Analysis and Estimates", ASTM STP 536, pp. 231~245.
- (5) J.G.D. Sumpter and C.E. Turner, 1976, "Method for Laboratory Determination of  $J_c$ ", ASTM STP 601, pp. 3~18.
- (6) 김정규, 오재민, 김형채, 1985, "복합조직강의 균열선단에서의 파괴저항에 관한 연구", 대한기계학회 논문집, 제 9 권, 제 5 호, pp. 564~571.
- (7) 이강용, 김옥환, 1986, " $J$ 적분해석과 산정방법", 대한기계학회논문집, 제 10 권, 제 3 호, pp. 427~432.
- (8) Standard Test Method for  $J_{Ic}$ , A Measure of Fracture Toughness, ASTM E813~81, 1981.
- (9) P.C. Paris, H. Tada, A. Zahoor and H. Ernst, 1979, "The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-plastic Crack Growth", ASTM STP 668, pp. 5~36.
- (10) N.J.I. Adams and H.G. Munro, 1974, "A Single Method for Evaluation of the  $J$  Integral as a Fracture Parameter", Eng. Fracture Mech., Vol. 6, pp. 119~132.
- (11) J.P. Hickerson, Jr., 1977, "Experimental Confirmation on the  $J$  Integral as a Thin Section Fracture Criterion", Eng. Fracture Mech., Vol. 9, pp. 75~85.
- (12) V. Kumar and C.F. Shih, 1977, "Fully Plastic Crack Solution", Estimation Scheme, and Stability Analyses for the Compact Specimen, ASTM STP 700, pp. 7~85.
- (13) 송삼홍, 고성위, 1986, "평면응력 파괴인성치 거

- 동에 관한 연구 —CT 시험편을 중심으로—, 대한기계학회논문집, 제10권, 제 6 호, pp.937~946.
- (14) J.R. Rice, 1968, "Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture, Fracture II, pp.191~311.
- (15) J.R. Rice and G.F. Rosengren, 1968, "Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power Law Hardening Materials", J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16, pp.1~12.
- (16) J.W. Hutchinson, 1968, "Singular Behavior at the End of Tensile Crack in a Hardening Materials", J. Mech. Phys. Solids, Vol. 16, pp.13~31.
- (17) J.A. Begley and J.D. Landes, 1972, "The Effect of Specimen Geometry on  $J_c$ ", ASTM STP 514, pp. 24~39.
- (18) H. Tada, P.C. Paris and G. Irwin, 1973, "The Stress Analysis of Cracks Handbook, Del Research Corporation", Hellertown, Pennsylvania.
- (19) C.G. Chipperfield, 1978, "A Summary and Comparison of  $J$  Estimation Procedures", J. of Testing and Evaluation, Vol. 6, pp.253~259.
- (20) J.D. Landes, H. Walker and G.A. Clarke, 1979, "Evaluation of Estimation Procedures used in  $J$  Integral Testing", ASTM STP 668, pp.266~287.
- (21) L.A. Simpson, 1981, "Effect of Specimen Geometry on Elastic Plastic  $R$ -curves", Advances in Fracture Research, Vol. 2, pp.833~843.
- (22) D.E. McCabe and H.A. Ernst, 1983, "A Perspective on  $R$ -curve and Instability Theory", ASTM STP 791, pp. I-561~I-584.
- (23) D.E. McCabe and G.T. Sha, 1977, "Compliance Calibration of Specimens Used in the  $R$ -curve Practice", ASTM STP 632, pp.82~96.