

<論 文>

컴팩트 인장 시편을 이용한 연성 재료의 불안정 균열 성장에 관한 연구

이 흥 서* · 김 희 송**

(1989년 6월 16일 접수)

Crack Growth Instability for Ductile Material Using the Compact Tension Specimen

Hong Seo Lee and Hei Song Kim

Key Words : CTOD-Resistance Curve(균열 선단 열림 변위-저항 곡선), Tearing Modulus(찢어짐 계수), Material Tearing Modulus(재료의 찢어짐 계수), Applied Tearing Modulus(부하 찢어짐 계수), Plastic Rotation Factor(소성 회전 중심 계수), Stable Crack Growth(안정균열성장), Unstable Crack Growth(불안정 균열 성장), Limited Crack Growth(한계 균열 성장)

Abstract

Applicability of T_s proposed by Shih et al as an instability parameter for ductile material is investigated, Both general fracture test and instability fracture test are performed using compact tension specimens of structural alloy steel(SCM4), The values of $(T_s)_{app}$ (applied tearing modulus) estimated from the real load vs. crack growth curve measured from experiments are compared with those estimated from the limit load vs. crack growth curve. The results are : (1) the T_s parameter may be used as a crack instability parameter : (2) the use of $(T_s)_{app}$ estimated from the load-crack growth curve, proposed in this study is reasonably justified.

기 호 설 명

a : 균열 길이(mm)	E : 탄성 계수(MPa)
Δa : 균열 진전량(mm)	ν : 프와송비
B : 시편의 두께(mm)	J : J -적분(kgf/mm)
W : 시편의 폭(mm)	P : 하중(kgf)
CTOD : 균열 선단 열림 변위(mm)	PL : 한계 하중(kgf)
δ : 균열 선단 열림 변위(mm)	σ_0 : 유동 응력(kgf/mm)
Δ_{tot} : 하중선 전체 변위(mm)	r : 균열비($r = a/W$)
Δ_{e1} : 하중선 탄성 변위(mm)	r_p : 소성 회전 중심 계수
Δ_{p1} : 하중선 소성 변위(mm)	T_j : J 를 기준으로 한 찢어짐 계수
	T_s : CTOD를 기본으로 한 찢어짐 계수
	$(T_s)_{mat}$: CTOD를 기본으로 한 재료의 찢어짐 계수
	$(T_s)_{app}$: CTOD를 기본으로 한 부하 찢어짐 계수

* 정희원, 충주공업전문대학 열냉동과

** 정희원, 단국대학교 공과대학 기계공학과

1. 서 론

탄소성 거동을 하는 구조물에서 균열 거동을 기술하기 위한 파괴 매개 변수로 J -적분(J -integral)^(1,2)과 균열 선단 열림 변위(crack-tip opening displacement 이하 CTOD 또는 δ 로 칭함)가 제안되었다⁽³⁻⁵⁾. 이러한 매개 변수들은 연성 물질에서 균열 발생은 잘 나타낼수 있으나 균열이 안정하게 성장할 것인가 또는 불안정하게 성장할 것인가에 대해서는 잘 기술할수 없으므로 균열 불안정 성장을 평가하기 위하여 J 적분에 근거한 T_j ⁽⁶⁾와 CTOD에 근거한 T_δ ⁽⁷⁾가 제안되어 있다.

Paris⁽⁶⁾는 J 에 근거한 T_j 를 다음과 같이 정의하였다.

$$T_j = \frac{E}{\sigma_o^2} \frac{dJ}{da} \quad (1)$$

여기서 E 는 탄성 계수, σ_o 는 유동 응력, a 는 균열 길이, J 는 J -적분값이다. Paris는 재료의 물질 상수로 가정하는 찢어짐 계수, $(T_j)_{mat}$ 이 부하조건에 의해서 결정되는 찢어짐 계수, $(T_j)_{app}$ 보다 작을 때 균열 불안정 성장이 일어난다고 하였다. 그 후 많은 연구가들^(6,7)에 의하여 효과적인 매개 변수로서의 T_j 의 타당성이 연구되었다. 그러나 T_j 는 J -지배 범위가 좁고 균열 진전에 따라 J -저항 곡선(J -resistance curve)의 기울기가 변화한다는 점등이 지적되고 있어 진정한 의미의 재료 상수로 보는데는 의문이 제기되고 있다. 이러한 단점을 보완하기 위하여 Shin⁽⁷⁾등은 CTOD에 근거한 찢어짐 계수 T_δ 를 다음과 같이 정의하였다.

$$T_\delta = \frac{E}{\sigma_o} \frac{d\delta}{da} \quad (2)$$

Shin 등은 CTOD-저항 곡선(CTOD-resistance curve)에서 얻은 찢어짐 계수 $(T_\delta)_{mat}$ 가 부하 조건에 의해서 결정되는 찢어짐 계수인 $(T_\delta)_{app}$ 보다 작을 때 불안정 균열 성장이 일어난다고 하였다.

본 연구에서는 Shih등이 제안한 찢어짐 계수인 T_δ 의 불안정 파괴 매개 변수로서의 적용 가능성을 컴팩트 인장 시편(compact tension specimen 이하 CTS로 칭함)을 사용하여 검토한다. 이를 위하여 시험기에 스프링을 부착하여 시편에 불안정 상태를 부가하는 불안정 파괴 실험을 수행한다. 재료의 불안정성을 판정하는 찢어짐 계수를 구하기 위해서는 CTOD-저항 곡선을 결정해야 한다. CTOD는 하중

선 변위를 측정하여 CTOD-하중선 변위 관계식으로 평가한다. 또한 지금까지는 재료의 부하 조건에 의하여 결정되는 부하 찢어짐 계수를 구할 때 재료를 처음 부터 완전 소성체로 가정하여 한계 하중(limit load)을 사용하였다^(4,6). 그러나 재료는 탄소성 거동을 하므로 완전 소성 조건 하에서 유도된 한계 하중을 사용하면 $(T_\delta)_{app}$ 를 정확하게 평가할수 없다. 따라서 본 연구에서는 한계 하중 대신에 실제 실험에서 측정된 하중을 사용하여 $(T_\delta)_{app}$ 를 평가한다.

2. 이론적 배경

2.1 CTOD-저항 곡선

본 연구에서 CTOD는 진행 균열 선단에서의 가장적인 균열 열림변위로 정의한다. 정의에 따라 소성 힌지법(plastic hinge method)^(2,3,8)에 근거한 다음식^(11,12)을 이용하여 CTOD를 구한다.

$$\delta = \frac{r_p(w-a)}{r_p(w-a)+a} V_p \quad (3)$$

여기서 r_p 는 소성 회전 중심 계수(plastic rotation factor)이고 V_p 는 시편의 하중선 변위이다. 그리고 W 는 시편의 폭이다. CTOD-저항곡선을 구하기 위한 균열 진전량은 단일 시편 해중 콤플라이언스법(single specimen unloading compliance method)을 사용한다. 이 방법에 의해 구한 CTOD-저항 곡선은 재료의 파괴 인성치(fracture toughness value)인 δ_{1c} 와 재료의 찢어짐 계수(material tearing modulus인 $(T_\delta)_{mat}$ 을 구하는데 사용한다.

2.2 회전 중심 계수

식 (3)에 의해 CTOD를 구하기 위해서는 먼저 회전 중심 계수 r_p 를 구해야 한다. CTS는 굽힘 하중과 동시에 인장 하중을 받고 있기 때문에 회전 중심 계수에 대한 이론적인 평가가 어렵다⁽¹²⁾.

본 연구에서는 회전 중심 계수를 실험에서 결정하여 사용하며 이를 위하여 2개의 클립 온 게이지법(clip on gage method)를 사용한다. 회전 중심 계수는 클립 온 게이지의 변위를 측정하여 다음 식으로 구한다.

$$r_p = \frac{v_2 a - v_1 (a - c)}{(v_1 - v_2) (W - a)} \quad (4)$$

여기서 v_1 은 하중선의 클립 온 게이지의 변위이고

v_2 는 하중선에서 c 만큼 떨어진 곳에서의 클립 온 계이지의 변위이다.

2.3 불안정 균열 성장 예측

균열을 갖는 시편이 스프링과 직렬로 연결되어 힘을 받고 있을 때 Fig. 1과 같이 이상화할수 있다. 여기서 Δ_{ei} 과 Δ_{pi} 는 각각 시편의 하중선의 탄성 및 소성 변위이고 Δ_m 은 스프링의 변위이다. 변위 제어하에서 불안정 균열 성장은 전체 변위의 증가없이 하중이 감소하는 상태를 의미한다 다시 말하여 전체 변위의 증분이 0 또는 음수가 되는 것을 의미하며 다음과 같이 쓸수 있다.

$$d(\Delta_{tot}) \geq 0 \tag{5}$$

Δ_{tot} 는 다음의 성분으로 구성된다.

$$\Delta_{tot} = \Delta_{ei} + \Delta_{pi} + \Delta_m \tag{6}$$

식(6)에서 Δ_{ei} , Δ_{pi} , Δ_m 은 Fig. 1의 설명과 같다.

Δ_{ei} 은 Saxena와 Hudak⁽¹³⁾으로부터 다음과 같이 쓸수 있다.

$$\Delta_{ei} = \frac{P}{BE} + f(r) \tag{7a}$$

$$f(r) = \left(\frac{1+r}{1-r}\right)^2 [2.16299 + 12.219r - 20.065r^2 - 0.0025r^3 + 20.609r^4 - 9.9314r^5] \tag{7b}$$

여기서 P 는 하중, B 는 시편의 두께, r 은 균열 비 (crack ratio, $r = a/W$)이다.

시편의 소성변위는 식 (3)으로부터 다음과 같다.

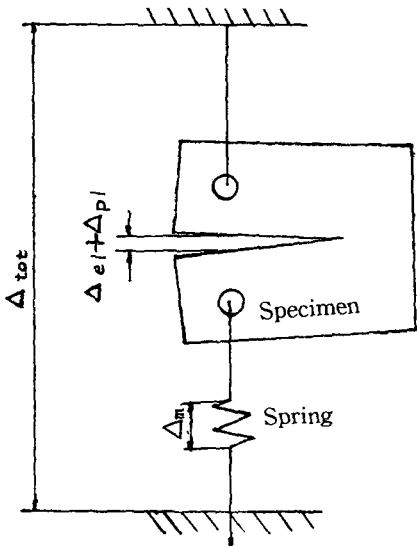


Fig. 1 Schematic diagram of loading system

$$\Delta_{pi} = m(r) \delta \tag{8a}$$

$$m(r) = \frac{r_p(1-r) + r}{r_p(1-r)} \tag{8b}$$

스프링의 범위는 다음과 같다.

$$\Delta_m = \frac{P}{K_m} \tag{9}$$

여기서 K_m 은 스프링 상수 (spring constant)이다. 식 (2)를 균열 비 r 를 이용하여 다시 쓰면 다음과 같다.

$$(T_s)_{app} = \frac{E'}{\sigma_o W} \frac{d\delta}{dr} \tag{10}$$

여기서

$E' = E$: 평면 응력

$E' = \frac{E}{1-\nu^2}$: 평면 변형률이고 ν 는 프와송 비이다.

식 (7a), (8a), (9)를 식 (5)에 넣어 정리한 후 식 (10)으로부터 $(T_s)_{app}$ 는 다음과 같다.

$$(T_s)_{app} = s(r) \left\{ \alpha \left[\frac{df(r)}{dr} p + f(r) \frac{dp}{dr} \right] + \frac{dm(r)}{dr} \delta + \frac{1}{K_m} \frac{dp}{dr} \right\} \tag{11a}$$

식 (11a)에서 α , $s(r)$, $\frac{df(r)}{dr}$, $\frac{dm(r)}{dr}$ 은 다음과 같다.

$$\alpha = \frac{P}{BE} \tag{11b}$$

$$s(r) = -\frac{E'}{\sigma_o W m(r)} \tag{11c}$$

$$\begin{aligned} \frac{df(r)}{dr} = & \frac{4(1+r)}{1-r} \left\{ 2.16299 + 12.219r - 20.065r^2 - 0.9925r^3 + 20.609r^4 - 9.9314r^5 \right\} \\ & + \left(\frac{1+r}{1-r} \right)^2 \left\{ 12.219 - 40.13r - 2.9725r^2 + 82.43r^3 - 49.657r^4 \right\} \end{aligned} \tag{11d}$$

$$\frac{dm(r)}{dr} = \frac{1}{r_p(1-r)^2} \tag{11e}$$

3. 실험 장치 및 실험 방법

3.1 시편

본연구에 사용한 재료는 기계 구조용 합금강인 SCM4이며 그 화학 성분과 기계적 성질을 각각 Table 1과 Table 2에 표시하였다. 시편은 Fig. 2와 같으며 노치의 형상은 쉼브론 (chevron)형이다. 시편의 두께는 1T (25.4mm)이고 균열 비 $r = a/W$ 는

터(T_{δ})_{app}를 구하는데 있다.

일반적인 파괴 실험은 한 개의 시편으로 하중-변위 곡선을 결정하며 프로그램상에 0.5mm마다 해중을 하게 하였다. 해중(unloading)은 해중시 하중의 15%만큼 하였다. 하중과 하중선 변위, 하중과 다른 클립 게이지 부착점의 변위를 하나의 X-Y-Y 레코더에 기록시켰다. 실험은 각 균열비에 대해 3개 씩 모두 12개를 실험하였고 실험 후 파괴 시편은 300°C 부근에서 열 착색(heat tinting)하여 완전 파단시키 후 14인치 옵티컬 콤포레이터(optical comparator)를 이용하여 9점 평균법으로 초기균열 길이와 최종 균열 길이를 구하였다.

불안정 파괴 실험은 2개의 판 스프링을 시편과 직렬로 연결하여 스프링의 길이로 변화시켜 실험하였다. 해중은 일반적인 파괴 실험때와 같이 15%만큼 하였고 시험편의 변위가 0.5mm정도 진전 시마다 해중하였다. 시편의 변위는 X-Y레코더에 기록시키고 전체 변위 및 하중과 시편의 변위를 컴퓨터에 기억시켰다. 파괴 실험이 끝난 후 시편은 열 착색하지 않고 옵티컬 콤포레이터를 이용하여 9점 평균법에 의하여 초기 균열 길이만 측정하였다. 불안정 파괴 실험시 스프링의 길이를 400mm부터 100mm 간격으로 1200mm까지 변화시켜 스프링 상수를 측정하였다.

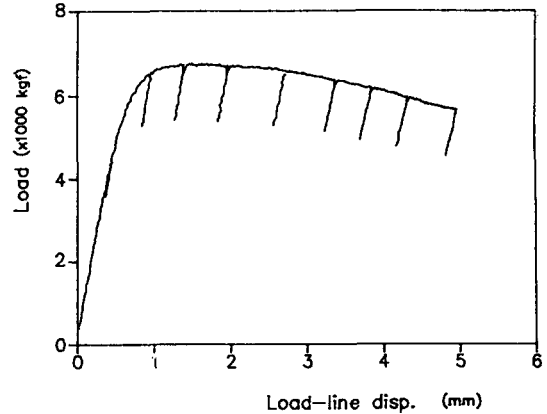


Fig. 4 An example of load vs. load line displacement in general fracture test for A601 specimen

4. 결과 및 토론

4.1 일반적인 파괴 실험

(1) 균열 길의 측정

1개의 시편을 이용하여 CTOD-저항 곡선을 구하기 위해서는 균열 길이의 연속적인 평가가 필요하다. 본 논문에서는 하중 컴플라이언스(unloading compliance)법을 이용하였다. Fig. 4는 이 방법을 실험한 일반적인 파괴 실험의 하중-변위 선도를 나

Table 4 The result of the general fracture test

Specimen	a_o	$(a_o)_m$	a_f	$(a_f)_m$	Δa_f	$(\Delta a_f)_m$	δ_{1c}	r_p	$(T_{\delta})_{mat}$	$\frac{dP}{da}$
A601	30.209	29.738	32.643	33.053	2.434	3.315	.210	.49	129.7	473.53
A602	30.498	29.883	32.665	33.503	2.176	3.462	.179	.51	135.9	483.32
A603	30.365	29.678	32.679	32.999	2.314	3.321	.174	.48	128.9	478.44
A651	33.286	33.241	36.007	35.696	2.721	2.455	.214	.55	107.8	388.03
A652	34.040	33.682	35.711	36.474	1.672	2.792	.216	.52	105.1	382.16
A653	34.087	33.578	36.071	36.232	1.984	2.654	.208	.54	103.1	368.97
A701	36.690	36.400	37.993	38.287	1.303	1.887	.274	.56	116.9	390.66
A702	36.384	36.186	37.758	38.467	1.374	2.280	.215	.56	90.1	322.22
A703	36.363	36.308	37.603	38.250	1.240	1.942	.227	.51	118.2	346.89
A751	38.830	38.741	40.111	40.472	1.282	1.730	.210	.58	99.6	237.74
A752	38.949	38.861	40.192	40.530	1.243	1.669	.262	.56	88.8	206.75
A753	38.925	38.751	40.043	40.412	1.117	1.661	.257	.50	83.3	210.89
Average							.221	.52	109.0	

타낸다. 균열 진전 길이는 Saxena와 Hudak⁽¹³⁾식을 사용하였다. Saxena와 Hudak 식으로 계산한 초기 균열 길이 a_o , 최종 균열 길이 a_f , 최종 균열 진전량 Δa_f 및 실제 파괴 실험 후 9점 평균법으로 구한 초기 균열 길이 $(a_o)_m$, 최종 균열 길이 $(a_f)_m$, 최종 균열 진전량 $(\Delta a_f)_m$ 을 Table 4에 표시하였다. Table 4에서 시편의 기호(specimen란 참조)에서 맨 앞의 문자 A는 일반적인 파괴 실험을 나타내고 그 뒤의 두 자리 숫자는 균열 비를, 마지막 숫자는 시편의 번호를 나타낸다. (이 규정은 불안정 파괴 실험의 경우에도 적용한다. Table 5의 specimen란 참조. 이 란에서 c는 불안정 파괴 실험을 나타낸다). 파괴 실험 후 실제 측정된 최종 균열 진전량 $(\Delta a_f)_m$ 과 Saxena와 Hudak식에서 계산한 최종 균열 진전량 (Δa_f) 와의 차이는 29.1%로서 Saxena와 Hudak식에서 계산한 값이 낮게 나

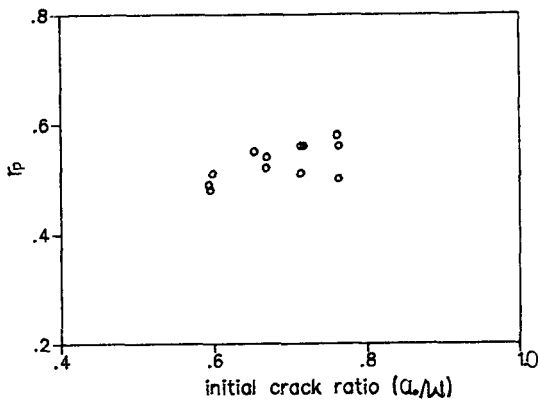


Fig. 5 Rp vs. initial crack ratio in general fracture test

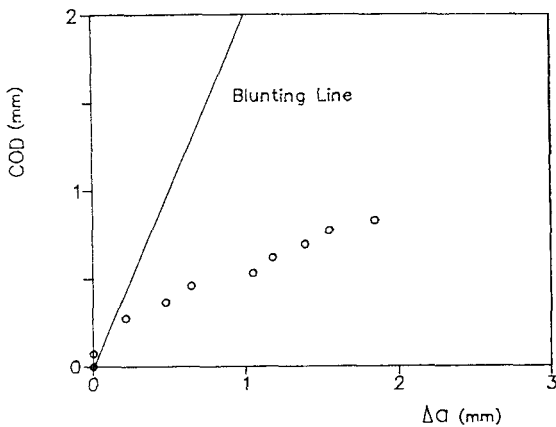


Fig. 6 CTOD vs. resistance curve for A653 specimen

타났다. 이는 시어립(shear-lip)과 균열 턴넬링(crack tunnelling)의 영향으로 사료된다.

(2) 회전 중심 계수(rotation factor)

Fig. 5는 초기 균열 비(initial crack ratio; a_o/W , 여기서 a_o 는 초기 균열 길이 임)에 따른 소성 회전 중심 계수의 변화를 표시한 그림이다. 그림에서 초기 균열 비의 증가에 따라 r_p 는 약간 증가하는 경향을 보인다. 전 시편에 대한 r_p 의 평균 값은 .52이다. Table 4에 전 시편에 대한 r_p 를 표시하였다.

(3) CTOD-정곡선, δ_{1c} 및 $(T_\delta)_{mat}$

Fig. 6은 A601 시편에 대한 균열 진전 길에 따른 CTOD의 변화를 나타내는 CTOD-저항 곡선이다. δ_{1c} 는 평면 변형하에서 균열 성장이 막 시작될 때의 파괴 인성치이다. δ_{1c} 는 다음과 같이 구하였다. 균열 둔화선을 x축 방향으로 0.15mm와 1.5mm 이동시키고 이 사이에 들어가는 모든 점들을 1차 식으로 피팅한 회귀선(regression line)을 구한 후 이 회귀선과 0.15mm의 오프셋(offset)선과 만난 점으로 하였다. 본 실험에서 구한 δ_{1c} 는 0.221이다. 전 시편에 대한 δ_{1c} 의 값을 Table 4에 표시하였다.

재료의 찢어짐 계수 $(T_\delta)_{mat}$ 은 δ_{1c} 를 구할 때의 직선의 기울기로 부터 구하였고 $(T_\delta)_{mat}$ 의 평균 값은 109.0이고 오차는 15.1%이다. Table 4에 전 시편에 대한 $(T_\delta)_{mat}$ 을 표시하였다.

4.2 불안정 균열 성장 실험과 불안정 균열 성장 예측

(1) 스프링 상수(spring constant)의 측정

불안정 균열 파괴 실험의 목적은 외부 하중 조건을 변화시켜서 넓은 범위의 $(T_\delta)_{app}$ 를 시편에 부과하여 T_δ 의 불안정성 파괴 변수로서의 적용 가능성을 조사하는데 있다. 이를 위하여 스프링의 스패(span)를 변화시켜 실험을 행하므로 스프링 상수 K_m 을 구해야 한다. 본 연구에서는 스프링의 스패를 400mm부터 100mm 간격으로 1200mm까지 일정 하중에서 스프링의 처짐량을 구한 후 K_m 을 결정하여 $(T_\delta)_{app}$ 를 결정하는데 사용하였다. Fig. 7은 스프링의 스패에 따른 스프링 상수, K_m 의 변화를 나타내며 다음의 3차 다항식으로 피팅하였다.

$$K_m = C_o + c_1 \times L + c_2 \times L^2 + c_3 \times L^3$$

$$C_o = 4892.838,$$

$$C_i = -13.61145,$$

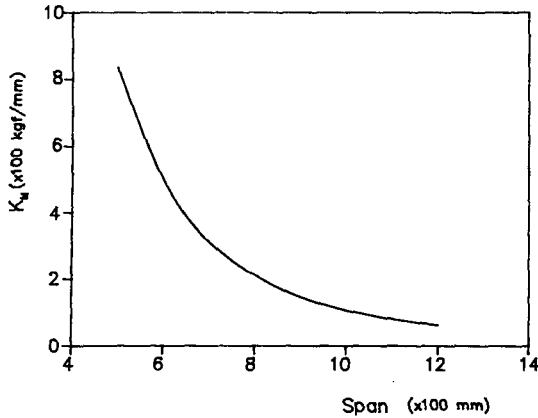


Fig. 7 Spring constant as a function of spring span

$$C_2 = 1.307251 \times 10^{-2},$$

$$C_3 = -4.240886 \times 10^{-6} \quad (12)$$

여기서 L 은 스프링의 스패이다.

(2) 하중-전체 변위 선도

불안정 균열 파괴 실험에서 시편의 균열 진전 거동이 '안정 균열 성장(stable crack growth)'인가, '불안정 균열 성장(unstable crack growth)'인가 아니면 '한계 균열 성장(limited crack growth)'인가를 먼저 판정하여야 한다. 그러나 시편의 거동으로부터 이러한 사항을 판정하는 것은 아직까지 객관적인 기준이 없기 때문에 대단히 어려운 실정이다.

본 연구에서는 하중-전체 변위 선도로부터 위의 3가지 균열 진전 거동을 다음과 같이 판정하였다. '안정 균열 성장'기준은 균열 진전 길이 측정을 위한 해중을 최대 하중점을 넘어서 계속할수 있는 상태로 정의하였다. Fig. 8은 C 701 시편의 안정 균열 성장을 보여주는 그림이다. A점은 최대 하중점이고 B점은 시편의 변위가 최대(the maximum point in specimen)(여기서 최대라함은 본 실험에 사용한 클립 온 게이지의 최대 허용 범위를 말한다)가 된 점으로서 시험을 끝낸 점이다. A점에서 B점까지 3번 해중한 것이며, 프로그램상의 수정에 의하여 해중 횟수를 더 늘릴수 있다. '불안정 균열 성장' 기준은 최대 하중점에 도달함과 동시에 시편이 완전히 판단되는 상태로 정의하였다. Fig. 9은 C 703 시편의 불안정 균열 성장을 보여주는 그림으로 최대 하중점 A와 시편의 최대 변위점 B가 일치한다. '한계 균열 성장'기준은 최대 하중점 이후 안정 균열 성장처럼 임의대로 해중 횟수를 늘릴수는 없지만 해중이 최소한 한번이라고 가능한 상태

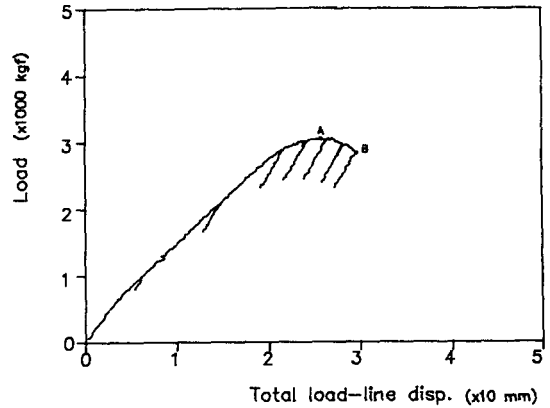


Fig. 8 Load vs. total load line displacement for stable crack growth (C 701 specimen)

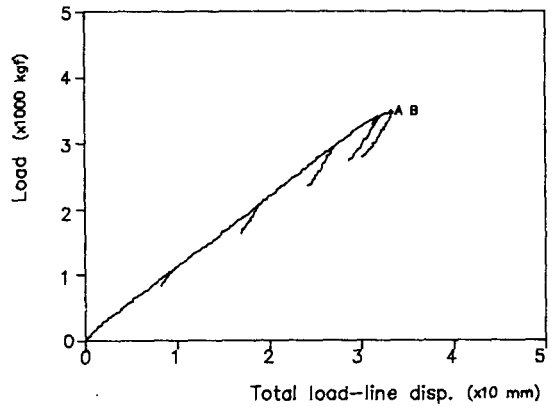


Fig. 9 Load vs. total load line displacement for unstable crack growth (C 703 specimen)

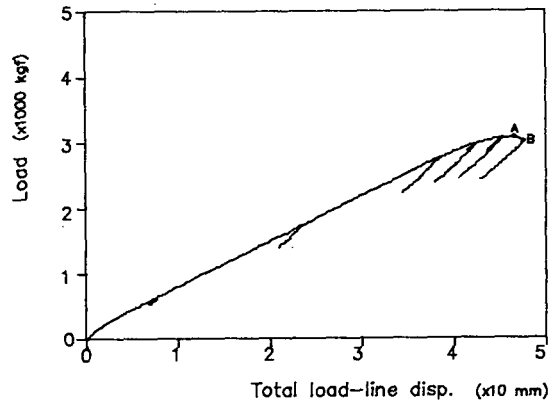


Fig. 10 Load vs. total load line displacement for limited crack growth (C 702 specimen)

로 정의하였다. Fig. 10은 C 702시편의 한계 균열 성장을 보여주는 그림으로 최대 하중점 A를 넘어서 시편의 최대 변위점 B사이 에 1번의 해정을 할 수 있었다. 불안정 균열 성장 실험에서 얻은 전 시편에 대한 하중-전체 변위 선도에서 판정한 균열 진전 거동을 Table 5에 표시하였다. (Table 5의 EX란 참조). Table 5에서 S는 안정 균열 성장을, L은 한계 균열성장을, U는 불안정 균열성장을 표시한다.

(3) T_δ 의 파괴 변수로서의 적용 가능성

T_δ 의 균열 불안정성 파괴 변수로서의 적용 가능성을 검토하기 위해서는 $(T_\delta)_{mat}$ 과 $(T_\delta)_{app}$ 를 먼

저 결정해야 한다. $(T_\delta)_{mat}$ 은 4.1절 3항에서 설명 하였으며 $(T_\delta)_{mat}$ 은 109.0이다. 식 (11a)으로 $(T_\delta)_{app}$ 를 구할수 있다. 여기서 $(T_\delta)_{app}$ 를 구하기 위해서는 먼저 a , δ , K_m , dp/da 를 구하여야 한다. a 는 4.1 절 (1)항과 같이 Saxena와 Hudak식으로 구하였다. Table 5에 이 식으로 구한 초기 균열 길이, a_o 와 파괴 실험 후 9점 평균 법으로 측정한 초기 균열 길이, $(a_o)_m$ 을 표시하였다. 그리고 δ 와 K_m 은 앞에서 언급하였다.

본 연구에서 dp/da 는 일반적인 파괴 실험에서 얻은 하중-균열 진전량선도의 기울기를 사용하였고 다음과 같이 구하였다. 하중-균열 진전량 선도에서 균열 진전량이 .15mm와 1.5mm 사이에 있는 점들을 이용하여 각 점들 간격을 2등분씩 세분한 후 모든 점들을 이용하여 최소 자승법에 의해 1차식으로 피팅하고 그 기울기를 사용하였다. Fig. 11은 A702 시편에 대한 하중-균열 비가 증가할수록 그 절대치가 감소하며 모든 시편에 대한 dp/da 는 초기 균열 비가 증가할수록 그 절대치가 감소하며 모든 시편에 대한 dp/da 는 초기 균열 비가 증가할수록 그 절대치가 감소하며 모든 시편에 대한 dp/da 를 Table 5에 표시 하였다. 이상과 같이 결정된 a , K_m , dp/da 를 사용하여 구한 $(T_\delta)_{app}$ 를 Table 5에 표시하였다.

Fig. 12는 전 시편에 대한 스프링 상수의 변화에 대한 식 (11a)으로 구한 $(T_\delta)_{app}$ 를 나타내는 그림이다. 그림에서 안정 균열 성장은 S, 한계 균열 성장은 L, 그리고 불안정 균열 성장은 U로 표시 하였다. 그림에서 보는 바와 같이 불안정 균열 성장을 하는 시편들은 $(T_\delta)_{app} > (T_\delta)_{mat}$ 의 범위에만

Table 5 Result of instability fracture test

Specimen	a_o	$(a_o)_m$	$(T_\delta)_{app}$	$(T_\delta)_{app-L}$	EX
C 601	29.115	29.178	71.5	41.5	S
C 602	30.732	31.373	84.6	55.9	S
C 603	31.054	31.174	145.0	100.3	S
C 604	31.037	31.411	213.9	159.2	U
C 605	31.757	31.366	295.9	228.8	U
C 651	33.719	33.657	68.3	39.8	S
C 652	34.045	34.970	83.3	56.9	S
C 653	33.302	32.597	172.4	121.1	U
C 654	34.414	33.503	257.9	169.5	U
C 701	36.323	36.269	69.6	42.5	S
C 702	35.908	36.083	153.1	106.7	L
C 703	35.826	35.202	219.5	147.7	U
C 704	35.905	35.784	225.7	163.5	U
C 751	39.121	38.992	95.7	49.1	L
C 752	38.883	38.383	122.6	65.1	L
C 753	38.433	38.218	158.0	84.8	L
C 754	39.570	39.387	157.6	91.9	L
Average				109.0	

$(T_\delta)_{app-L}$: $(T_\delta)_{app}$ using limit load
 $(T_\delta)_{app}$: $(T_\delta)_{app}$ using the load measured from experiment

EX : Experiment
 S : Stable
 L : Limited
 U : Unstable

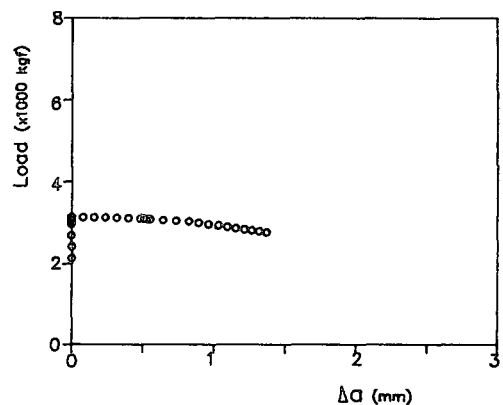


Fig. 11 Load vs crack extention for A 702 specimens

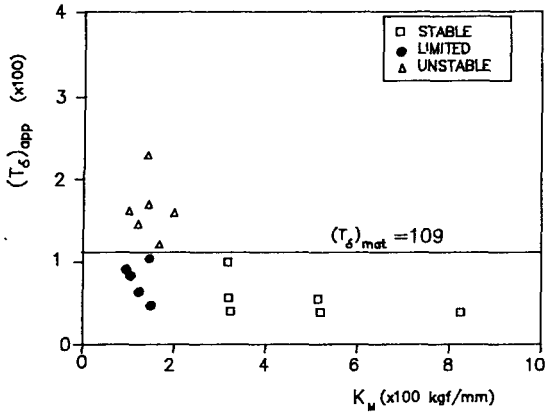


Fig. 12 $(T_s)_{app}$ vs. spring constant for all specimens

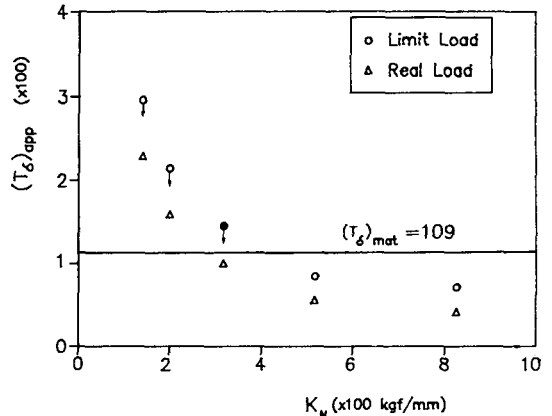


Fig. 13 Comparison of $(T_s)_{app}$ and $(T_s)_{app-L}$ as variation of spring span

존재한다. 안정 균열 성장을 하는 시편들은 $(T_s)_{app} < (T_s)_{mat}$ 의 범위에 존재한다. 그리고 한계 균열 성장을 하는 시편들은 $(T_s)_{app} < (T_s)_{mat}$ 의 범위에 존재하나 안정 균열 시편들 보다 $(T_s)_{mat}$ 에 더 접근하여 존재하고 있다. Fig. 12의 결과는 한계 균열 성장의 개념이 아직 명확하지 않으나 T_s 는 균열 불안정성을 판정하는 매개 변수로서의 적용 가능성을 보여주고 있다.

(4) T_s 의 문제점

$(T_s)_{app}$ 를 평가함에 있어 dp/da 를 사용하여 $(T_s)_{app}$ 를 평가 하게 되면 서론에서 언급한 바와 같이 시편은 완전 소성 거동을 하는 것이 아니라 탄소성 거동을 하므로 실제 하중 대신 한계 하중을 사용하는 것은 $(T_s)_{app}$ 를 정확하게 평가할수 없다고 볼 수 있다.

PL를 사용하여 $(T_s)_{app}$ [앞으로 PL를 사용하여 구한 $(T_s)_{app}$ 를 $(T_s)_{app-L}$ 로 표기함]를 구하려면 식 (11a)에 P 대신 다음의 PL⁽¹⁴⁾를 대입한다. 그 결과는 다음의 식 (14a)로 표시 할 수 있다.

$$P = PL = \sigma_o B W h(r) \tag{13a}$$

$$h(r) = \frac{(1-r)^2}{(2+r)} \tag{13b}$$

$$(T_s)_{app-L} = \gamma s(r) \left[\alpha \left\{ \frac{df(r)}{dr} h(r) + f(r) \frac{dh(r)}{dr} \right\} + \frac{dm(r)}{dr} \frac{\delta}{\gamma} + \frac{1}{K_m} \frac{dh(r)}{dr} \right] \tag{14a}$$

식 (14a)의 γ 와 $\frac{dh(r)}{dr}$ 는 다음과 같다.

$$\gamma = B \sigma_o w \tag{14b}$$

$$\frac{dh(r)}{dr} = - \frac{(1-r)(5+r)}{(2+r)^2} \tag{14c}$$

Fig. 13은 C 700 시편 집단에서 스프링 상수의 변화에 따른 $(T_s)_{app}$ 와 $(T_s)_{app-L}$ 을 비교한 그림이다. 그림에서 Δ 은 $(T_s)_{app}$ 를 \circ 은 $(T_s)_{app-L}$ 를 나타낸다. 그림에서와 같이 dp/da 를 사용하여 구한 $(T_s)_{app}$ 는 dPL/da 를 사용하여 구한 $(T_s)_{app-L}$ 보다 낮게 평가되고 $(T_s)_{mat}$ 에 더 접근하여 존재하므로 균열 불안정 성장을 더 잘 예측할수 없음을 보여주고 있다. 그림에서 \bullet 의 경우 실험에서는 안정 균열 성장의 경우로서 한계 하중의 경우는 실험과 일치하지 않지만 실제 하중의 경우는 실험과 잘 일치되고 있다. 이와 같이 균열 불안정성의 판정은 한계 하중의 경우 상당수의 시편에서 실험과 일치하지 않았다. 그러나 실제 하중 사용시는 실험과 일치함을 보였다. 전 시편에서 한계 하중을 사용하여 구한 $(T_s)_{app-L}$ 은 실제 하중을 사용하여 구한 $(T_s)_{app}$ 보다 40~65% 과대 평가되는 것으로 나타났다. 이 차이는 $(T_s)_{mat}$ 의 절대치에 비해 큰 차이를 보이고 있으므로 T_s 의 적용 가능성을 평가함에 있어 영향을 미칠수 있다고 사료된다. 따라서 한계 하중을 사용하여 균열 불안정 성장을 평가하는 것은 문제가 있다. 또한 실제 하중을 사용한 $(T_s)_{app}$ 로서 균열 불안정 성장을 평가하면 오차가 적음을 보여 준다.

5. 결 론

(1) Shih등이 제안한 CTOD를 기초로한 찢어짐 계수 T_s 는 균열의 불안정 성장을 예측하기 위한

인자로서 타당성을 보여준다.

(2) 부하 찢어짐 계수 $(T_b)_{app}$ 를 평가할 때 실제 측정 하중을 사용하는 것이 한계 하중을 사용하는 것보다 균열불안정 성장을 보다 잘 예측할 수 있다.

참 고 문 헌

- (1) Rice, J. R., 1968, "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notch Crack", Journal of Applied Mechanics, Vol. 35, pp. 379~386.
- (2) Landes, J. D., and Begley, J.A., 1972, "J-intergral as a Fracture Creterion", in Fracture Toughness, ASTM STP 514, pp. 1~20.
- (3) Wells, A.A., 1971, in Proceeding Canadian Congress of Applied Mechanics, Calgly, Canada, pp. 59~77.
- (4) British Standard Institution, 1972, "Method for Crack Opening Displacement(COD) Testing", Draft for Document.
- (5) Pratap, C.R., 1986, "A Composite Crack Profile Model for CTOD Determination-2, An Experimental Application to a Small Scale Yielding Situation", Engineering Mechanics, Vol. 24, No. 4, pp. 539~552.
- (6) Paris, P.C., Tuda, H., Zahoor, A. and Ernst, H., 1979, "The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth", Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, pp. 5~36.
- (7) Shih, C.F., delLorrenzi, H.G., and Andrews, W.R., 1979, "Studies on Crack Iniciation and Stable Crack Growth", Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668, pp. 65~120.
- (8) Joyce, J.A and Vassilaros, M.G., 1981, "An Experimental Evaluation of Tearing Modulus Instability Using the Compact Specimen", in Fracture Mechanics, ASTM STP 743, pp. 525~542.
- (9) McCabe, D. E., and Ernst, H. A., 1983, "A Perspective on R-Curve and Instability Theory", Fracture Mechanics, ASTM, STP 791, pp. 1-561~1-584.
- (10) Colednic, O., 1988, "On the Calculation of COD form Clip Gage Displacement in CT and Bend Specimens", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 29, No. 2, pp. 173~188.
- (11) Hollstein, T., Braual, J.G. and Urich, B, 1976, Zur Beurteilung von Rissen bei elasto-plastischem Werkstoffverhalten, Final Report IFKM 4/76 to Research Project BFMT Rs 102-13.
- (12) Kagawa, H., Fugita, T., Akiwama, T. Urabe, N., 1985, "Determination Double Clip-on Gage Compliance Method", in Elastic-Plastic Fracture Test Methods: The Uer's Experiance, astm stop 856, pp. 294~307.
- (13) Saxena, A., Hudak, S.J., 1978, "Review and Extention of Compliance Information for Common Crack Growth Specimen", International Journal of Fracture, Vol. 14, pp. 453~568.
- (14) An Annual Book of ASTM Standards E813, 1988, "Standard Test Method for Jic, a Measure of Fracture Toughness", pp. 686~700.