

변형률 측정을 이용한 추진기관용 Al 합금의 파괴인성 평가

김재훈[†] · 김덕희 · 임동규 · 박성욱 · 문순일*
충남대학교 기계설계공학과 · *국방과학연구소
(2002. 2. 22. 접수 / 2002. 6. 26. 채택)

Evaluation of Fracture Toughness of Al alloys for Propulsive Engine using Strain Measurement

Jae-Hoon Kim[†] · Duck-Hoi Kim · Dong-Gyu Lim · Sung-Wook Park · Soon-Il Moon*
Department of Mechanical Design Engineering, Chungnam National University
*Agency for Defense Development
(Received February 22, 2002 / Accepted June 26, 2002)

Abstract : The fracture toughness is evaluated by using CT(compact tension) and 3PB(thress point bending) specimens of Al alloys for propulsive engine. To evaluate the static fracture toughness, strain gage method is used. The static fracture toughness obtained from the strain measurement is compared with the results by ASTM standard and FEM analysis. For the reliable evaluation of fracture toughness, strain gages are attached at various positions.

Key Words : fracture toughness, strain measurement, stress intensity factor, gage position

1. 서 론

로켓 추진기관용 연소관에 사용되는 소재는 충격 및 내열 특성이 우수해야 한다. 특히, 균열에 대한 파괴인성 평가는 추진기관의 건전성확보를 위하여 필수적이다¹⁾. 균열에 대한 정량적 파라미터인 정적 및 동적 응력확대계수를 결정하는 방법으로 광탄성법,²⁾ 코스틱법³⁾ 그리고 모아레법⁴⁾ 등을 많이 사용해 왔으나, 이러한 방법들은 실험이 복잡하고 고가의 장비를 필요로 하므로 시험에 제한이 많다. 특히 동적 상태에서 컴플라이언스법에 의하여 동적파괴인성을 결정하기는 어렵고, 광탄성법으로는 시험이 어려운 재료들이 있어 이들 방법들로는 실제적인 문제의 적용에 한계가 있다. 따라서, 실험이 비교적 간단하며 정적 및 동적 파괴인성 측정이 가능한 스트레인게이지를 이용하는 연구가 증가하게 되었다. 이 방법은 실험적으로 단순하지만 재료의 특정한 위치에서 측정이 가능하므로 최적의 응답을 얻기 위해서는 균열 선단 부근의 변형률 영역을 적절히

정의하여 스트레인게이지의 위치와 방향을 결정하여야 한다.^{5,6)}

스트레인게이지를 이용하여 균열선단 근방의 응력확대계수를 결정하려는 연구는 Irwin⁷⁾에 의하여 처음 제안되었다. 초기에 이 이론은 응력확대계수를 결정할 수 있는 소형의 스트레인게이지가 없었고, 광탄성법이나 컴플라이언스에 의한 방법들에 비하여 실용성이 부족하여 크게 발전하지는 않았다. Dally와 Sanford⁸⁾는 한 개 또는 그 이상의 스트레인게이지를 균열선단에 부착하여 변형률을 측정하고, 이 결과를 이용하여 응력확대계수를 평가하는 방법을 제안하였다. 이 방법은 균열선단의 변형률장과 응력확대계수를 연관지을 수 있는 다중변수법 (multi parameter solution)을 Westergaard 응력함수 항들을 이용하여 전개하여 응력확대계수를 결정한다. 이때 측정 오차를 최소화시키기 위해서는 스트레인게이지의 위치와 방향에 관한 연구가 함께 수행되어야 한다.

본 연구에서는 항공기, 로켓 및 미사일과 같은 추진기관 구조물의 분리 장치 멈춤 튜브에 사용되는 고강도 알루미늄 합금인 Al 7075-T6 및 Al 7175-

[†]To whom correspondence should be addressed.
kimjhoon@cnu.ac.kr

T74의 파괴인성을 평가하기 위하여 파괴인성시험을 수행하였다. ASTM E399⁹⁾에 규정된 시험 방법과 스트레인게이지법을 이용하여 결과를 얻었고, 이 두 결과들을 비교 평가하였다. 스트레인게이지를 이용하는 경우 시험 결과에 큰 영향을 미치는 것은 균열 선단으로부터 스트레인게이지까지의 거리이다. 따라서, 본 논문에서는 균열선단으로부터 스트레인게이지 부착 위치까지의 거리를 변화시켜가며 시험 평가하여 적절한 스트레인게이지 부착위치를 선정하였다. 이상의 시험 결과들은 유한요소해석을 통하여 얻은 결과들과 비교하여 그 방법의 유용성을 평가하였다. 또한 본 논문에서 사용한 스트레인게이지법 즉 적절한 위치에 스트레인게이지를 부착하고 이 위치에서 발생하는 변형률 신호를 이용하여 정적파괴인성을 평가하는 방법은 동적파괴인성 평가에도 적용하고자 하는 목적으로 수행되었다.

2. 시험 및 유한요소해석 방법

2.1. 재료 및 시험편

본 연구에 사용된 재료는 항공기, 로켓 및 미사일과 같은 추진기관 분리장치의 멈춤 튜브에 사용되는 고강도 알루미늄 합금으로 Al 7075-T6, Al 7175-T74 두 가지 재료이다. 두 재료의 화학적 성분은 각각 Table 1 및 Table 2와 같다. 인장시험에 의하여 구한 두 가지 재료의 기계적 특성은 Table 3과

Table 1. Chemical compositions of Al 7075-T6 (wt%)

Fe	Si	Cr	Mg	Ti	Cu	Mn	Zn	Al
0.5	0.4	0.28	2.9	0.2	1.2	0.3	5.1	Bal.

Table 2. Chemical compositions of Al 7175-T74 (wt%)

Fe	Si	Cr	Mg	Ti	Cu	Mn	Zn	Al
0.2	0.15	0.28	2.9	0.1	1.2	0.1	5.1	Bal.

Table 3. Mechanical properties of test materials

Properties	Al 7075-T6	Al 7175-T74
Young's modulus (kgf/mm ²)	7,320	7,140
0.2% Yield strength (kgf/mm ²)	57.55	50.91
Tensile strength (kgf/mm ²)	63.51	56.51
Poisson's ratio, ν	0.33	0.33
Elongation (%)	10.1	10.2

같다. 파괴인성 시험은 ASTM E399에 규정되어 있는 CT 시험편(compact tension specimen) 및 3점 굽힘 시험편(3PB, three point bending specimen)을 이용하였다. CT 시험편 및 3PB 시험편의 형상 및 치수는 Fig. 1과 같다.

2.2. 시험방법

정적 파괴인성시험은 ASTM E399⁹⁾에 준한 방법과 스트레인게이지법을 이용한 시험 방법을 적용하여 수행하였다. 모든 시험편의 파괴예비균열은, 전기유압식 피로시험기(Shimadzu, EHF-ED¹⁰⁾를 사용하였다. 균열길이 측정은 디지털 이동식 현미경을 사용하였으며, 파괴예비균열은 최종 균열길이 a/W 가 0.48이 되도록 일정하게 유지하였다. 스트레인게이지는 다음 장에서 설명하는 식(14)~(16)을 만족하는 $\theta = 60.50^\circ$, $\alpha = 60.12$ 위치를 선정하여 부착하였다. 스트레인게이지의 적절한 부착위치를 알아보기 위하여, 균열선단으로부터 스트레인게이지 중심 위치까지의 거리 r 을 CT 시험편의 경우 1~9mm까지 1mm 간격으로, 3PB 시험편의 경우 0.5~3.5mm로 범위에 0.5mm 간격으로 스트레인게이지를 부착하여 실험하였다. 스트레인게이지의 정확한 부착위치를 파악하기 위하여 100배 이동식 현미경을 이용하여 부착위치를 재 측정하였다.

Fig. 2는 CT시험편의 정적 파괴인성 시험 및 변

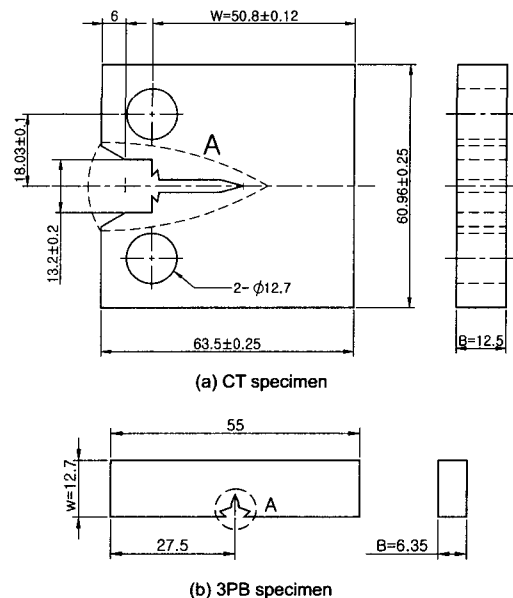


Fig. 1. Configuration and dimensions of specimens

형률 측정장치를 보여주고 있다. 변형률은 Measurements Group Inc.사의 System 5000 스트레인 앰프와 Model 5100 스캐너를 사용하여 측정하였다. 시험에 사용된 스트레인게이지는 Measurements Group Inc.의 EA-06-031CF-120으로 게이지 길이(gage length)는 0.7mm이다. Fig. 3에 대략적인 정적 파괴인성시험의 흐름을 보여주고 있다. ASTM E399에 의한 파괴인성 측정은 로드셀(load cell)의 하중신호와 클립게이지(clip gage)에서의 균열개구변위(COD: crack opening displacement) 신호를 이용하여 하중-COD 선도를 구하여, ASTM E399 규정에 의한 파괴인성값, K_{I-ASTM} 을 평가하였다. 또한, 측정된 변형률들을 식(17)에 대입하여 파괴인성을 구하였다. 이와같이 구한 K_{I-ASTM} 값과 스트레인게이지법에 의해 구한 $K_{I-Strain}$ 값을 비교하여 스트레인 게이지의 최적의 위치를 결정하였다.

2.3. 유한요소해석 방법

정적파괴인성시험에서 구한 평면변형률 파괴인성 및 측정된 변형률들을 수치해석 결과와 비교하고, 스트레인게이지 부착위치 변화에 따른 응력 특성을 평가하기 위하여 유한요소해석을 수행하였다.

유한요소해석은 상용 프로그램인 ANSYS 5.7⁽⁹⁾을 이용하였다. CT 시험편 및 3PB 시험편 모델은 대칭성(symmetry condition)을 고려하여, 시험편의 1/2을 모델링하였다. 실제 시험편의 경우에는 시험편 두께 방향을 따라서 변형률이 다르게 나타날 것으로 예측되지만, 균열 시험편을 3차원 해석을 수행하는 데



Fig. 2 Photos of experimental setup

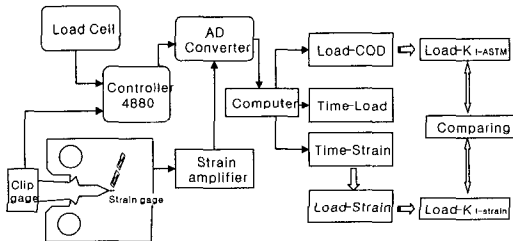


Fig. 3 Schematic diagram of fracture toughness test

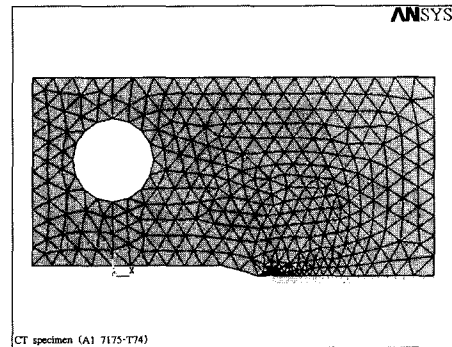
에는 몇 가지 어려운 점이 있어서, 본 유한요소해석은 2차원 평면 변형률(plane strain) 상태로 가정하여 해석을 수행하였다⁹⁾. CT 시험편의 경우에는 ANSYS에서 제공하는 해석 모델을 기초로 유한요소 모델링을 수행하였다. 두 모델의 형상 및 경계조건은 Fig. 4와 같다. 본 해석에서는 균열 선단의 응력 특이성을 만족하기 위하여 중간 절점을 1/4 지점으로 옮긴 Barsom의 특이요소¹¹⁾를 사용하였다. CT 시험편의 경우 2차원 6절점 요소(PLANE2)를, 3PB 시험편의 경우 2차원 8절점 요소(PLANE82)를 사용하였다¹⁰⁾.

3. 이론적 배경

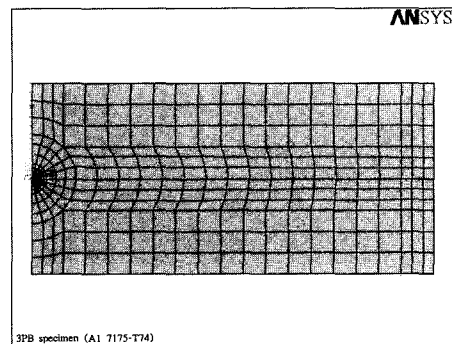
3.1. 이론적인 정적 파괴인성 평가

정적 하중 하에서의 응력확대계수를 결정하는 방법은 ASTM E399⁹⁾에서 규정되어 있다. CT 시험편의 경우

$$K_Q = \frac{P_Q}{BW^{1/2}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (1)$$



(a) CT specimen



(b) 3PB specimen

Fig. 4 Configurations of computational model

여기서,

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right)}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[0.886 + 4.64 \frac{a}{W} - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.727 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.6 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right]$$

이다. 또한 3점 굽힘 시험편의 경우는 아래와 같다.

$$K_Q = \frac{P_Q S}{BW^{3/2}} f\left(\frac{a}{W}\right)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{3\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2}}{2\left(1 + 2\frac{a}{W}\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left[1.99 - \frac{a}{W} \right] \left(1 - \frac{a}{W} \right) \times \left[2.15 - 3.93 \frac{a}{W} + 2.7 \left(\frac{a}{W}\right)^2 \right] \quad (2)$$

여기서, W 는 시험편의 폭, B 는 시험편의 두께, a 는 균열길이, P_Q 는 균열개시 하중이다. 파괴인성은 균열개시하중, P_Q 에서의 K_Q 를 계산하고 평면변형률 파괴인성 조건에 부합할 때 K_{IC} 로 인정한다.

3.2. 변형률 측정에 의한 K_I 결정

균열선단의 변형률을 이용하여 응력확대계수 K_I 를 결정하는 방법은 Westergaard의 응력 함수를 사용하여 아래와 같은 방법으로 구할 수 있다.⁸⁾ 균열선단주위의 응력장을 Airy의 응력 함수로 표현하면 다음과 같다.

$$\Phi = \text{Re} \bar{Z} + y \text{Im} \bar{Z} + y \text{Im} \bar{Y} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \text{Re}Z - y \text{Im}Z' - y \text{Im}Y' + 2\text{Re}Y \\ \sigma_{yy} &= \text{Re}Z + y \text{Im}Z' + y \text{Im}Y' \\ \tau_{xy} &= -y \text{Re}Z' - y \text{Re}Y' - \text{Im}Y \end{aligned} \quad (4)$$

Fig. 5에서 지정한 좌표계의 경우, single-ended 균열에서 응력 함수 Z 와 Y 는 다음과 같이 정의된다.

$$Z(z) = \sum_{n=0}^N A_n z^{n-1/2}$$

$$Y(z) = \sum_{m=0}^M B_m z^m \quad (5)$$

여기서, 복소 변수 $z = x + iy$ 이다.

식(4)를 평면 응력-변형률 관계에 대입하면 변형률장에 대하여 다음과 같이 일반화된 식들을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} E\varepsilon_{xx} &= (1-\nu)\text{Re}Z - (1+\nu)y \text{Im}Z' \\ &\quad - (1+\nu)y \text{Im}Y' + 2\text{Re}Y \\ E\varepsilon_{yy} &= (1-\nu)\text{Re}Z + (1+\nu)y \text{Im}Z' \\ &\quad + (1+\nu)y \text{Im}Y' - 2\nu\text{Re}Y \\ \mu\gamma_{xy} &= -y \text{Re}Z' - y \text{Re}Y' - \text{Im}Y \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, μ 는 전단탄성계수(shear modulus), ν 는 프와송비, E 는 탄성계수이다. 식(6)은 무한 급수로 표현되는 식(5)의 응력함수 Z 와 Y 를 이용하여 정확히 변형률장으로 표현될 수 있다. 그러나 이렇게 표현되는 식에서 미지수인 계수 A_m , B_m 들의 값이 무한하기 때문에, 이 값들을 결정하기 위해서는 미지수만큼의 스트레인게이지가 필요하므로 실제적으로 적용할 수 없다. 따라서 급수의 일정부분을 절단 오차로서 무시하고, 변형률장의 표시를 특정 오차 범위 내에서 표현되도록 한다. 본 연구에서는 Z 와 Y 의 무한 급수 중 각각 처음 2항만을 고려하여, 4항으로 표시된 경우를 사용하여 식을 단순화하여, 응력함수 Z 와 Y 를 다음과 같이 정의하였다.

$$\begin{aligned} Z &= A_0 r^{-1/2} [\cos(\theta/2) - i \sin(\theta/2)] \\ &\quad + A_1 r^{1/2} [\cos(\theta/2) + i \sin(\theta/2)] \\ Y &= B_0 + B_1 r [\cos(\theta) + i \sin(\theta)] \end{aligned} \quad (7)$$

식(7)을 식(6)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$\begin{aligned} E\varepsilon_{xx} &= A_0 r^{-1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) \\ &\quad - (1+\nu) \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2)] \\ &\quad + 2B_0 + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) \\ &\quad + (1+\nu) \sin^2(\theta/2)] + 2B_1 r \cos \theta \\ E\varepsilon_{yy} &= A_0 r^{-1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) + \\ &\quad (1+\nu) \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2)] - 2\nu B_0 \\ &\quad + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) - \\ &\quad (1+\nu) \sin^2(\theta/2)] - 2\nu B_1 r \cos \theta \\ \mu\gamma_{xy} &= (A_0/2) r^{-1/2} \sin \theta \cos(3\theta/2) \\ &\quad - (A_1/2) r^{1/2} \sin \theta \cos(\theta/2) \\ &\quad - 2B_1 r \sin \theta \end{aligned} \quad (8)$$

식(8)의 변형률장에 대한 식들은 임의의 위치 r , θ 에서 x 축 및 y 축 방향으로 부착된 스트레인게이지로부터의 데이터 값을 이용하면, K_I 과 다음과 같은 관계를 갖는다. 즉 A_0 값이 결정되면 K_I 값을

구할 수 있다.

$$K_I = A_0 \sqrt{2\pi} \quad (9)$$

그러나, Fig. 5와 같이 임의의 각도 α 를 갖는 스트레인 게이지 방향에서 K_I 을 고려할 필요가 있다. 즉, 좌표변환을 통하여, 특정 좌표계에서 부착할 스트레인게이지 개수를 줄일 수 있는 위치와 방향을 선택하여 미지수를 줄일 수 있다. Fig. 5에서 지정된 것처럼 임의의 위치 $P(r, \theta)$ 의 좌표중심점을 갖는 회전된 (x', y') 좌표계에 대한 변형률들은 변형률 불변량과 변형률 변환공식의 복소수 표현으로부터 구할 수 있다.

$$\epsilon_{x'x'} + \epsilon_{y'y'} = \epsilon_{xx} + \epsilon_{yy} \quad (10)$$

$$\epsilon_{y'y'} - \epsilon_{x'x'} + i\gamma_{x'y'} = (\epsilon_{yy} - \epsilon_{xx} + i\gamma_{xy})e^{2i\alpha} \quad (11)$$

식(8)을 식(10)과 식(11)에 대입하고, 식(5)에서 $n=0, 1, m=0, 1$ 을 대입하면 식(12)와 같다.

$$\begin{aligned} 2\mu\epsilon_{x'x'} = & A_0 r^{-1/2} [k \cos(\theta/2) \\ & - (1/2) \sin \theta \sin(3\theta/2) \cos 2\alpha \\ & + (1/2) \sin \theta \cos(3\theta/2) \sin 2\alpha] \\ & + B_0 (k + \cos 2\alpha) + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [k \\ & + \sin^2(\theta/2) \cos 2\alpha - (1/2) \sin \theta \sin 2\alpha] \\ & + B_1 r [(k + \cos 2\alpha) \cos \theta - 2 \sin \theta \sin 2\alpha] \end{aligned} \quad (12)$$

$$k = (1 - \nu)/(1 + \nu) \quad (13)$$

식(12)에서 절단오차로서 B_1 항을 무시한다면, B_0 항은 다음과 같은 조건 하에서 제거된다.

$$\cos 2\alpha = -k = -(1 - \nu)/(1 + \nu) \quad (14)$$

또한, A_1 항은 다음의 조건 하에서 제거된다.

$$k + \sin^2(\theta/2) \cos 2\alpha - (1/2) \sin \theta \sin 2\alpha = 0 \quad (15)$$

위 식은 다음을 만족하면 성립된다.

$$\tan(\theta/2) = -\cot 2\alpha \quad (16)$$

따라서 식(12)에서 세 개의 파라미터를 이용하고,

식(15)와 식(16)을 만족시키는 위치와 방향에 한 개의 스트레인 게이지를 부착하여 K_I 값을 얻을 수 있다. 두 재료 모두 시험에 의하여 구한 프와송비가 0.33이므로 이를 이용하면 식(17)을 얻을 수 있다. 이때의 $\theta=60.50^\circ, \alpha=60.12^\circ$ 이고, 식(9)와 식(12)에 대입하면 식(17)을 얻을 수 있다.

$$K_I = 2.90214 E \sqrt{r} \epsilon_{x'x'} \quad (17)$$

균열선단에서 응력장의 분포는 Fig. 6과 같이 균열 선단부를 세 부분으로 구분할 수 있다⁸⁾. 균열선단 제일 안쪽인 영역 I 은 응력 상태가 평면 응력 인지, 평면변형률 상태인지 모호한 영역이다. 또한 재료의 항복에 의한 균열선단 소성역 영역으로 변형률 데이터를 이용하기가 어려운 구역이다. 중간부분인 영역 II는 변형률장이 다중변수이론을 이용하여도 정확도를 갖는 유효한 구역으로, 스트레인게이지를 이용하여 정확한 변형률장으로 표현할 수 있는 구역이다. 그러나, 균열선단에 가까운 곳에서만 응

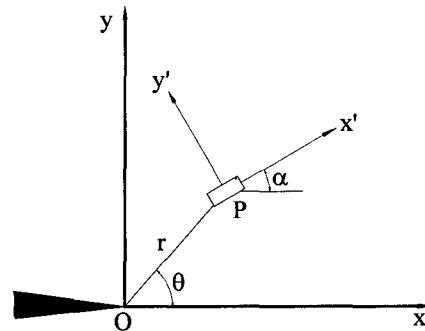


Fig. 5. Definition of coordinate systems O_{xy} and $P_{x'y'}$.

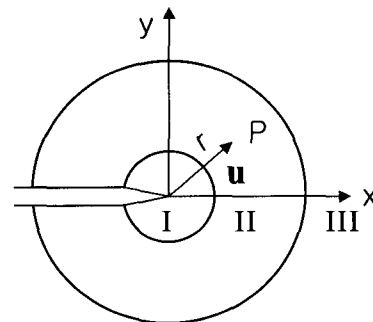


Fig. 6. Schematic illustration of the three regions associated with the near field for a compact-tension specimen at $a/W=0.5$

력의 특이성을 나타낼 수 있는 선형탄성이론을 적용하기 때문에 균열선단에서 멀리 떨어진 곳에서도 큰 오차가 발생하며, 이에 해당하는 바깥부분인 영역 III는 변형률장이 불완전한 급수로서 표현되는 구역으로 데이터가 정확하지 않다. 따라서, 스트레인게이를 이용하여 파괴인성을 평가하는 경우 영역 II에 해당하는 적절한 거리 r 을 평가하는 것은 필수적이다.

4. 시험 결과 및 고찰

4.1. 정적파괴인성 시험결과 및 고찰

Fig. 7~8에 Al 7075-T6 CT 시험편과 Al 7175-T74 3PB 시험편에 대한 대표적인 변형률-COD 곡선을 나타내었다. 각각의 그림에서 우측의 세로 점선은 ASTM E399⁹⁾에 의한 규정에 따라 결정된 균열개시 하중, P_Q 를 나타낸다. 균열개시 하중점에서의 변형

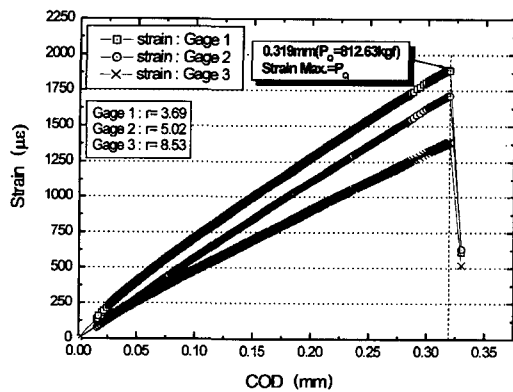


Fig. 7. Strain-cod curves obtained from strain gage method for CT specimen of Al 7075-T6

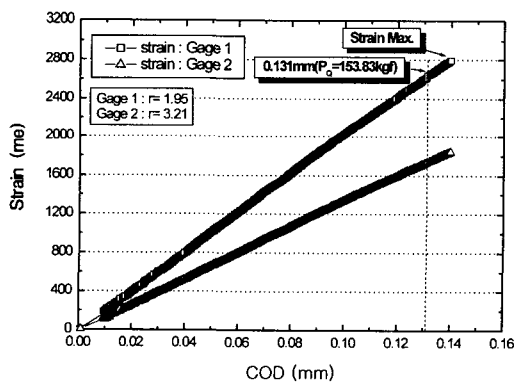


Fig. 8. Strain-COD curves obtained from strain gage method for 3PB specimen of Al 7175-T74

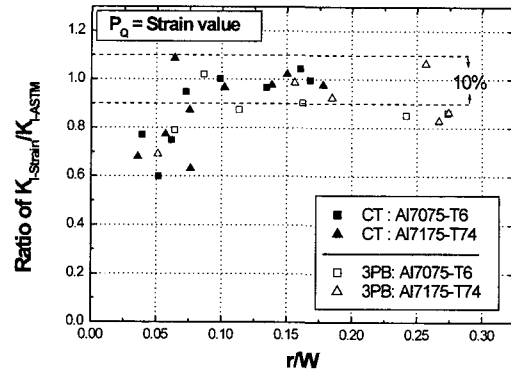


Fig. 9. Influences of r/W on $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ for static fracture toughness results of Al 7075-T6 and Al 7075-T74 alloys

률 값을 이용하여 식(17)에 대입하여 파괴인성을 결정하였다. Al 7075-T6 CT 시험편의 경우 균열 개시 하중과 최대 변형률은 동일한 시간에 발생하였다. 그러나, Al 7175-T74 3PB 시험편의 경우 균열 개시 하중 이후에 최대 변형률이 발생함을 볼 수 있다. 다른 시험 결과¹²⁾에서도 CT 시험편의 경우 균열개시하중과 최대변형률이 발생하는 시점이 대부분 일치하나, 3PB 시험편 특히 Al 7175-T74의 경우 균열개시하중이 최대 변형률이 발생하는 하중보다 작은 경우가 많이 있음을 볼 수 있었다.

Fig. 9는 스트레인게이지 부착위치까지의 거리 r/W 와 $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ 의 관계를 나타낸 결과이다. 여기서, $K_{I-Strain}$ 은 스트레인게이지법에 의한 파괴인성이며, K_{I-ASTM} 은 ASTM에 규정되어 있는 이론적인 방법으로 구한 파괴인성이다. 그림에서 볼 수 있듯이 3PB 시험편의 경우, Al 7075-T6는 $r=1.08\text{mm}$, $r/W=0.08$ 이상에서 $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ 이 0.91 이상으로 비교적 잘 일치하며, Al 7175-T74는 $r=1.95\text{mm}$, $r/W=0.15$ 이상에서 $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ 이 0.92 이상으로 잘 일치하고 있다. 그러나, 두 재료 모두 $r=3.2\text{mm}$ 이상, $r/W=0.26$ 이상에서는 $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ 의 비가 10% 이상의 오차를 보이고 있고, 이 영역은 영역 III에 해당하는 것으로 생각된다. $r/W=0.065$ 이하는 Region I에 해당하는 영역으로, 이 영역은 응력장이 불균일하여 변형률이 일정하지 않고, 또한 소성역의 영향을 받으므로 오차가 크게 발생하는 것으로 생각된다. CT 시험편의 경우에도 비슷한 경향을 보이고 있으며, 두 재료 공히 $r/W=0.075$ 이상에서는 ASTM법과 스트레인게이

지법에 의한 결과가 잘 일치함을 볼 수 있다. 따라서 파괴인성 측정 시 스트레인게이지법을 이용할 경우 균열선단으로부터 스트레인게이지 부착 위치까지의 거리를 결정하는 것이 정확한 파괴인성 측정에 중요한 역할을 하는 것을 알 수 있다.

Fig. 7, 8에서 볼 수 있듯이 CT시험편의 경우에는 균열개시 하중이 최대 변형률이 발생하는 시점과 일치하는 경우가 대부분인데 비하여, 3PB 시험편의 경우, 특히 Al 7175-T74의 경우에는 균열개시 하중점(P_Q)과 최대 변형률이 발생하는 시점 사이에 약간의 차이가 있는 것을 볼 수 있다. 일반적으로 동적파괴인성(K_{II}) 측정 시 하중에 의한 방법이 널리 사용되고 있지만, 고속에서 측정되는 하중에는 관성력이 영향을 미치므로 취성 재료의 경우 정확한 균열개시하중을 측정하는 것은 어려움이 있다. 이런 이유로 본 연구는 하중 대신 시험편의 국부적인 변형률을 이용하여 정적 및 동적파괴인성을 평가하려는 목적으로 수행하였다.

따라서, Fig. 10에 동적파괴인성 측정 시 하중에 의한 방법 대신 스트레인게이지법을 적용하기 위하

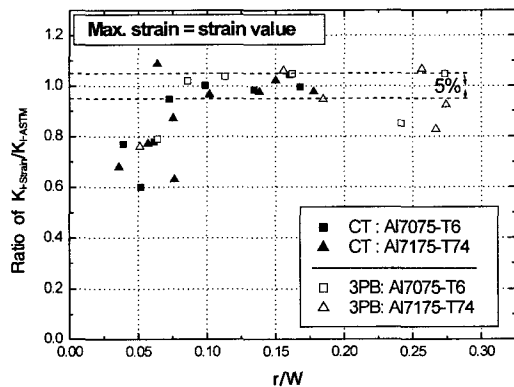


Fig. 10. Influences of r/W on $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ for static fracture toughness results of Al 7075-T6 and Al 7075-T74 alloys

여 ASTM에서 규정한 균열개시하중을 이용한 정적 파괴인성과 최대 변형률을 식(17)에 대입하여 얻은 정적 파괴인성을 비교하였다. 또한 적절한 스트레인 게이지 부착 위치를 평가하기 위하여 거리 r 에 대하여 정리하였다.

최대 변형률 값을 이용한 Fig. 10의 결과들은 Fig. 9의 결과보다 $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ 의 비가 1에 더욱 가까운 것을 볼 수 있다. CT시험편의 경우에는 대부분 균열 개시하중과 최대변형률이 동일한 시점에서 발생하므로, 큰 차이 없이 비슷한 결과를 보이나, 3PB 시험편의 경우에는 몇 개의 시험결과들이 균열 개시하중과 최대 변형률이 차이를 보이고 있어서 Fig. 9와 비교하여 Fig. 10의 특정 위치의 데이터들만 변화한 것을 볼 수 있다. Fig. 10에서 영역 I의 범위는 3PB 시험편의 경우에 Al 7075-T6은 $r/W=0.08$ 이내로 볼 수 있으며, Al 7175-T74는 $r/W=0.15$ 이내로 볼 수 있다. 그러나, Al 7175-T74 3PB 시험편의 경우, r/W 가 0.075~0.15 사이의 시험데이터가 부족하므로 신뢰성 있는 결과를 얻기 위해서는 이 구간에서의 데이터들이 필요할 것으로 판단된다. CT 시험편의 경우에는 영역 II의 범위가 $r/W=0.075$ 이상에 존재하고 있어, ASTM 규정의 균열개시하중(P_Q)점에서의 변형률을 이용한 Fig. 9의 결과와 비슷하게 관찰되었다.

Fig. 10의 결과를 이용하면 동적파괴인성 측정 시 적절한 위치에 스트레인게이지를 부착하고 이 위치의 최대 변형률 값을 이용하여 동적 파괴인성을 평가할 수 있을 것으로 판단된다.

4.2. 유한요소해석 결과 및 고찰

시험에서 얻은 각각의 변형률과 응력확대계수 결과들을 수치 해석 결과와 비교하기 위하여 유한요소해석을 수행하였다. 응력확대계수 평가 시 ASTM에 규정된 방법들은 이론식에 해당한다고 생각할 수 있다⁹⁾.

Table 4는 Al 7075-T6 CT 시험편의 경우 $r=$

Table 4 Comparison of strain and KI values of CT specimen for Al 7075-T6, $r=5.02\text{mm}$

Load (kgf)	Strain ($\mu\epsilon$)	Strain FEM ($\mu\epsilon$)	KASTM ($\text{kgf}/\text{mm}^{3/2}$)	KStrain ($\text{kgf}/\text{mm}^{3/2}$)	KFEM ($\text{kgf}/\text{mm}^{3/2}$)
100	211	224	10.02	10.04	10.66
200	452	448	20.04	21.51	21.32
400	886	893	40.09	42.17	42.50
600	1280	1330	60.13	60.92	63.30
800	1690	1770	80.17	80.44	84.24

5.02mm, $r/W=0.1$ 에서 시험 및 해석 결과이다. 또한, Fig. 11과 12는 Al 7175-T74 3PB 시험편에 대한 $r=1.95\text{mm}$, $r/W=0.15$ 에서의 결과들을 비교한 그래프이다. 각각의 결과에서 볼 수 있듯이 유한요소해석 결과는 시험 결과와 근접하나, Fig. 11, 12의 균열개시 하중 근방에서는 약 8%의 변형률 오차(Fig. 11)와 약 10% 응력확대계수 오차(Fig. 12)를 보이고 있다. Fig. 11의 경우 시험에서 측정된 균열개시하중은 약 151kgf이고, 균열개시하중 이상인 160kgf에서 변형률이 가장 크게 측정되었다. 이 때의 변형률값은 유한요소해석에 의하여 구한 결과보다 약 10% 크게 평가되었다.

Fig. 13, 14는 유한 요소 해석을 이용하여 균열 끝에서 균열 진전 방향으로 거리를 증가시켜가며 응력 분포를 계산한 결과이다. 이런 시도는 스트레인 게이지법을 적용함에 있어 전술한 바와 같이 적절하였기 때문에 요소의 크기와 같은 해석상의 문제

한 스트레인게이지 부착위치는 시험 결과에 큰 영향을 미치므로 응력의 특이성을 관찰하기 위하여 수행되었다. Fig. 13, 14의 결과는 균열 개시 시점의 하중으로 해석에서는 하중을 증가시켜 가며, 하중-COD 곡선을 얻고, ASTM에서 규정한 방법으로 P_Q 를 계산하여, 이때의 하중을 균열개시하중으로 간주하였다. Fig. 13의 Al 7075-T6, 3점 굽힘 시험편의 경우 r/W 가 0.05 이하에서, Fig. 14의 Al 7175-T74, CT 시험편의 경우 r/W 가 0.025 이하에서는 소성 변형이 발생한 상태로 볼 수 있으며, 스트레인게이지를 이 영역 이상에서 부착하여야만 적절한 변형률값을 얻을 수 있을 것으로 생각된다. 이 결과들은 앞의 시험 결과와 차이가 있는데, 이는 시험에서 스트레인 게이지를 부착할 때 일정한 간격으로 부착하였기 때문에 정확한 영역의 경계를 구분하기가 어렵고, 해석에서 사용한 방법은 절점에서의 응력값을 이용 점들이 고려되어야 한다고 판단된다.

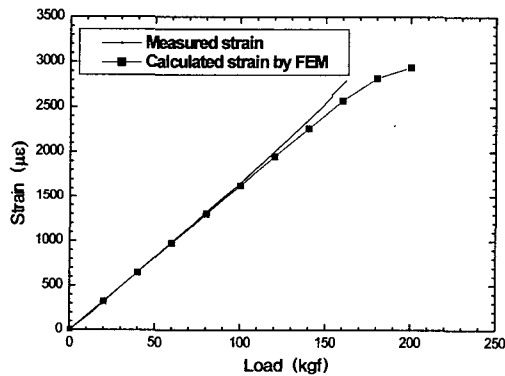


Fig. 11. Comparison of measured and calculated strain values for 3PB of Al 7175-T74, $r/W=0.15$

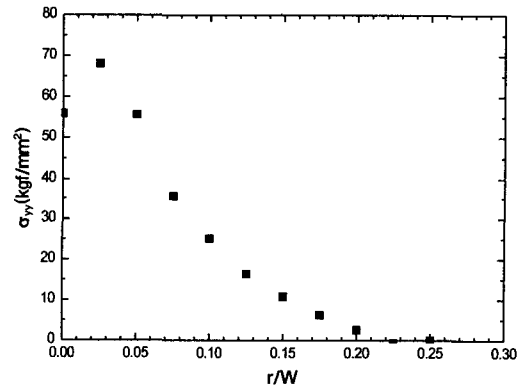


Fig. 13. Elasto-plastic stress distribution of Al 7075-T6 for 3PB specimen at crack tip

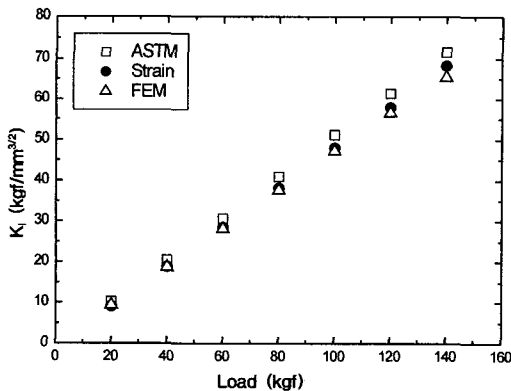


Fig. 12. Stress intensity factor values for 3PB of Al 7175-T74, $r/W=0.15$

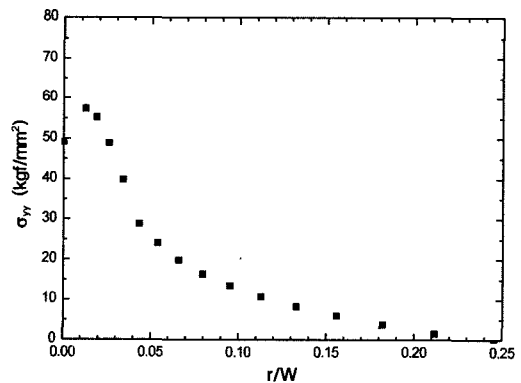


Fig. 14. Elasto-plastic stress distribution of Al 7175-T74 for CT specimen at crack tip

5. 결 론

본 논문에서는 추진기관용 부품 소재인 Al 7075-T6와 Al 7175-T74의 정적파괴인성을 평가하기 위하여 스트레인게이지법을 적용하였다. 또한 유한요소해석을 통하여 정적응력확대계수 및 변형률 등을 계산하였다. 본 연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

1) 스트레인게이지법을 이용한 정적 파괴인성 평가 결과들은 ASTM E399에 의한 표준 시험법과 잘 일치하고 있어 파괴인성의 정량적인 평가 방법으로 유용하다.

2) 스트레인게이지법을 이용하여 응력확대계수를 결정하는 경우, 소성역의 크기 및 균열선단으로부터 적절한 위치의 선택이 고려되어야만 신뢰성 있는 데이터를 얻을 수 있다.

3) 스트레인게이지법에서 적절한 위치의 최대 변형률값을 이용하여 파괴인성을 측정하는 방법은 동적파괴인성 측정에 적용 가능하다고 판단된다.

4) ASTM법 및 스트레인게이지법을 이용하여 얻은 정적응력확대계수 및 변형률 값은 유한요소해석을 통하여 얻은 결과들과 잘 일치하나, 본 연구에서 사용한 적절한 스트레인게이지 부착위치를 결정하는 해석 절차는 추후 연구가 필요할 것으로 판단된다.

참고문헌

- 1) 임동규, 김덕희, 김재훈, 문순일, "추진기관용 연소관 소재의 동적파괴인성 측정," 한국군사과학기술학회 종합학술대회 논문집, Vol. II, pp. 491-494, 2001.
- 2) Shukla, A. Agarwal, R. K. and Nigam, H., "Dynamic Fracture Studies on 7075-T6 Al and 4340 Steel using Strain Gages and Photoelastic Coatings," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 31, No. 3, pp. 501-515, 1989.
- 3) Shockey, D., Kalthoff, J. F., Klemm, W. and Winkler, S., "Simultaneous Measurements of Stress Intensity for Fast Running Cracks in Steel," Experimental Mechanics, Vol. 23, No. 2, pp. 140-145, 1983.
- 4) Kang, B. S. and Kobayashi, A. S., "J-Resistance Curves in Al SEN Specimens using Moire Interferometry," Experimental Mechanics, Vol. 28, No. 2, pp. 154-158, 1988.
- 5) 김재훈, 문순일, 이현철, 김덕희, "스트레인게이지법을 이용한 응력확대계수 측정," 한국추진공학회 논문집, Vol. 4. No. 2, pp. 53-64, 2000.
- 6) L. Parnas, O. G. Bilir and E. Tezcan, "Strain Gage Methods for Measurement of Opening Mode Stress Intensity Factor," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 55, No. 3, pp. 485-492, 1996.
- 7) G. R. Irwin, "Analysis of Stress and Strain Near the End of a Crack Traversing a Plate," Transactions of ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, No. 3, pp. 361-364, 1957.
- 8) J. W. Dally and R. J. Sanford, "Strain Gage Methods for Measuring the Opening Mode Stress Intensity Factor KI," Experimental Mechanics, Vol. 27, No. 4, pp. 381-388, 1987.
- 9) ASTM E399-90, "Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials," Metals Test Methods and Analytical Procedures, Vol. 3, pp. 408-438, 1987.
- 10) ANSYS User's Manual, Procedures, Revision 5.7, Swanson Analysis System, 2000.
- 11) R. S. Barsom, On the Use of Isoparametric Finite Elements in Linear Fracture Mechanics, Int. J. Numer. Meth. Engng., Vol. 10, pp. 25-37, 1978.
- 12) 임동규, "70계열 알루미늄 합금의 동적파괴인성 및 노치 영향," 충남대학교 대학원 석사학위논문, 2002.