

〈論 文〉

음향 방출법에 의한 파괴 인성치 측정 및 파괴 안정성 평가를 위한 연구

이 강 용* · 백 충 현**

(1988년 8월 31일 접수)

Study of Fracture Toughness Measurement and Fracture Stability Evaluation by Acoustic Emission Method

Kang Yong Lee and Choong Hyun Baek

Key Words : Acoustic Emission (음향 방출), Fracture Toughness (파괴 인성치), J -Resistance Curve (J - R 곡선), Fracture Stability (파괴 안정성), Tearing Modulus (찢어짐 계수), Material Tearing Modulus (재료 찢어짐 계수), Applied Tearing Modulus (부하 찢어짐 계수)

Abstract

The behaviors of acoustic emission emitted in the tests of the fracture toughness and fracture stability are observed by using the specimens of aluminum 2024-T351 and 7039-T6 alloys. The empirical equation of J - R curve is derived. It is demonstrated from the comparison of the fracture toughness obtained from J - R curve with that from ASTM standard E813-81 that the latter is larger than the former. The discontinuous point in the log-log graph of J -integral vs. total acoustic emission count is observed in between the two offset lines referred from ASTM standard E813-81, but its physical meaning is unretain. An empirical material tearing modulus is derived in terms of the total acoustic emission count and proved to be valid in fracture instability test.

1. 서 론

음향 방출(Acoustic Emission; AE)법을 Dunegan 등⁽¹⁾이 파괴 역학에 적용시킨 이후 최근에 이르러 연성 파괴 및 연성 피로 파괴 거동 파악에 AE법을 적용 시키려는 연구^(2,3)와 AE법에 의해 파괴 인성치(fracture toughness: K_{Ic} , J_{Ic})를 결정하려는 연구^(4~6)가 시도되고 있다. Blanchette

등^(4,5)은 7075-T651 알루미늄 합금과 A516강에 대해 CT 시험편과 굽힘 시험편으로 AE법에 의해 K_{Ic} 와 J_{Ic} 를 결정하려고 하였는데, 7075-T651 알루미늄 합금에서는 대체적으로 AE법에 의한 파괴 인성치가 ASTM 규정에 의한 파괴 인성치 보다 K_{Ic} 에서는 6%정도, J_{Ic} 에서는 10%정도 작게 타났다. 그런데 A516강에서는 J - R 곡선(J -resistance curve)에서 결정된 J_{Ic} 값보다 훨씬 작은 J -점분값 이후부터 AE가 더 이상 발생되지 않아 AE법에 의해 J_{Ic} 를 결정할 수 없었다. 그러나 그들은 AE에 의한 J_{Ic} 를 AE에 의한 K_{Ic} 시험에서 결정하였는데, 시험편의 크기가 ASTM 표준서^(7,8)에 의한 J_{Ic} 시험편 보다 두께가 얇으므로 재료 물성치라 할수

* 정회원, 연세대학교 공과대학 기계공학과
** 정회원, 현대자동차 마북리 연구소 연구부

없을것 같고, AE에 의한 K_{Ic} 를 균열진전의 시작점에서 구하였는데 K_{Ic} 는 균열 진전의 시작점이 아니므로 잘못이다. 반면, Takahashi 등⁽⁶⁾은 AISI 4340강과 SA 533B강에 대해 CT 시험편으로 AE 누계수 N 과 J -적분의 관계를 양대수 그래프에 그려 직선의 기울기가 변하는 점을 균열 진전의 시작점으로 하여 J_{Ic} 를 결정하였다.

연성재료의 파괴 안정성(fracture stability)을 다루기 위해 필요한 재료 찢어짐 계수(material tearing modulus) T_{mat} 를 AE법에 의해 결정하고자 하는 시도가 Khan 등^(9~11)에 의해 AISI 4340강, Cr-Mo-V강, SA533B강, 304스테인레스강, 2024-T351 알루미늄 합금에 대해 CT 시험편과 굽힘 시험편으로 연구되었으나, J 시험에서 J_{Ic} 값과 최고 하중점에서의 J 값, 실험상수등을 알아야 재료 찢어짐 계수가 결정되는 실용성이 별로 없는 실험식을 제안 하였다.

본 연구에서는 AE법에 의해 J_{Ic} 를 결정하는 것은 Takahashi 등⁽⁶⁾의 방법을 따르되 AE 실험결과를 토대로 이론을 전개하여 재료의 물성 곡선인 J - R 곡선의 실험식과 재료 찢어짐 계수를 계산할 수 있는 실험식을 유도하며, 이렇게 구한 실험식을 불안정 파괴 조건에 적용하여 그 타당성을 검토한다.

2. 실험

2.1 시험편 제작

재료는 2024-T351 알루미늄 합금과 7039-T6 알루미늄 합금으로서 기계적 성질과 화학적 성분은 각각 Table 1, 2와 같다.

시험편의 형상은 ASTM E813-81⁽⁷⁾에 의한 CT 시험편으로 Fig. 1과 같고, 시험중 시험편 구멍의 소성변형에 의해 발생하는 AE를 제거하기 위해 V노치 가공 이전에 시험편의 구멍만을 먼저 가공하

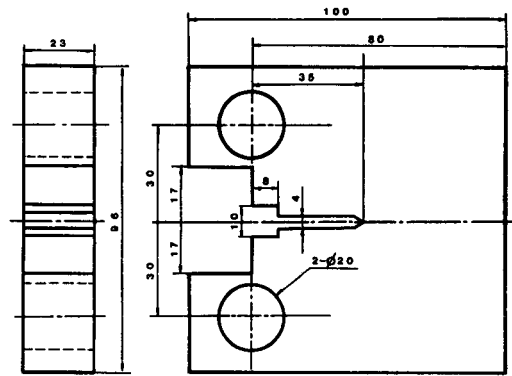


Fig. 1 Compact specimen for J -integral testing

Table 1 Mechanical properties of materials

Material	0.2% offset yield strength σ_{ys} (MPa)	Ultimate strength σ_u (MPa)	Young's modulus E (MPa)	Strain hardening exponent n	Poisson's ratio ν
Al 2024-T351	325.44	472.31	73,110.00	6.33	0.33
Al 7039-T6	385.63	445.15	67,015.95	12.35	0.33

Table 2 Chemical composition of materials (weight %)

Material	Si	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Fe	Ti	Al
Al 2024-T351	0.50	4.50	0.60	1.50	0.10	0.25	—	—	Rem
Al 7039-T6	0.07	0.07	0.37	2.42	0.20	4.32	0.26	0.024	Rem

Table 3 Average specimen size and initial crack length

Material	Initial crack length a_0 (mm)	Thickness B (mm)	Width W (mm)
Al 2024-T351	44.8404	23.06	79.67
Al 7039-T6	44.0195	22.90	80.07

여 시험하중 만큼 정하중을 가한 후 밀링커터로 35 mm의 V노치를 가공 하였다.

그후 시험편의 표면을 1200번 사포로 연마하고, 균열의 전체길이가 약 44mm($a_0/W=0.55$)가 되도록 ASTM E813-81의 하중조건에 따라 예비파로 균열을 내었다. 각재료에 대한 3개 시험편의 초기 균열길이 a_0 의 평균값과 시험편의 폭 W , 두께 B 의 평균값은 Table 3과 같다.

2.2 실험 장치

실험에 사용한 장비는 Instron사의 10톤 전자식 만능시험기와 파형면적 계산법(pulse area count method)⁽¹²⁾을 채택하고 있는 B & K사의 AE장비이며, 장비의 연결은 Fig. 2(a), (b)와 같다.

Fig. 2(a), (b)에서 트랜스 듀서는 공진 주파수가 200kHz인 압전형 트랜스 듀서이고, 고정 위치는 시험편의 중심선상에, 하중선에서 60mm떨어진 곳으로 하였다.

트랜스 듀서에서 감지된 AE는 40dB로 고정된 게인(gain)을 갖는 선 증폭기를 거쳐 주 증폭기(wide band conditioning amplifier)로 들어가게 연결 되었다. 주 증폭기에는 기계적 잡음등과 같은 소음을 제거하기 위해 100kHz~2MHz의 주파수만을 받아들이는 광대역 필터가 장치 되어 있다.

주 증폭기의 게인은 ASTM E813-81의 부분 하중 제거 방법(unloading compliance method)에 의한 파괴 인성 시험시 하중제거할때 펄스 애널라이저의 표시창에 나타나는 AE 총계수를 변하게 하지 않는 최대 게인(21dB)으로 고정 시켰다.

파괴 안정성 시험시에는 스프링 상수가 약 36 kgf/mm인 4개의 코일 스프링을 병렬 연결하여 시험편과 직렬로 연결 하였고, 전체 변위를 측정하기 위해 만능 시험기의 actuator 축에 다이얼 게이지를 부착하여 전체 변위를 1/100mm까지 측정할 수 있도록 하였다.

2.3 실험 방법

그립(grip)의 핀과 시험편 구멍사이의 마찰에 의한 AE를 최소화 시키기 위해 핀과 구멍에 윤활유를 발라주었으며, 하중이 약 100kgf정도 되었을때 펄스 애널라이저의 reset 스위치를 눌러 AE 총계수를 0으로 하여줌으로써 그립의 핀과 시험편의 구멍이 접촉하면서 발생한 AE를 제거해 주었다. 파괴 인성 시험은 하중선 변위 조절하에서 ASTM

E813-81의 부분 하중 제거 방법에 따라 하중제거 직전 하중의 10%를 제거시켜 주었고, 하중제거 시작점에서 잠시 하중을 정지시켜 AE 총계수를 읽었다

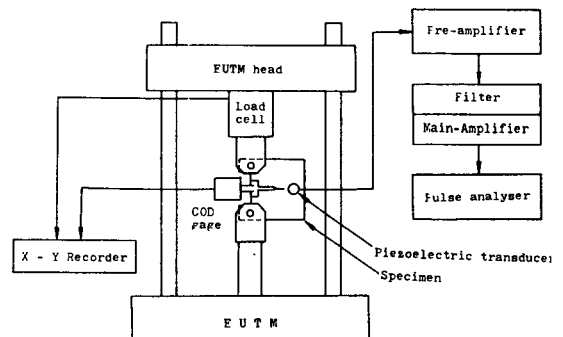
파괴 안정성 시험시에는 스프링 변형에 의한 AE를 제거하기 위해 시험 이전에 스프링에만 3,000 kgf까지 하중을 가한후 제거 함으로써 스프링에서 발생하는 AE를 최소화 하였고, 전체 변위 조절하에서 파괴 인성 시험과 같은 방법으로 시험하였으며, 하중제거 시작점에서 AE 총계수와 전체 변위를 읽었다. 두가지 시험에서 하중-하중선 변위 선도를 만능 시험기의 X-Y 기록기에 의해 얻었다.

3. 실험 결과 및 검토

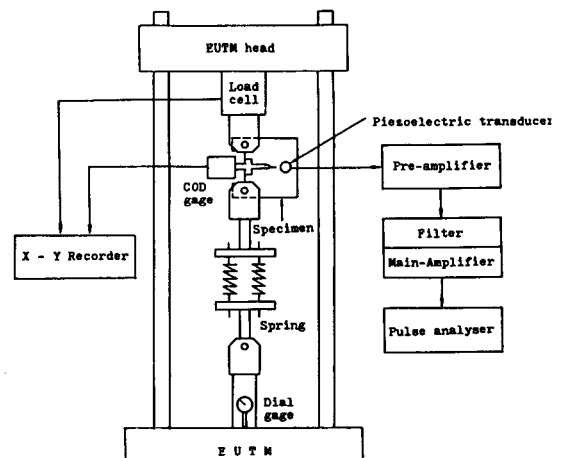
3.1 파괴 인성 시험

(1) AE 총계수 N 과 J -적분 사이의 관계

실험에서 얻은 하중-하중선 변위($P-\delta$)선도로 부



(a) Fracture toughness test



(b) Fracture instability test

Fig. 2 Testing system

터 J -적분값은 다음식으로 계산 되었다⁽⁷⁾.

$$J_{i+1} = [J_i + \frac{\eta_i}{b_i} \frac{A_{i,i+1}}{B}] [1 - \frac{\gamma_i}{b_i} (a_{i+1} - a_i)]$$

$$\eta_i = 2 \frac{1+\alpha}{1+\alpha^2}$$

$$\alpha = [(\frac{2a_i}{b_i})^2 + 2(\frac{2a_i}{b_i}) + 2]^{\frac{1}{2}} - (\frac{2a_i}{b_i} + 1) \quad (1)$$

$$b_i = W - a_i$$

$$A_{i,i+1} = \int_{\delta_i}^{\delta_{i+1}} P d\delta$$

$$\gamma_i = 1 + 0.76 \frac{b_i}{W}$$

여기서 W 는 시험편의 폭, B 는 시험편의 두께, a 는 균열 길이, P 는 하중, δ 는 하중선 변위이고, 하첨자 i 는 각각의 단계를 뜻한다.

이렇게 계산된 J -적분값에 해당하는 하중점에서의 AE 총계수 N 을 J -적분값에 대해 그리면 Fig. 3(a), (b)와 같다.

Fig. 3(a), (b)에서 첫번째 꺾이는 점의 J -적분값의 평균값을 \tilde{J}_{IC} , AE 총계수의 평균값을 \tilde{N}_{IC} 로 표기하고, 두번째 꺾이는 점의 J -적분값의 평균값을 \tilde{J} , AE 총계수의 평균값을 \tilde{N} 로 표기하였다. 그리고 각 세부분의 직선부를 최소자승법(least square method)으로 구한 3개 직선의 기울기의 평균값을 $2m$, b' , c' 으로 표기하였는데 실선은 각 시험편의 최소 자승법에 의한 직선이다. $2m$, b' , c' 과 \tilde{J}_{IC} , \tilde{N}_{IC} , \tilde{J} , \tilde{N} 는 각각 Table 4,5와 같다.

Fig. 3(a), (b)에서 \tilde{N}_{IC} 이후 AE 발생수가 급격하게 증가하는 사실로부터, \tilde{N}_{IC} 이전까지는 균열 선단의 소성변형에 의한 균열둔화(blunting)에 의해 AE가 발생하다가 \tilde{N}_{IC} 에서 균열진전이 시작되었다고 볼 수 있다.

Fig. 3(a), (b)상의 세가지 직선에 해당하는 실험식을 구체적으로 표현하기 위해 먼저 J , \tilde{J}_{IC} 구간에서 소성변형에 의한 AE 총계수를 다음식으로 가정한다.

$$N = \beta V_p^m \quad (2)$$

여기서 V_p 는 균열선단에서의 소성역 체적이며 β 와 m 은 실험에서 결정 되는 상수이다. 균열 선단에서 소성역의 형상을 원형이라고 가정할때, 그 반경 r_p 는 평면 변형을 상태에서 다음식으로 주어진다⁽¹³⁾.

$$r_p = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{n-1}{n+1} \right) \frac{K^2}{\sigma_{ys}^2} \quad (3)$$

여기서 n 은 변형 경화 지수(strain hardening

exponent)이고, σ_{ys} 는 항복 강도이며, K 는 응력 세기계수(stress intensity factor)이다. 평면 변형을 상태에서의 K 와 J 의 관계식에 의해 시험편 두께가 B 이면 소성역 체적 V_p 는 식 (3)으로부터 다음식으로 표현된다.

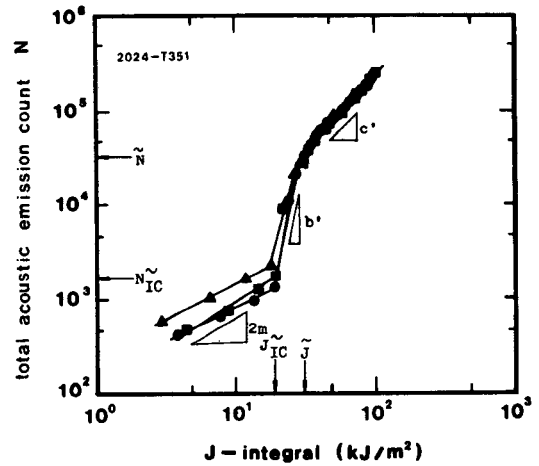
$$V_p = \frac{BE^2 J^2}{36\pi\sigma_{ys}^4(1-\nu^2)^2} \left(\frac{n-1}{n+1} \right)^2 \quad (4)$$

여기서 ν 는 프와송비이고 E 는 탄성계수이다.

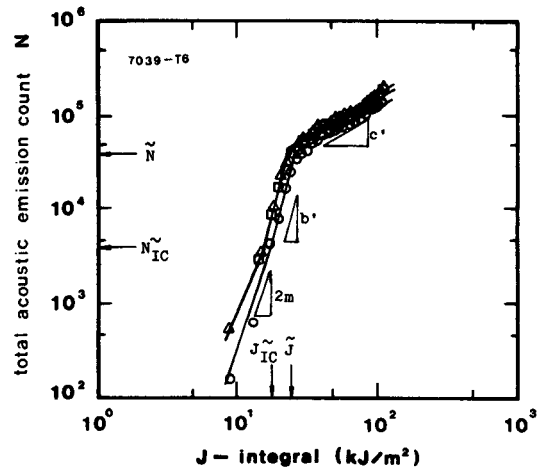
따라서 식(4)를 식(2)에 대입하면 $J \leq \tilde{J}_{IC}$ 에서의 평균 실험 직선식은 다음과 같다.

$$N = \beta \left[\frac{BE^2}{36\pi\sigma_{ys}^4(1-\nu^2)^2} \left(\frac{n-1}{n+1} \right)^2 J^2 \right]^m J^{2m}, \quad J \leq \tilde{J}_{IC} \quad (5)$$

실험재료에 대한 β 값은 Table 4에 표시된 바와 같



(a) Al 2024-T351



(b) Al7039-T6

Fig. 3 Total acoustic emission count (N) vs. J

Table 4 Experimental constants

Material	β	$2m$	b'	c'	d'
Al 2024-T351	517.6	0.784	6.642	1.162	0.777
Al 7039-T6	58.0	4.046	5.678	0.947	0.635

다. \tilde{N}_{IC} 는 식 (5)에서 $J = \tilde{J}_{IC}$ 일 때이다. 그리고 $\tilde{J}_{IC} \leq J \leq \tilde{J}$ 에서의 평균 실험 직선식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$N = \tilde{N}_{IC} \left(\frac{J}{\tilde{J}_{IC}} \right)^{\beta}, \quad \tilde{J}_{IC} \leq J \leq \tilde{J} \quad (6)$$

\tilde{N} 는 식(6)에서 $J = \tilde{J}$ 일 때이다. 마찬가지로 $J \geq$

\tilde{J} 에서의 평균 실험 직선식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$N = \tilde{N} \left(\frac{J}{\tilde{J}} \right)^{c'}, \quad J \geq \tilde{J} \quad (7)$$

(2) AE총계수 N 과 균열진전량 Δa 사이의 관계 실험에서 얻은 하중-하중선 변위 선도의 하중 제거 부분의 컴프라이언스 차에 의해 균열 진전량 Δa 를 계산하였고⁽⁷⁾, 이렇게 계산된 균열 진전량에 해당하는 하중점에서의 AE 총계수 N 을 Δa 에 그리면 Fig. 4(a), (b)와 같다.

Fig. 4(a), (b)에서 \tilde{N}_{IC} 에 해당하는 균열진전량을 $\Delta \tilde{a}_B$, \tilde{N} 에 해당하는 균열진전량을 $\Delta \tilde{a}$ 로 표기하였고, 최소 자승법으로 구한 직선의 기울기의 평균값을 d' 으로 표기 하였는데, 실선은 각 시험편의 최소 자승법에 의한 직선이다. d' 과 $\Delta \tilde{a}_B$, $\Delta \tilde{a}$ 는 각각 Table 4, 5에 표시된 바와 같다.

$\Delta a \leq \Delta \tilde{a}_B$ 에서의 균열진전은 균열 둔화에 의한 것인데 실험에서는 하중-하중선 변위 선도의 하중 제거 부분의 컴프라이언스차가 거의 없어 단 1개으 데이터 점도 찾지 못하였다. 따라서 이 구간에서 존재할 실험직선식을 구하기위해 ASTM E813-81에 제시된 둔화 직선(blunting line)의 식을 사용하여 식(5)로부터 다음식이 얻어진다.

$$N = \beta \left[\frac{BE^2 \sigma_Y^2}{9\pi \sigma_{ys}^4 (1-\nu^2)^2} \left(\frac{n-1}{n+1} \right)^2 \right]^m (\Delta a)^{2m}, \quad \Delta a \leq \Delta \tilde{a}_B \quad (8)$$

여기서 $\sigma_Y = 0.5(\sigma_{ys} + \sigma_u)$ 이고, σ_u 는 극한 강도이다.

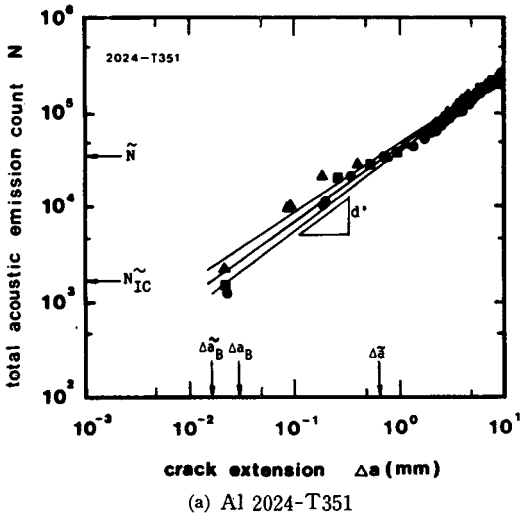
\tilde{N}_{IC} 는 식(8)에서 $\Delta a = \Delta \tilde{a}_B$ 일 때이다. 그리고 $\Delta \tilde{a}_B \leq \Delta a \leq \Delta \tilde{a}$ 에서의 평균 실험 직선식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$N = \tilde{N}_{IC} \left(\frac{\Delta a}{\Delta \tilde{a}_B} \right)^{\beta}, \quad \Delta \tilde{a}_B \leq \Delta a \leq \Delta \tilde{a} \quad (9)$$

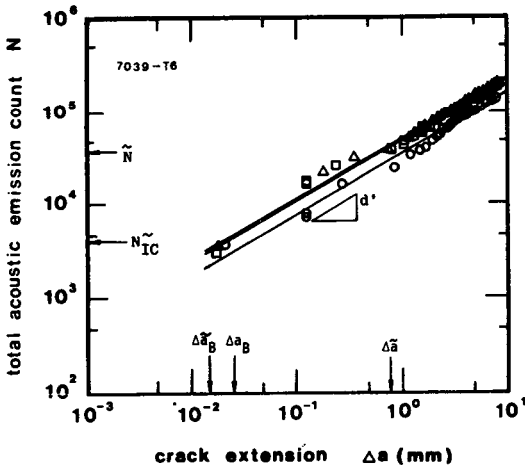
\tilde{N} 는 식(9)에서 $\Delta a = \Delta \tilde{a}$ 일 때이다. 마찬가지로 $\Delta a \geq \Delta \tilde{a}$ 에서의 평균 실험 직선식은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$N = \tilde{N} \left(\frac{\Delta a}{\Delta \tilde{a}} \right)^{c'}, \quad \Delta a \geq \Delta \tilde{a} \quad (10)$$

(3) J -적분과 균열 진전량 Δa 사이의 관계



(a) Al 2024-T351



(b) Al 7039-T6

Fig. 4 Total acoustic emission count(N) vs. crack extension(Δa)

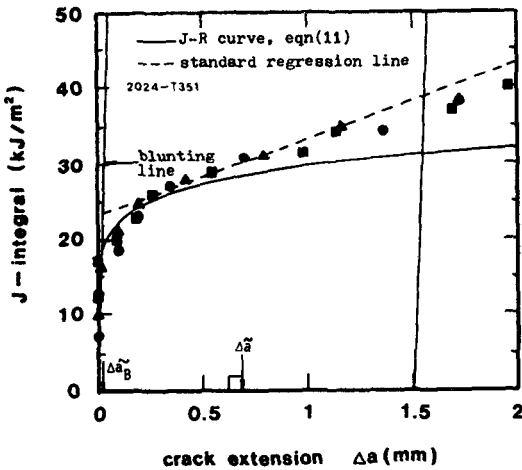
Table 5 Fracture mechanical properties

Material	J_{IC} (KJ/m ²)	\bar{J}_{IC} (KJ/m ²)	error* (%)	Δa_B (mm)	$\Delta \bar{a}_B$ (mm)	error** (%)	\bar{N}_{IC}	\bar{J} (KJ/m ²)	$\Delta \bar{a}$ (mm)	\bar{N}
Al 2024-T351	21.84	18.22	16.6	0.0273	0.0228	16.5	1,716	28.28	0.6817	30,493
Al 7039-T6	17.94	15.57	13.2	0.0216	0.0187	13.4	3,510	23.62	0.7847	37,654

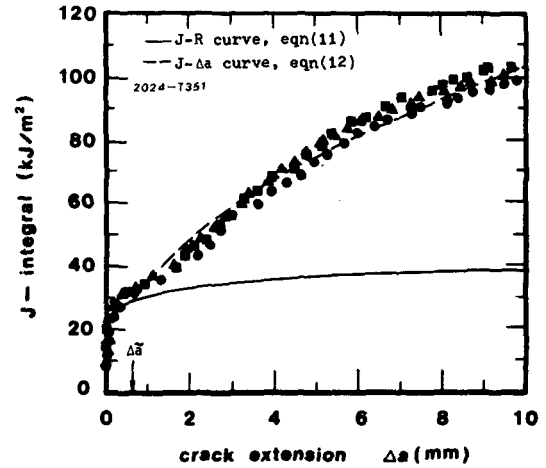
$$* \text{error} = \frac{J_{IC} - \bar{J}_{IC}}{\bar{J}_{IC}} \times 100 \quad ** \text{error} = \frac{\Delta a_B - \Delta \bar{a}_B}{\Delta a_B} \times 100$$

식(1)에 의해 계산된 J -적분값을 하중제거 부분의 컴프라이언스 차에 의해 계산된 균열 진전량 Δa 에 대해 그리면 Fig. 5(a), (b), Fig. 6(a), (b)와 같다.

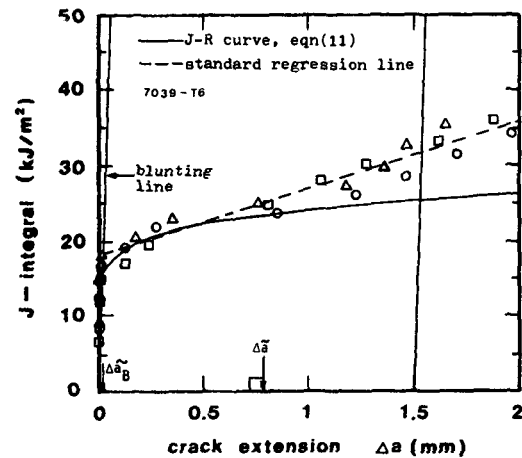
Fig. 5(a), (b)에서 점선은 ASTM E818-81에 의해 구한 3개 시험편의 평균 regression 직선이며, 실선은 식(6)과 식(9)에서 N 을 소거함으로써 구한 다음식을 $\Delta a \geq \Delta \bar{a}$ 까지 연장하여 그린 곡선이다.



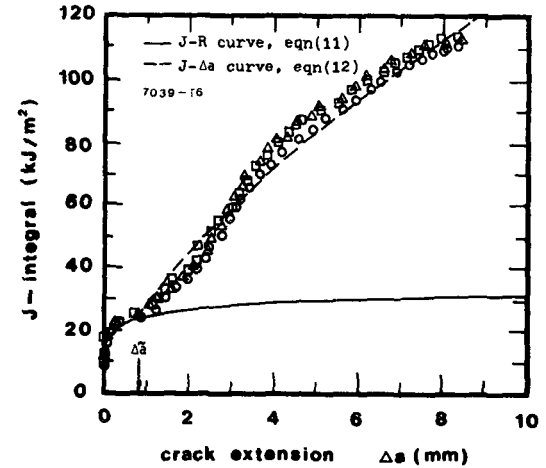
(a) Al 2024-T351



(a) Al 2024-T351



(b) Al 7039-T6



(b) Al 7039-T6

Fig. 5 Comparison between \bar{J}_{IC} and J_{IC} Fig. 6 Comparison between J - R curve and J - Δa curve

$$J = \bar{J}_{IC} \left(\frac{\Delta a}{\Delta \bar{a}_B} \right)^{\frac{a'}{b'}}, \Delta \bar{a}_B \leq \Delta a \leq \Delta \bar{a} \quad (11)$$

ASTM E813-81에서는 $0.15\text{mm} \leq \Delta a \leq 1.5\text{mm}$ 인 범위내에 들어가는 데이터점들을 최소 자승법에 의해 구한 regression 직선을 재료의 물성 직선으로 간주하지만, 본 연구에서는 Fig. 3(a), (b)에서 나타난 새로운 불연속 점인 \tilde{N} 에 해당하는 균열 전진량 $\Delta \bar{a}$ 가 $0.15\text{mm} \leq \Delta a \leq 1.5\text{mm}$ 인 범위내에 존재함으로 $\Delta \bar{a}_B \leq \Delta a \leq \Delta \bar{a}$ 인 범위에서 AE에 의해 구한 식 (11)을 $\Delta a \geq \Delta \bar{a}$ 까지 연장한 곡선을 재료의 물성 곡선인 J - R 곡선으로 간주한다. 그런데 실험 데이터 점들은 $\Delta \bar{a}_B \leq \Delta a \leq \Delta \bar{a}$ 에서 본 연구의 AE에 의한 J - R 곡선에 더 잘 일치함을 알 수 있다.

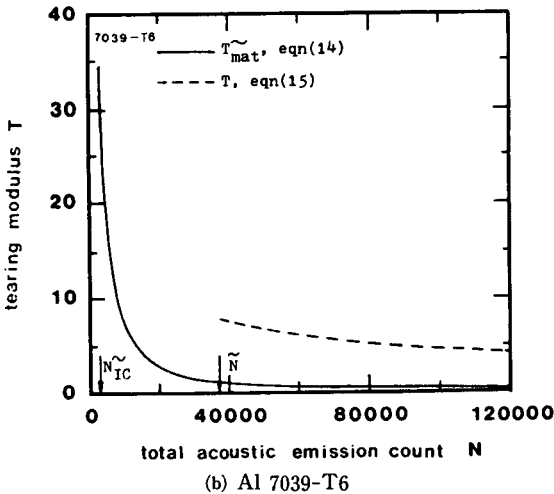
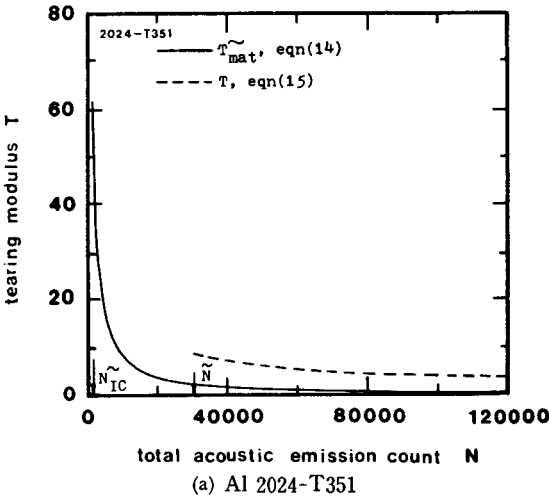


Fig. 7 Tearing modulus(T) vs. total acoustic emission count(N)

Table 5에서 보는 바와 같이 \bar{J}_{IC} 보다 2024-T351 알루미늄 합금에서는 16.6%, 7039-T6 알루미늄 합금에서는 13.2% 작은 것은 AE에 의한 방법이 ASTM E813-81에 의한 방법보다 균열전진의 시작점을 더 예민하게 판단하기 때문이다.

Fig. 6(a), (b)에서 실선은 식 (11)인 AE방법에 의한 J - R 곡선이고, 점선은 식(7)과 식(10)에서 N 을 소거함으로써 구한 다음식을 그린 곡선이다.

$$J = \bar{J} \left(\frac{\Delta a}{\Delta \bar{a}} \right)^{\frac{a'}{b'}}, \Delta a \geq \Delta \bar{a} \quad (12)$$

그림에서 보는 바와 같이 실험 데이터 점들과 AE에 의한 곡선은 비교적 잘 일치하고 있다. 다만 실험 데이터 점들이 변곡을 이루는 현상을 관찰할 수 있는데 이는 Fig. 3(a), (b)에서 나타난 \tilde{N} 점과 밀접한 관계가 있는 것으로 생각된다. 그런데 이 \tilde{N} 가 어떤 물리적인 의미를 주는가에 대해서는 계속적인 연구가 필요하다.

(4) 찢어짐 계수 T 와 AE 총계수 N 사이의 관계 Paris 등⁽¹⁴⁾에 의해 제안된 찢어짐 계수 T 의 정의는 다음과 같다.

$$T \equiv \frac{E}{\sigma_Y^2} \frac{dJ}{da} \quad (13)$$

여기서 $\sigma_Y = 0.5(\sigma_{ys} + \sigma_u)$ 이다.

식 (11)을 균열길이 a 로 미분하고 등화 직선의 식과 식 (9)를 대입하여 정리한후 식 (13)에 대입하면 다음과 같다.

$$T = \frac{E}{\sigma_Y} \frac{d'}{b'} \left(\frac{N}{\tilde{N}_{IC}} \right)^{\frac{a'-b'}{a'b'}}, \tilde{N}_{IC} \leq N \leq \tilde{N} \quad (14)$$

마찬가지로 식 (12)를 균열길이 a 로 미분하고 식 (10)을 대입하여 정리한 후 식 (13)에 대입하면 다음과 같다.

$$T = \frac{E}{\sigma_Y^2} \frac{\bar{J}}{\Delta \bar{a}} \frac{d'}{c'} \left(\frac{N}{\tilde{N}_{IC}} \right)^{\frac{a'-b'}{a'b'}}, N \geq \tilde{N} \quad (15)$$

Fig. 7(a), (b)에서 실선은 식 (14)를 $N \geq \tilde{N}$ 까지 연장하여 그린 곡선이고, 점선은 식 (15)를 그린 곡선이다.

재료 찢어짐 계수 T_{mat} 는 ASTM E813-81의 regression 직선의 기울기로부터 계산되며 재료 상수로 알려져 있지만, 본 연구에서는 식 (14)를 $N \geq \tilde{N}$ 까지 연장한 곡선을 재료 찢어짐 계수 곡선으로 간주하며 이를 \tilde{T}_{mat} 로 표기한다. 따라서 \tilde{T}_{mat} 는 재료 상수가 아니라 AE 총계수 N 의 함수이다.

3.2 파괴 안정성 시험

불안정 파괴가 일어날때의 조건은 다음과 같

다⁽¹⁵⁾.

$$T_{app} \geq T_{mat} \quad (16)$$

그런데 본 연구에서는 재료 상수인 T_{mat} 대신 AE 총계수의 함수인 \tilde{T}_{mat} 를 재료 찢어짐 계수로 생각하므로, 식 (16)을 다음과 같이 바꿔 쓴다.

$$T_{app} \geq \tilde{T}_{mat} \quad (17)$$

여기서 T_{app} 는 부하 찢어짐 계수 (applied tearing modulus)로서 식 (13)의 dJ/da 에 $(dJ/da) \delta_{tot}$ 을 대입함으로써 구할 수 있는데, δ_{tot} 은 전체 변위로서 균열에 의한 변위 δ 에 스프링, 시험기계, 균열이 없는 시험편의 변위합인 δ_m 을 더한 값이다.

Ernst 등⁽¹⁶⁾에 의하면 부하 찢어짐 계수 T_{app} 는 다음과 같다.

$$T_{app} = \frac{E}{\sigma_Y^2} \left\{ \gamma \frac{J}{b} + \frac{\frac{\eta^2 P}{b^2 B}}{\frac{K_m}{P} + \frac{1}{P} \frac{dp}{d\delta} + \frac{(\eta^2/b^2)(P/B)}{\frac{\sigma_Y^2}{E} \tilde{T}_{mat} + \gamma \frac{J}{b}}} \right\} \quad (18)$$

여기서 $K_m = dp/d\delta_m$ 이고, $dp/d\delta$ 는 하중-하중선 변위 선도의 기울기이다. 식 (17)에 식 (14)와 식 (18)을 대입하고 정리하면 다음식이 유도된다.

$$-\frac{dp}{d\delta} \geq k_m \quad (19)$$

식 (19)는 Ernst 등⁽¹⁶⁾의 결과와 동일하다.

Fig. 8은 실제 불안정 파괴시 식 (14)를 $N \geq \tilde{N}$ 까지 적용하여 구한 재료 찢어짐 계수 \tilde{T}_{mat} 와 식 (18)에 의해 구한 부하 찢어짐 계수 T_{app} 를 비교한 그

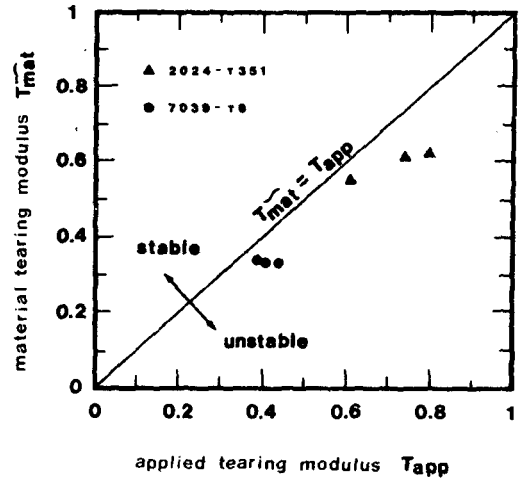


Fig. 8 Comparison between material tearing modulus (\tilde{T}_{mat}) and applied tearing modulus (T_{app})

림인데, 불안정 파괴 조건인 $T_{app} \geq \tilde{T}_{mat}$ 를 만족하고 있음을 알 수 있다.

그리고 Table 6은 불안정 파괴시 각 시험편의 임계값(J_c , a_c , N_c 등)을 보여주고 있는데, 불안정 파괴시의 AE 총계수 N_c 는 각 재료의 시험편들끼리 비슷함을 알 수 있고, 그때의 \tilde{T}_{mat} 역시 비슷함을 알 수 있다.

4. 결 론

파괴 인성 시험과 파괴 안전성 시험시 발생하는 음향 방출 거동을 알루미늄 2024-T351 합금과 알

Table 6 Critical values in instability

Material	Specimen	J_c (KJ/m ²)	a_c (mm)	N_c	K_m (kgf/mm)	$(dp/d\delta)_c$ (kgf/mm)	P_c (kgf)	$(\tilde{T}_{mat})_c$	$(T_{app})_c$	Stability
Al 2024 -T351	20-4	61.47	48.3169	106,596	141.50	-155.65	2,615.00	0.55	0.61	Unstable
	20-5	57.70	47.6652	96,257	140.91	-169.09	2,272.50	0.62	0.80	Unstable
	20-6	57.98	48.1721	97,011	141.29	-162.48	2,337.50	0.61	0.74	Unstable
	average	59.05	48.0514	99,955	141.23	-162.41	2,408.33	0.59	0.72	
Al 7039 -T6	70-4	64.36	47.4992	97,291	142.90	-157.19	2,501.25	0.34	0.39	Unstable
	70-5	65.36	47.5995	98,665	142.08	-163.39	2,500.00	0.33	0.41	Unstable
	70-6	65.95	47.6330	99,566	141.85	-170.22	2,550.00	0.33	0.44	Unstable
	average	65.21	47.5772	98,507	142.28	-163.60	2,517.08	0.33	0.41	

루미늄 7039-T6 합금에 대해 시험 하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) AE 방법에 의해 탄·소성 파괴 인성치를 결정하는 것은 가능하다.
- (2) AE 방법에 의해 실제 균열 둔화에 의한 균열 진전량을 측정하는 것은 불가능 하다.
- (3) ASTM E813-81에 의한 regression 직선은 AE 방법에 의해서는 곡선으로 나타나며 그 실험식을 유도 하였다.
- (4) AE 총계수와 재료 찢어짐 계수의 관계를 실험식으로 유도하고 불안정 파괴 시험에서 그식의 타당성을 입증 하였다.

참 고 문 헌

- (1) Dunegan, H. L, Harris, D. O. and Tatro, C. A., 1968, "Fracture Analysis by use of Acoustic Emission", Engng Fract. Mech., Vol. 1, pp. 105~122.
- (2) Blanchette, Y., Dickson, J. I. and Bassim, M. N., 1986, "Acoustic Emission Behavior during Crack Growth of 7075-T651 Al Alloy", Engng Fract. Mech., Vol. 24, No.5, pp. 647~656.
- (3) 김준섭, 1985, "저주파 피로 파괴시의 Acoustic Emission과 주기적 J-적분과의 관계에 관한 연구", 연세대학교 대학원 기계공학과 석사학위 논문.
- (4) Blanchette, Y., Dickson, J. I. and Bassim, M. N., 1984, "The Use of Acoustic Emission to Evaluate Critical values of K and J in 7075-T651 Aluminum Alloy", Engng Fract. Mech., Vol. 20, No. 2, pp. 359~371.
- (5) Blanchette, Y., Dickson, J. I. and Bassim, M.N., 1983, "Detection of General Yielding in A516 by Acoustic Emission," Engng Fract. Mech., Vol. 17, No. 3, pp. 227~234.
- (6) Takahashi, H., Khan, M.A., Kikuchi, M. and Suzuki, M., 1981, "Acoustic Emission Crack Monitoring in Fracture Toughness Tests for AISI 4340 and SA 533B steels", Experimental Mech., Vol. 21, No. 1, pp. 89~99.
- (7) ASTM Designation E813-81, "Standard Test Method for J_{IC} , a Measure of Fracture Toughness".
- (8) ASTM Designation E399-81, "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials".
- (9) Khan, M. A., Shoji, T. and Takahashi, H., 1982, "Characterization of the Crack Toughness Behavior of Structural Steels by the Tearing Modulus Parameter and Acoustic Emission", J. of Testing and Evaluation, Vol. 10, No.1, pp.3~11.
- (10) Khan, M. A., Shoji, T., Niitsuma, H. and Takahashi, H., 1982, "Acoustic Emission Rating Parameter for Prediction of Tearing Instability in structural Materials", Engng Fract. Mech., Vol. 16, No. 5, pp. 645~658.
- (11) Khan, M. A., Shoji, T., Takahashi, H. and Niitsuma, H., 1983, "Combined Elastic-Plastic and Acoustic Emission Methods for the Evaluation of Tearing and Cleavage Crack Extension", ASTM STP 803, pp. II -506~ II -528.
- (12) Torben, L., 1979, "Acoustic Emission", B & K Technical Review, No. 2.
- (13) Kanninen, M. F. and Popelar, C. H., 1985, "Advanced Fracture Mechanics", Oxford University Press, New York, p. 316.
- (14) Paris, P. C., Tada, H., Zahoor, A. and Ernst, H., 1979, "The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic-Plastic Crack Growth", ASTM STP 668, pp. 5~36.
- (15) Paris, P., Tada, H., Ernst, H. and Zahoor, A., 1979, "Initial Experimental Investigation of Tearing Instability Theory", ASTM STP 668, pp. 251~265.
- (16) Ernst, H. A., Paris, P. C. and Landes, J. D., 1981, "Estimations on J-integral and Tearing Modulus T from a Single specimen Test Record", ASTM STP 743, pp 476~502.