大韓機械學會論文集 第7卷 第4號, pp. 441~450, 1983.

<論 文>

J적분을 이용한 균열성장 저항곡선의 결정

윤 기 봉*·최 성 렬**·엄 윤 용**

(1983년 7월 27일 접수)

A Method of Determination of Crack Growth Resistance Curve by *J* Integral

K. B. Yoon, S. R. Choi and Y. Y. Earmme

Abstract

A reasonable *J*-resistance curve determination procedure is suggested by correcting the amount of overestimation in *J*-value whose effect becomes significant when crack grows. Experiments using compact tension specimens of an alloy steel (SCM4, K.S. Designation) are performed. The value of *J* estimated according to this procedure is compared with that as obtained from the method by Merkle and Corten. The conditions for *J* controlled crack growth proposed by Hutchinson and Paris are examined for the material used here. It appears that *J* resistance curve, which is independent of crack ratio can be obtained for those specimens satisfying the conditions of *J* controlled crack growth.

기 호 설 명

a : 균열길이
Δa : 균열성장량(crack growth) (mm)
B : 시험편 두께(mm)
b : 시험편의 리거먼트(ligament) ($=W-a$, mm)
E : 영 계수(Kgf/mm²)
P : 하중(Kgf)
W : 시험편의 폭($=a+b$, mm)
δ : 하중점 변위(mm)
ν : 프와송 비
σ_0 : 유동응력(flow stress) ($=\frac{1}{2}$(항복응력 + 인장강도), Kgf/mm²)
U_p : 포텐셜 에너지

1. 서 론

응력확대계수(stress intensity factor) K로 대표되는 선형 탄성 파괴역학(linear elastic fracture mechanics)을 탄소성 영역까지 확대시키기 위해 많은 노력이 기울여졌다[1]. 재료의 파괴 인성치를 대표하는 여러 매개변수(parameter)가 제안되었으며, 이 중 J적분은 소성변형이론(deformation theory of plasticity)이 적용될 때 균열선단을 포함하는 임의의 적분경로를 정해진 방향으로 취할 경우 일정한 값을 나타내고 이 적분값은 HRR응력변형장(Hutchinson-Rice-Rosengren stress strain field)에서의 균열선단 응력 및 변형률(strain)의 특이성의 세기(strength of singularity)를 나타낸다[2~4].

Begley와 Landes[5]가 균열성장의 시작점(onset of crack growth)에서의 J값을 J_{IC}로 정의하고, J_{IC}의 결정방법을 연구한 이후, 이 방면의 많은 연구가 이루어져 왔다[6~12]. 이 J_{IC}측정을 위한 많은 방법이 제안되었는 바, 이 방법들은 대체로 다음과 같은 과정을 거친다. i) 균열성장 시작점을 찾은 후, ii) 그 점에서의 J값을 구한다. 그중 A.S.T.M.(American Society for Testing Materials)에서 표준화된 한 방법[13]은 J

* 정회원, 한국표준연구소 재료물성표준연구실
** 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

를 균열 성장량(crack growth), Δa의 함수로 나타낸 후 $J=2\sigma_0\Delta a$로 정의된 둔화선(blunting line)을 그려서, 두 선의 교점에서의 J값을 J_Q로 하고 J_Q가 4장에서 토의되는 조건을 만족하면 J_Q를 J_{IC}로 하는 것이다. 이 방법은 따라서, 하중-변위곡선으로부터 각각의 변위에 대한 J값을 결정하는 과정이 필요하다. 또한 하중-변위곡선으로부터 각 변위에 해당하는 Δa를 구하는 과정이 필요하다. 이를 위해서는 일반적으로 다중 시험편법(multiple specimens method)[7]이 이용되나, 단일시험편(single specimen)을 이용한 하중제거 컴플라이언스(unloading compliance)방법이 단 한 개의 시험편으로 J_{IC}를 구할 수 있는 이점 때문에 많은 연구의 대상이 되어 왔다[12]. 이 하중 제거 컴플라이언스 방법은 균열이 성장함에 따른 컴플라이언스의 변화를 측정하여, 균열 성장량을 아는 방법으로서, 한개의 시험편을 하중을 가하는 도중에 부분적 하중제거(partial unloading)를 수행하여, 컴플라이언스의 변화를 측정한다.

ASTM 규격[13]의 방법은 $J-\Delta a$ 곡선(J저항곡선)과 둔화선과의 교점을 찾아 J_{IC}를 구하는데 그 목적이 있으며, 따라서 균열성장 시작점 이후의 $J-\Delta a$ 곡선을 정확히 구하는 방법은 아직도 연구의 대상이 되고 있다. J_{IC}값이 파괴 인성치를 대표하고 있지만, 어떤 재료에 있어서는 균열이 균열성장 시작점 이후로도 안정하게 성장하며, J저항곡선을 정확히 측정하는 것은 Paris 등[14]이 제안한 바처럼 균열성장의 안정성 해석에 있어서 중요한 정보를 제공할 수 있다.

본 연구에서는 단일 시험편 하중제거 컴플라이언스 방법을 사용한 컴팩트 인장 시험편(compact tension specimen, 앞으로 CT 시험편으로 표기함)에 대한 $J-\Delta a$ 곡선의 결정방법을 제시하고, 합금강 SCM4(KS 규격)를 시험편으로 하여 $J-\Delta a$ 곡선을 결정하였다. J값의 계산을 위해서는 수정된 Merkle-Corten의 식[15]을 이용하였다. Garwood 등[16]이 3점 굽힘시험편(3 point bending specimen)에 대해 사용한 방법을 이용하여 CT 시험편에 대해 균열이 성장함에 따른 J값의 과대평가(over-estimation)를 수정하는 식을 유도하여, 이를 사용하여 J값의 수정을 하였다. 또한 Hutchinson과 Paris[17]가 제안한 J지배 균열 성장(J-controlled crack growth) 조건을 본 실험의 결과와 비교하여 검토하였다.

2. J값의 평가 및 균열성장을 고려한 J값의 수정

Rice에 의해서 경로적분으로 주어진 J적분[18]은 포텐셜 에너지의 변화와 다음과 같은 관계가 있음이 알려져 있다[19]:

$$J=(-)\frac{1}{B}\frac{\partial U_p}{\partial a}. \tag{1}$$

또한 Rice 등[20]은 순수 굽힘상태를 가정하여 CT 시험편에 대해 다음과 같은 유용한 식을 유도하였다:

$$J=\frac{2U}{Bb}. \tag{2}$$

여기서 U는 하중-변위곡선 하의 면적을 나타낸다. Merkle과 Corten은 CT 시험편에서의 인장효과를 고려한 J평가식을 제안하였는데, Landes 등[15]은 이를 간략히 하여 다음과 같이 수정하였다:

$$J=\frac{1+\alpha}{1+\alpha^2}\frac{2U}{Bb}. \tag{3}$$

여기서 $\alpha=2\left\{\left(\frac{a}{b}\right)^2+\left(\frac{a}{b}\right)+\frac{1}{2}\right\}^{1/2}-\left\{\left(\frac{a}{b}\right)+\frac{1}{2}\right\}$이다. 식 (3)은 참고문헌 (15)에 의해 식 (1)의 정의와 잘 맞음이 알려졌다. 그러나, 식 (3)은 균열성장 시작점까지는 유효하나, 균열이 안정하게 성장할 때에는 하중-변위곡선하의 면적이 과대 평가되어, J값이 과대 평가된다[7].

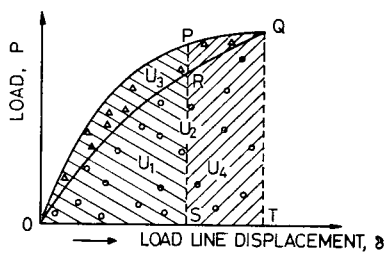


Fig. 1 Schematic load-displacement curve for fracture test

OPQ : Actual load-displacment curve (Initial crack length a_0 at $O-P$, final crack length a_1 at Q)
ORQ : Postulated load-displacement curve (Initial crack length a_1, no crack growth)
OPRSO : area U_1(\\\)
ORQTSO : area U_2(○)
OPQRO : area U_3(△)
SRPQTS : area U_4(///)

Garwood 등[16]은 3점 굽힘 시험편에서 J값이 과대평가되는 것을 수정하기 위해 균열성장이 진행되고 있

는 시험편의 하중-변위곡선 하의 면적 대신 가정된 하중-변위곡선 하의 면적을 J적분 평가식에 사용할 수 있음을 보였다. Fig. 1에서 하중-변위곡선 OPQ는 처음 균열길이 a_0인 시험편이 하중을 받음에 따라 p점에서 균열성장이 시작되어 균열길이 a_1까지 성장하여 Q점에 도달했음을 나타낸다. 현재 사용되는 단일 시험편 하중 제거 컴플라이언스 결정법에서는 대부분 OPQ 하의 면적(U_1+U_4)를 식 (2) 또는 (3)의 U로 사용하고 있다. 하중-변위곡선 ORQ는 처음 균열길이 a_1인 시험편이 균열성장이 없이 Q에 도달한 경우를 나타내며, J의 정의에 일치하기 위해서는 (U_1+U_4) 대신 ORQ 하의 면적 U_2를 식 (2) 또는 (3)의 U로 사용해야 한다.

따라서 Garwood 등은 $\Delta a(=a_1-a_0)$가 작은 미소 균열성장인 경우 J의 평가를 위한 식 (2)를 수정하여 다음과 같이 표시하였다:

$$J_1=J_0\frac{W-a_1}{W-a_0}+\frac{2U_4}{B(W-a_0)}. \quad (4)$$

여기서 J_0는 P점에서, J_1은 Q점에서의 J값을 각각 나타낸다. 식 (4)를 하중-변위 곡선상의 n번째 점에서의 J값으로 표시하면

$$J_n=J_{n-1}\frac{W-a_n}{W-a_{n-1}}+\frac{2U_{n,n-1}}{B(W-a_{n-1})} \quad (5)$$

와 같이 되는데, 여기서 J_{n-1}은 $(n-1)$번째 점에서의 J값을 나타내며 $U_{n,n-1}$은 $(n-1)$번째 점과 n번째 점 사이의 하중-변위 곡선하의 면적을 나타낸다. 또한 a_n, a_{n-1}은 각기 대응하는 균열길이를 표시한다. Garwood 등과 비슷한 방법을, 인장효과를 고려한 식 (3)에 적용하여 J_n을 다음과 같이 표시하였다(유도과정은 부록 참조):

$$J_n=J_{n-1}\frac{(W-a_{n-1})\dfrac{1+\alpha^2}{1+\alpha}-(a_n-a_{n-1})}{(W-a_n)\dfrac{1+\alpha^2}{1+\alpha}+(a_n-a_{n-1})}+\frac{2U_{n,n-1}}{B\{(W-a_n)\dfrac{1+\alpha^2}{1+\alpha}+(a_n-a_{n-1})\}}. \quad (6)$$

균열이 성장하는 경우에는 J적분 이론의 기본 가정이 위배되어 J의 적용여부가 논의되어 왔다. Hutchinson과 Paris[17]는 균열선단 부근의 아주 작은 영역 밖에서는 계속 비례하중이 작용하는 경우에 J적분 이론을 적용할 수 있음을 설명하고 이 경우를 "J지배 균열성장"이라고 불렀다. 그들이 주장한 J지배 균열 성장의 조건은 다음과 같다.

$$\frac{\sigma_0 b(\text{or } B)}{J}\gg 1, \quad (7\text{-a})$$

$$\Delta a\ll R, \quad (7\text{-b})$$

$$\omega\equiv\frac{b}{J}\frac{dJ}{da}\gg 1. \quad (7\text{-c})$$

(7)

여기서 R은 HRR응력 변형장이 적용되는 특성반경(characteristic radius)이고 ω는 $\frac{b}{J}\frac{dJ}{da}$로 표시되는 무차원 매개변수이다. 많은 실험에서 식(7-a)의 좌측의 최소값은 25-50으로 알려져 있으며, 식 (7-b)의 R값으로 Shih 등[21]은 A533B 강에 있어서 $R\simeq 0.06b$로 주장하고 있다. 적합한 R값 및 ω값을 알기 위해서는 많은 실험자료가 요구되고 있는 바, 본 실험의 결과를 식 (7)의 조건과 비교하는 것이 뒤에 토의되어 있다.

3. 실험방법 및 재료

3.1. 재료, 시험편의 준비 및 인장시험

실험에 사용된 재료는 합금강인 SCM4로서, 국내에서 생산된 단면이 정방형인 단괴이다. 이 재료의 화학성분은 Table 1과 같은 규격범위를 가진다[22].

Table 1 Chemical composition of SCM4

Component weight percent

C	S_i	M_n	P	S	C_r	M_0
.38~.43	.15~.35	.60~.85	<.03	<.03	.90~1.2	.15~.30

인장시험편은 균일 단면부 직경이 6mm인 L형과 T형의 소형인장 시험편이며 CT시험편은 파괴저항이 비교적 큰 LT형과 이보다 파괴저항이 작은 TL형이다. CT시험편의 두께는 25.4mm(1인치)이며, 세브론(chevron) 노치형으로 Fig. 2(a)와 같이 제작하였다. 각 시험편의 제작방향을 Fig. 2(b)에 표시하였다.

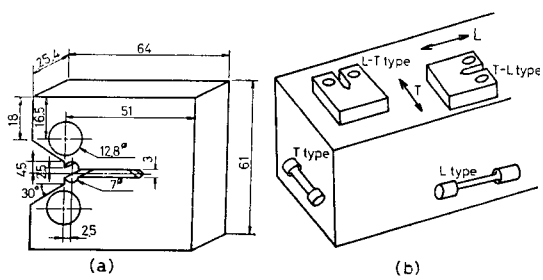


Fig. 2 (a) Dimensions of CTS (mm)
(b) Types of CTS and tensile specimens

시험편의 균일성을 위해서 가공된 시험편을 열처리하였으며, 그 과정은 다음과 같다. 850°C±5°C에서 1시간 유지 후 유냉하였으며 그 후 645°C±3°C에서 1

시간 15분 유지한 후 공냉하였다. 열처리 전후의 경도 측정결과를 Table 2에 표시하였다.

Table 2 Hardness measurement of SCM4

After machining (Rockwell A)	After quenching (Rockwell C)	After tempering (Rockwell C)
55.3±1.1	53.2±1.8	25.5±1.3

L형, T형 인장 시험편에 대해 각각 5~7개의 시험편을 상온에서 인장시험에 관한 규격[23]에 의한 방법으로 실험한 기계적 성질의 결과를 Table 3에서 보여주고 있다.

3.2. 실험장비

50톤 용량의 MTS유압식 피로 시험기를 사용하여 인장 및 파괴시험을 행하였다. CT시험편의 파괴시험시 변위측정은 크립게이지(clip gauge)를 사용하였다. 하중-변위 기록은 $X-Y$기록기(recorder)와 디지틀 기억형 오실로스코우프(digital storage oscilloscope)를 사용하였으며, 부분적 하중제거시 확대된 신호를 기록하기 위해 직류 오프셋(DC offset) 장치[24]를 만들어 $X-Y$기록기에 부착하여 사용하였다. 균열길이 측정은 광학 콤퍼레이터(optical comparator)를 사용하였다.

3.3. CT 시험편의 파괴시험

ASTM 규격[13]에서 권장하는 방법으로 반복 하중을 가하여, 균열이 세브론 노치를 지나 2~2.5mm 성장되도록 한 후 파괴시험을 하였다. 1장 서론에서 언급한 바처럼 $J-\Delta a$ 곡선을 구하려면 균열성장 시작점과 균열성장량에 대한 정보가 필요하다. 균열성장 시작점의 측정은 Clarke 등[8] 이후로 국내에서도 시도한 바 있으며[24,25] 본 논문에서는 ASTM에서 추천하는 방법[13]을 사용하였다. 균열성장량은 1장 서론에서 언급한 바처럼 단일 시험편 하중제거 컴플라이언스법에 의해서 측정하였는 바, 상세히 설명하면 다음과 같다.

피로균열이 형성된 CT시험편을 하중속도 0.2mm/min로 최대하중점 변위가 약 2~3mm될 때까지 인장하였다. 이 이상의 최대 하중점 변위는 크립게이지의 용량으로 인해 불가능하였다. 균열성장량을 알고자 하는 점에서 하중제거하여 그 기울기를 측정함으로써, 균열성장량을 계산한다. 하중제거선의 기울기로부터 균열길이를 산정하는 식은 Saxena와 Hudak[26]에 의해 다음과 같이 표현된다 :

$$\frac{a}{W}=1.0002-4.0632U_x+11.242U_x^2-106.04U_x^3+464.33U_x^4-650.68U_x^5 \quad (8)$$

여기서,

$$U_x=\frac{1}{\left\{\frac{BE\Delta\delta}{(1-\nu^2)\Delta P}\right\}^{1/2}+1}. \quad (9)$$

균열성장 시작점은,

$$J=2\sigma_0\Delta a \quad (10)$$

로 표시되는 둔화선과 $J-\Delta a$곡선의 교점을 ASTM 규격[13]에서와 같은 방법으로 구했으며 이 점에서의 J값을 J_Q값으로 하였다. 여기서 σ_0는 TL시험편의 경우 Table 3의 T형 시험편에서의 값을, LT시험편의 경우 Table 3의 L형 시험편에서의 값을 뜻한다. 한 시험편에 대해 15~20회의 하중제거를 하였으며, 하중제거는 하중제거점에서의 하중의 10% 이내에서 행한다. 하중제거선의 기울기 측정을 위해 하중제거시 하중과 변위신호를 $X-Y$기록기에 하중의 경우 20배, 변위의 경우 25배 확대하여 기록한 후, 이 하중제거선 상의 4~5개의 점으로부터 직선을 구하여, 이 기울기를 $\Delta P/\Delta\delta$로 하였다.

Table 3 Mechanical properties of SCM4 used in experiment (Tempered at 645°C $1\frac{1}{2}$ hours after oil quenching from 850°C)

Mechanical properties	T-type	L-type
0.2% Yield stress, σ_y	71.8Kgf/mm²	83.5Kgf/mm²
Tensile strength, σ_u	85.5Kgf/mm²	95.9Kgf/mm²
Flow Stress, $\sigma_0=1/2(\sigma_y+\sigma_u)$	78.6Kgf/mm²	89.7Kgf/mm²
Elongation	18.9%	21.2%
Reduction of area	44.8%	59.8%
Young's modulus	21,100Kgf/mm²	
Poisson's ratio	0.295	

실험이 완료된 시험편의 실제 균열성장량을 하중제거 컴플라이언스로부터 계산된 값과 비교해 보기 위해 시험편을 300°C~350°C에서 20분 동안 가열착색(heat-tinting)한 후 완전 파단시킨다. 대부분의 시험편에 균열 터널링(tunneling) 현상이 발생하므로, 균열성장량을 두께방향으로 9점에서 측정하여 평균치를 사용하였다.

4. 결과 및 고찰

TL형, LT형 각 경우에 대해 균열비, $a/W=0.61$,

0.66, 0.76인 시험편 각 2개씩, a/W=0.86인 시험편 1개씩을 실험하였다. 뒤에 토의되겠지만 a/W=0.86인 시험편은 유효한 J_{Ic} 값을 얻지 못하므로 시험편 1개씩만을 실험하였다.

Fig. 3은 CT시험편의 파괴시험으로부터 측정된 전형적인 하중-변위곡선으로서, TL형 a/W=0.61의 경우이다.

Table 4(a) 및 4(b)는 TL 및 LT형 CT시험편에 대해 각각 균열비(a/W), 초기 균열길이 a_i, 최종 균열길이 a_f, $\Delta a(=a_f-a_i)$, J_Q, 최대하중점 변위(maximum load line displacement) δ 및 J_{Ic}를 보인다. Table 4에서 시험편 LT61S1이라 함은 LT형 $a/W\simeq$0.61의 시험편 중 첫번째 시험편을 나타내고, LT61S2라 함은 같은 LT형 $a/W\simeq$0.61의 시험편 중 두번째 시험편을 나타낸다. 기타 시험편 표기는 비슷한 의미를 갖는다. $(a_i)_m$은 시험편에 도입한 피로균열을 콤퍼레이터로 측정한 초기 균열길이이고, $(a_i)_c$는 균열성장 시작점 이전에 선형적인 하중-변위 구간에서 부분적 하중제거에 의해 식 (8)을 이용하여 구한 초기 균열길이이다. $(a_f)_m$은 시험종료 후 가열착색에 의해 측정된 최종 균열길이이고 $(a_f)_c$는 시험 종료시에 식 (8)을 이용하여 구한 최종 균열길이다. $(\Delta a)_m=(a_f)_m-(a_i)_m$을 나타내며, $(\Delta a)_c=(a_f)_c-(a_i)_c$를 나타낸다. Table 4에서 보는 바처럼 초기 균열길이는 측정된 값과 식 (8)에 의한 값이 잘 일치하나, $(\Delta a)_m$과 $(\Delta a)_c$는 많은 차이를 보인다. 이 차이의 이유에 관해서는 많은 연구자들의 관심이 되고 있으며 아직도 많은 논쟁의 대상이 되고 있다. Clarke[12]는 이 차이의 이유가 균열의 터널링에 있기보다는 균열 선단부근의 소성역과 밀접한 관계가 있다고 주장하고 있다. 본 연구의 주목적이 이 이유를 밝히려는데 있지 않았으나, Table 4(a)의 TL형이 Table 4(b)의 LT형보다 균열 터널링이 심한 반면, 측정된 Δa와 계산된 Δa와의 차이가 LT형보다 더 작은 것으

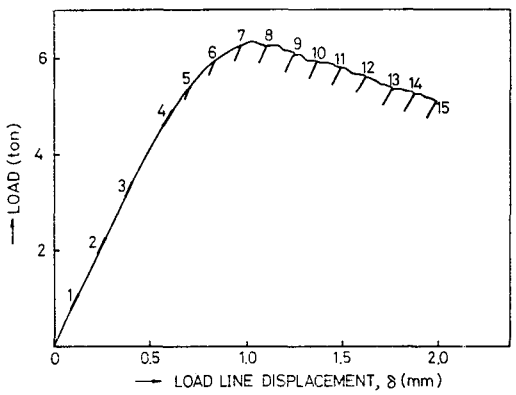


Fig. 3 Load-displacement curve for a TL type CTS with a/W=0.61. Each number on the line represents the point at which unloading is performed. In this figure, ripples on the curve due to noise are within the thickness of the curve

Table 4(a) Results of TL type CTS tests

a_i : Initial crack length (mm)
a_f : Final crack length (mm)
Δa : a_f-a_i (mm)
J_Q : The value as determined by ASTM Standard[13] (Kgf/mm)
J_{Ic} : Critical value of J (Kgf/mm)
max δ : Maximum load line displacement (mm)
Subscript m means the quantity is the measured value, while c means the quantity is the value computed from compliance measurement

Specimen	a/W	a_i		a_f		$\Delta a(=a_f-a_i)$		J_Q	max δ
		$(a_i)_m$	$(a_i)_c$	$(a_f)_m$	$(a_f)_c$	$(\Delta a)_m$	$(\Delta a)_c$		
TL61S1	0.608	31.03	31.35	34.69	34.59	3.66	3.24	16.73	1.99
TL61S2	0.611	31.19	31.34	34.42	34.37	3.23	3.03	17.28	2.04
TL66S1	0.659	33.64	33.96	36.48	36.21	2.84	2.25	16.84	1.99
TL66S2	0.665	33.95	34.08	37.19	36.70	3.24	2.62	16.15	1.99
TL76S1	0.758	38.64	38.86	41.90	41.75	3.26	2.89	14.17	2.99
TL76S2	0.761	38.82	39.04	40.21	40.36	1.39	1.32	15.14	2.16
TL86S1	0.861	43.92	43.83	44.42	44.28	0.50	0.45	11.43	2.12

J_{Ic} [Mean of valid values of J_Q] : 16.05

Table 4(b) Results of LT type CTS tests

a_i : Initial crack length (mm)
a_f : Final crack length (mm)
Δa : $a_f - a_i$ (mm)
J_Q : The value as determined by ASTM Standard[13] (Kgf/mm)
J_{IC} : Critical value of J (Kgf/mm)
max δ : Maximum load line displacement (mm)
Subscript m means the quantity is the measured value, while c means the quantity is the value computed from compliance measurement

Specimen	a/W	a_i		a_f		$\Delta a(=a_f-a_i)$		J_Q	max δ
		$(a_i)_m$	$(a_i)_c$	$(a_f)_m$	$(a_f)_c$	$(\Delta a)_m$	$(\Delta a)_c$		
LT61S1	0.606	30.90	30.97	31.76	31.69	0.86	0.72	30.24	2.23
LT61S2	0.609	31.08	31.09	32.03	31.68	0.95	0.59	31.87	1.93
LT66S1	0.656	33.44	33.37	34.07	33.80	0.63	0.43	31.23	2.04
LT66S2	0.660	33.64	33.61	34.25	33.88	0.61	0.27	33.30	1.99
LT76S1	0.758	38.68	38.68	39.28	39.18	0.60	0.50	33.69	2.95
LT76S2	0.759	38.69	38.68	39.37	39.19	0.68	0.51	33.79	2.94
LT86S1	0.855	43.60	43.57	43.83	43.66	0.23	0.09	26.20	2.93

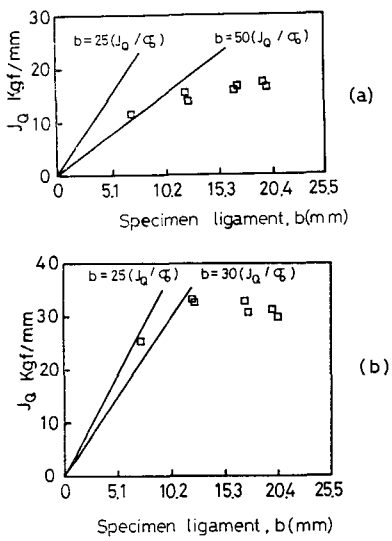
J_{IC} [Mean of valid values J_Q] : 32.35

로 보아 Clarke의 주장이 어긋나지 않음을 관찰하였다[27]. 그러나 이는 앞으로 좀더 연구할 필요성이 있다고 생각된다. J_Q값은 3장 3절에서 토의된 바처럼 ASTM 규격[13]에 따라 구한 값이다. TL형, LT형 모두에서 $a/W=0.86$의 경우를 제외한 J_Q값은 서로 비슷한 값을 보인다. TL형, LT형 모두에서 다른 시험편의 J_Q값과 큰 차이를 보이는 $a/W=0.86$인 경우의 J_Q값을 제외한 나머지 6개의 J_Q값을 평균하여 이를 J_{IC}라 하였다.

식 (7-a)의 좌변에서 J를 J_Q로 대치한 후 다음과 같이 쓰기로 하자

$$\beta=\frac{\sigma_0 b(\text{or } B)}{J_Q}. \tag{11}$$

유효한 J_{IC}를 얻기 위한 최소의 β값은 25−50으로 알려져 있다. 본 실험에 사용된 재료에 대하여 J_{IC}를 구하기 위한 β의 최소값을 Fig. 4에서 구하여 본다. Fig. 4(a) 및 4(b)의 □표는 각각 TL형 및 LT형 CT 시험편에 대해 측정된 J_Q값(Table 4에 있는 값임)과 리거먼트(ligament), b와의 관계를 표시한 것이다. Fig. 4(a)의 두 직선은 β를 25 및 50으로 할 때 식 (11)의 J_Q-b관계를 나타낸 것이고, Fig. 4(b)의 두 직선은 β를 25 및 30으로 할 때 식 (11)의 J_Q-b 관계를 나타낸 것이다. 다른 J_Q값들과 큰 차이를 보이는 $a/W=0.86$인 경우의 J_Q값을 J_{IC}계산에서 제외시키기 위해서는 β의 최소값은 TL의 경우 $\beta=50$, LT의 경우 $\beta=30$임을 알 수 있다. 이로부터 보통 알려져 있는 $\beta=25\sim50$에서 $\beta=25$는 과소평가된 값임을 알 수 있다. 또한 본 실험의 CT 시험편의 경우 모든 시험편이 $B=25.4$mm로서 식 (11)을 사용하여 계산된 β값은 TL형에 대해 $\beta=124$, LT형에 대해 70으로서, 이는 $\beta>50$이므로, 유효한 J_{IC}를 얻기 위한 충분한 두



(a) for the TL type specimens;
(b) for the LT type specimens.

Fig. 4 J_Q vs. specimen ligament, b :

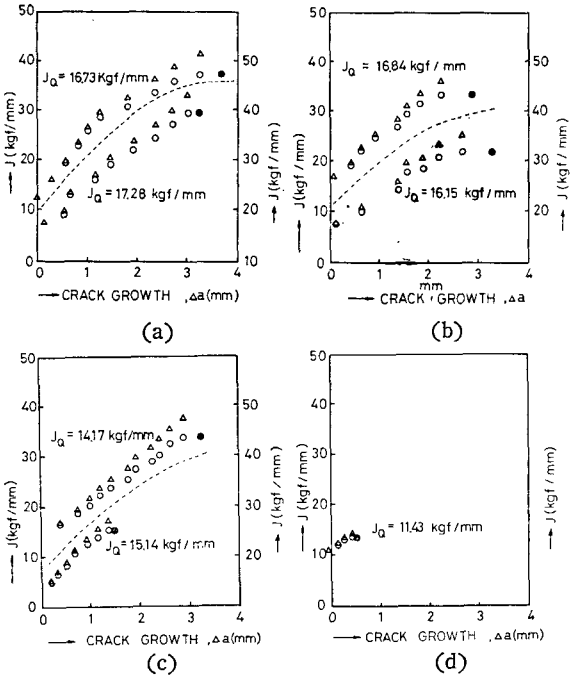


Fig. 5(a) $J-\Delta a$ curves for specimens, TL type with $a/W=0.61$. Results for specimen #1 (TL61S1) are shown in the upper region where the left ordinate is used, while the results for specimen #2(TL 61S2) are shown in the lower region where the right ordinate having different origin is used. The upper and lower regions are separated by the broken lines. The symbol △ represents the results from eq. (3), while the symbol ○ from eq. (6). The symbol ● shows the crack length as measured from heat tinting at the last stage of experiment.

(b) $J-\Delta a$ curve for specimens, TL type with $a/W=0.66$. Other notations are identical to those in Fig. 5(a).

(c) $J-\Delta a$ curve for specimens, TL type with $a/W=0.76$. Other notations are identical to those in Fig. 5(a).

(d) $J-\Delta a$ curve for specimen, TL type with $a/W=0.86$. Only one specimen is tested in this case. Other notations are identical those in Fig. 5(a).

게, B였음을 확인하였다.

Fig. 5(a)는 TL형 시험편 $a/W=0.61$에 대한 시험편 2개의 $J-\Delta a$ 저항곡선을 동시에 그린 것이다. 각 시험편의 $J-\Delta a$를 구분하기 위하여 파선을 그려 넣었

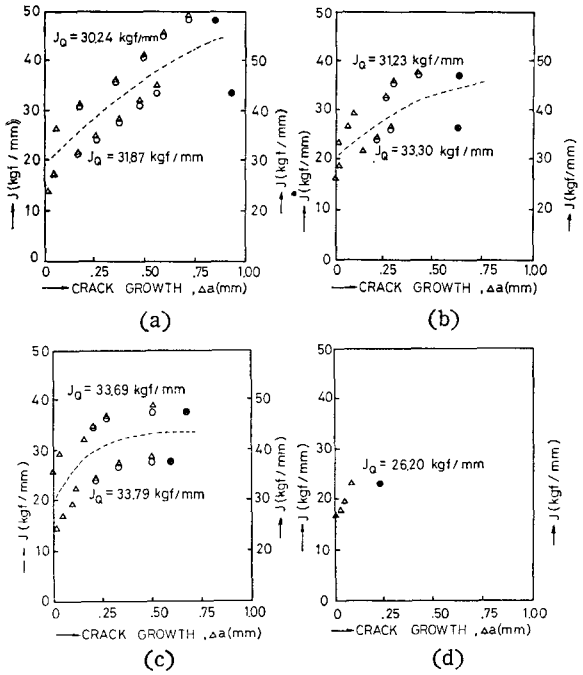


Fig. 6(a) $J-\Delta a$ curve for specimens, LT type with $a/W=0.61$. Other notations are identical to those in Fig. 5(a).

(b) $J-\Delta a$ curve for specimens, LT type with $a/W=0.66$. Other notations are identical to those in Fig. 5(a).

(c) $J-\Delta a$ curve for specimens, LT type with $a/W=0.76$. Other notations are identical to those in Fig. 5(a).

(d) $J-\Delta a$ curve for specimen, LT type with $a/W=0.86$. Only one specimen is tested in this case. Other notations are identical to those in Fig. 5(a).

다. 파선 위의 곡선은 TL61S1시험편에 대한 $J-\Delta a$ 곡선으로 J값을 왼쪽 수직축에 나타내었고, 파선 아래 곡선은 TL61S2 시험편에 대한 것으로 J값을 오른쪽 수직축에 나타내었다. 같은 방법으로 Fig. 5(b)는 TL형 시험편 $a/W=0.66$, 5(c)는 $a/W=0.76$, 5(d)는 $a/W=0.86$에 대한 $J-\Delta a$ 곡선을 나타낸다. Fig. 6(a), (b), (c) 및 (d)는 각각 LT형 $a/W=0.61, 0.66, 0.76, 0.86$인 경우의 결과이다. Fig. (5) 및 (6) 모두에서 △표는 J적분 평가에서 식 (3)을 사용한 결과이고, ○표는 식 (6)을 사용하여 균열성장에 따른 J적분의 과대평가를 수정한 결과이다. 실험 종료 후, 가열착색에 의한 최종 균열길이는 ●표로 나타내었다. 각 그림 모두에서 균열이 성장함에 따라, 본 논문에서 유도한 식 (6)에 의한 J값(○표)과 균열성장을 고려하지 않은 식

(3)에 의한 J값(△표)의 차이가 커짐을 알 수 있다. 그림에서 J_Q는 3장 3절에서 토의된 바처럼 ASTM 규격[13]에 의하여 구한 값이다. Fig. (5) 및 (6)에 보듯이 β의 규정이 만족되지 않는 $a/W=0.86$ 경우를 제외한 시험편들의 $J-\Delta a$ 곡선은 TL 및 LT 시험편 각각에서, a/W에 무관하게 거의 동일한 모양을 하고 있음을 알 수 있다.

J지배 균열성장의 조건 (식(7))을 본 실험결과와 비교하기 위해서 Table 5(a) 및 Table 5(b)에 TL 및 LT 시험편 각각에 대한 $\frac{\sigma_0 b}{J_{IC}}$, $\frac{\sigma_0 B}{J_{IC}}$, $(\Delta a)_m$, $0.06b$ 및 $\omega=\frac{b}{J_{IC}}\frac{dJ}{da}$를 표시하였다. 물론 $\frac{dJ}{da}$는 아직까지 $J-\Delta a$ 곡선이 직선임이 밝혀지지 않는 이상[21] 각 Δa점에서 다르나, ASTM 규격[13]의 J_{IC}를 구하는 방법에서 채택하고 있는, 선형 피팅(fitting)에 의해서 구하였다.

Table 5 Results of parameters related to J-controlled crack growth (see Eq. 7)

(a) TL Type, $J_{IC}=16.05$ Kgf/mm.

Specimen	$\frac{\sigma_0 b}{J_{IC}}$	$\frac{\sigma_0 B}{J_{IC}}$	$(\Delta a)_m$	$0.06b$	$\omega\equiv\frac{b}{J_{IC}}\frac{dJ}{da}$
TL61S1	97.8	124.4	3.66	1.198	11.10
TL61S2	96.3	124.4	3.23	1.189	11.10
TL66S1	85.1	124.4	2.84	1.042	10.42
TL66S2	83.5	124.4	3.24	1.023	8.70
TL76S1	60.6	124.4	3.26	0.742	6.41
TL76S2	59.7	124.4	1.39	0.731	7.97
TL86S1	34.7	124.4	0.50	0.425	3.94

(b) LT Type $J_{IC}=32.35$ Kgf/mm.

Specimen	$\frac{\sigma_0 b}{J_{IC}}$	$\frac{\sigma_0 B}{J_{IC}}$	$(\Delta a)_m$	$0.06b$	$\omega\equiv\frac{b}{J_{IC}}\frac{dJ}{da}$
LT61S1	55.7	70.42	0.86	1.206	21.63
LT61S2	55.2	70.42	0.95	1.195	18.40
LT66S1	48.7	70.42	0.63	1.054	14.40
LT66S2	48.1	70.42	0.61	1.042	18.04
LT76S1	34.2	70.42	0.60	0.739	10.01
LT76S2	34.1	70.42	0.68	0.739	14.40
LT86S1	20.5	70.42	0.23	0.445	8.67

또한 식 (7-c)의 $\omega=\frac{b}{J}\frac{dJ}{da}$에서 J값이 Δa의 함수임을 생각할 때 ω값이 한 시험편에서 계속적으로 변하므로, 여기서는 J값 대신 J_{IC}를 사용하여 $\omega=\frac{b}{J_{IC}}\frac{dJ}{da}$로 계산하였다. 따라서 이후의 토의에서의 ω는 약간 과대 평가되어 있음을 주지해야 한다. 식 (7-a)의 조건에 대해서는 Fig. 4(a), (b) 설명시에 이미 토의된 바 있다. 식 (7-b)의 조건으로 Shih 등[21]이 제시한 $R\simeq 0.06b$는 본 실험재료에 대해서는 너무 제한적인 듯이 보인다. Table 5(b)의 LT 형 시험편에서는 $(\Delta a)_m$이 $0.06b$ 이하이므로 R값을 추측하기 어려우나 Table 5(a)의 TL형 시험편의 경우 $(\Delta a)_m$이 $0.06b$보다 현저히 큰 경우에도 $J-\Delta a$ 곡선에서 a/W에 따른 뚜렷한 변화를 보이지 않았다(Fig. 5(a)(b)(c) 참조). 이는 Carlsson 등[28]과 Druce[29]가 $R\simeq 0.15b$까지 J지배균열성장이 성립함을 보여준 결과와 같은 경향임을 알 수 있다. 또한 식 (7-a) 조건을 만족하는 시험편중 ω의 최소값은 $\omega=6.41$이었고, 대부분의 경우 $\omega>10$이었다. Paris 등도 강(steel)인 경우 여러 실험결과로부터 $\omega=0.1\sim100$의 범위 안에 있음을 주장한 바 있는데, 본 실험에 사용된 시험편의 경우 $\omega>10$이면 J지배균열성장이 발생할 수 있는 듯하다.

5. 결 론

균열성장을 고려한 Garwood의 제안을 수정하여 유도된 J평가식을 사용하여 합금강 SCM4의 CT 시험편에 대한 타당성있는 $J-\Delta a$ 곡선을 얻었다. 또한 본 실험결과 SCM4에 대해 유효한 $J-\Delta a$ 곡선을 얻기 위해서는 다음과 같은 조건이 필요함을 알았다.

i) $B, b>50\frac{J_{IC}}{\sigma_0}$,

ii) $\omega\equiv\frac{b}{J_{IC}}\frac{dJ}{da}>10$,

iii) $\Delta a<R$(R은 $0.06b$보다 큰 값임). 하중 제거선의 기울기에 의한 균열측정방법은, 균열의 실제 길이보다 과소 평가하게 되며, 이는 균열 터널링의 영향은 아니라는 Clarke의 주장이 타당한 것 같다.

——부 록——

식 (6)의 유도과정은 다음과 같다.

식 (3)으로부터 하중-변위곡선 밑의 면적은

$$U=\frac{BbJ}{2}\frac{1+\alpha^2}{1+\alpha} \qquad \text{(i)}$$

으로 표시된다. Fig. 1에서 $U_1+U_4=U_2+U_3$이며 U_1, U_2를 식 (i)과 같이 표시하여 다음 결과를 얻는다

$$\frac{J_0\cdot B\cdot(W-a_0)}{2}\frac{1+\alpha^2}{1+\alpha}+U_4 = \frac{J_1\cdot B\cdot(W-a_1)}{2}\frac{1+\alpha^2}{1+\alpha}+U_3. \qquad \text{(ii)}$$

이때 J_0는 P점에서의 J값, J_1은 Q점에서의 J값을 의미한다. 미소 균열 성장인 경우 식 (1)로부터 다음과 같이 U_3를 표현할 수 있다

$$U_3=\frac{J_0+J_1}{2}\cdot B\cdot(a_1-a_0). \qquad \text{(iii)}$$

식 (iii)을 식 (ii)에 대입하여 정리하면

$$J_1=\frac{(W-a_0)\frac{1+\alpha^2}{1+\alpha}-(a_1-a_0)}{(W-a_1)\frac{1+\alpha^2}{1+\alpha}+(a_1-a_0)}J_0 \qquad \text{(iv)}$$

$$+\frac{2U_4}{B\{(W-a_1)\frac{1+\alpha^2}{1+\alpha}+(a_1-a_0)\}}$$

로 표시되며, 식 (iv)를 일반화하여 식 (6)을 구했다.

참 고 문 헌

(1) J.R. Rice and G.F. Rosengren, Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, **16**, pp. 1-12, 1968.

(2) J.W. Hutchinson, Singular Behavior at the End of Tensile Crack in a Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, **16**, pp. 13-31, 1968.

(3) J.W. Hutchinson, Plastic Stress and Strain Fields at a Crack Tip, J. Mech. Phys. Solids, **16**, pp. 337-347, 1968.

(4) J.R. Rice and G.F. Rosengren, Plane Strain Deformation Near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material, J. Mech. Phys. Solids, **16**, pp. 1-12, 1968.

(5) J.A. Begley and J.D. Landes, The *J*-integral as a Fracture Criterion, in *Fracture Toughness*, ASTM STP 514, pp. 1-20, 1972.

(6) J.D. Landes and J.A. Begley, The Effect of Specimen Geometry on J_{IC}, in *Fracture Toughness*, ASTM STP 514, pp. 24-39, 1972.

(7) J.D. Landes and J.A. Begley, Test Results from *J*-integral Studies: An Attempt to Establish a J_{IC} Testing Procedure, in *Fracture Analysis*, ASTM STP 560, pp. 170-186, 1974.

(8) G.A. Clarke, W.R. Andrews, P.C. Paris, and D.W. Schmidt, Single Specimen Test for J_{IC} Determination, in *Mechanics of Crack Growth*, ASTM STP 590, pp. 27-42, 1976.

(9) J.P. Hickerson, Jr., Comparison of Compliance and Estimation Procedures for Calculating *J*-integral Values, in *Flaw Growth and Fracture*, ASTM STP 631, pp. 62-71, 1977.

(10) J.D. Landes and J.A. Begley, Recent Developments in J_{IC} Testing in *Developments in Fracture Mechanics Test Method Standardization*, ASTM STP 632, pp. 57-81, 1977.

(11) J.A. Joyce, and Gudas, Computer Interactive J_{IC} Testing of Navy Alloys, in *Elastic-Plastic Fracture*, ASTM STP 668, pp. 451-468, 1979.

(12) G.A. Clarke, Single-Specimen Tests for J_{IC} Determination-Revisited, in *Fracture Mechanics:* Thirteen Conference, ASTM STP 743, pp. 553-575, 1981.

(13) Standard Test for J_{IC}, A Measure of Fracture Toughness, in *Annual Book of ASTM Standards*, part 10, E813-81, pp. 810-828, 1981.

(14) P.C. Paris, H. Tada, A. Zahoor, and H. Ernst, The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth, in *Elastic-Plastic Fracture*, ASTM STP 668, pp. 5-36, 1979.

(15) J. D. Landes, H. Walker, and G. A. Clarke, Evaluation of Estimation Procedures Used in *J*-integral Testing, in *Elastic Plastic Fracture*, ASTM STP 668, pp. 266-287, 1979.

(16) S.J. Garwood, J.N. Robinson, and C.E. Turner, The Measurement of Crack Growth Resistance Curves (*R*-Curves) Using the *J*-integral, Int. J. Frac., **11**, pp. 528-530, 1979.

(17) J.W. Hutchinson, and P.C. Paris, Stability Analysis of *J*-Controlled Crack Growth, in *Elastic-Plastic Fracture*. ASTM STP 668, pp. 37-64, 1979.

(18) J.R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and Cracks, J. Appl. Mech., **35**, pp. 379-386, 1968.

(19) J.R. Rice, Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture, in *Fracture II*, ed. by H. Liebowitz, pp. 191-311, Academic press, 1968.

(20) J.R. Rice, P.C. Paris, and J.G. Merkle, Some Further Results of *J*-integral Analysis and Estimates, in *Flaw Growth and Fracture Toughness*

Testing, ASTM STP 536, pp. 231-245, 1973.

(21) C.F. Shih, H.G. delorenzi and W.R. Andrews, Studies on Crack Initiation and Stable Crack Growth, in *Elastic Plastic Fracture*, ASTM STP 668, pp. 65-120, 1979.

(22) 특수강, 한국종합특수강주식회사, pp. 71-76, 1979.

(23) Standard Method of Tensile Testing of Metalic Materials, in *Annual Book of ASTM Standards*, E8-79a, pp. 580-601, 1980.

(24) 최성렬, AISI 4140 강의 파괴인성치 측정, 석사학위논문, 한국과학기술원, 1982.

(25) 최중남, Unloading Compliance 법에 의한 S45C (JIS) 중탄소강의 파괴인성치 측정, 석사학위논문, 한국과학기술원, 1981.

(26) A. Saxena and S.J. Hudak, Jr., Review and Extension of Compliance Information for Common Crack Growth Specimen, Int. J. Frac., **14**, pp. 453-468, 1978.

(27) 윤기봉, 크랙성장을 고려한 J-저항곡선의 결정, 석사학위논문, 한국과학기술원, 1983.

(28) J. Carlsson, S. Kaiser, K. Markström, C. Wüthrich, and H. Öberg, Experimental Studies of Stable Crack Growth, in *Advances in Fracture Research*, Proceedings, ICF 5, ed. by D. Francois, pp. 863-869, Pergamon Press, 1982.

(29) S.G. Druce, Effect of Specimen Geometry on the Characterization of Ductile Crack Extension in C-Mn Steel, in Advances in *Fracture Research*, Preceedings, ICF 5, ed. by D. Francois, pp. 843-854, Pergamon Press, 1982.