

스트레인게이지법을 이용한 응력확대계수 측정

김재훈* · 문순일** · 이현철* · 김덕희*

Measurement of Stress Intensity Factor
Using Strain Gage Methods

J.H.Kim* · S.I.Moon** · H.C.Lee* · D.H.Kim*

ABSTRACT

Strain gage method is investigated to evaluate the mode I stress intensity factor. Two types of specimens for CT and three point bend specimen are used. Sharp notch of specimens is manufactured by wiring discharge machining. Strain gages signal from the crack tip region are used to calculate stress intensity factors. The results are compared with those of the ASTM E399 method and finite element analysis. The present experimental results coincide well with the data obtained from finite element analysis. Attached position of strain gage should be seriously considered during the application of this method.

초 록

모드 I 응력확대계수를 결정하기 위한 스트레인게이지법이 연구되었다. CT 시험편과 3점 굽힘 시험편이 사용되었다. 시험편의 예리한 노치부는 와이어 방전 가공에 의하여 제작되었다. 균열 선단 영역으로부터 얻은 스트레인게이지 신호는 응력확대계수를 계산하는데 사용되었다. 시험 결과는 ASTM E399에 의하여 얻어진 결과 및 유한요소해석 결과와 비교하였다. 시험 결과들과 유한요소해석 결과는 잘 일치하였다. 이 방법을 적용할 때 스트레인게이지 부착 위치는 신중히 고려되어야 한다.

기 호 설 명		P	: load (kgf)
W	: width of specimen (mm)	S	: span between the rolls of three point bend test (mm)
B	: thickness of specimen (mm)	K	: stress intensity factor ($kgf/mm^{3/2}$)
a	: crack length (mm)	μ	: shear modulus

*충남대학교(Chungnam National University)

**국방과학연구소(Agency for Defence Development)

- ν : Poisson's ratio
 E : Young's modulus
 A_m, B_m : unknown coefficients
 Z, Y : Airy's stress function
 r : distance from crack tip to attached strain gage(mm)
 θ : angle between x-axis of crack tip and attached strain gage($^\circ$)
 α : angle between x-axis and attached strain gage
 x', y' : rotated coordinate system
 $\epsilon_{x'}, \epsilon_{y'}$: strains relative to a rotated coordinate system

참 자

- I : mode I (opening mode)
 ASTM : American Society for Testing and Materials
 strain : strain gage method
 FEM : finite element method

1. 서 론

파괴인성의 정량적 평가는 균열이 내재할 수 있는 구조물의 설계 및 사용 중 건전성 확보를 위하여 필수적이다. 파괴인성의 정량적 측정방법은 광탄성법, 코스틱법 및 모아레법^{1),2),3)} 등이 있으나, 고가의 장비가 필요하고 실험으로 구현하는데 어려움이 있기 때문에, 실험이 비교적 간단하고 신뢰성 있는 스트레인지지법에 관한 연구가 이루어지고 있다. 이 방법은 실험적으로 단순하지만 스트레인지지 위치와 방향에 따라 재료의 특정 부위에서만 측정이 이루어지므로, 최적응답을 얻기 위해서 균열선단 주위의 변형률장을 정의하여 스트레인지지의 부착 위치와 방향을 정확히 결정해야 한다. 스트레인지지를 이용하여 균열선단 근방의 응력확대계수를 결정하려는 연구는 Irwin⁴⁾에 의하여 처음 시도되었다. 그러나 초기에 이 이론은 응력확대계수를 결정할 수 있는 소형의 스트레인지지가 없었고, 광탄성법이나

컴플라이언스(compliance)에 의한 방법들에 비하여 실용성이 부족하여 크게 발전하지는 않았다. 그러나 동적 상태에서 컴플라이언스법에 의하여 응력확대계수를 결정하기는 어렵고, 광탄성법으로 실험이 어려운 재료들이 있어 이들 방법들도 실제적인 문제의 적용에는 한계가 있었다⁵⁾. 그 후 전기 저항식 스트레인지지를 균열선단에 부착하여 변형률을 측정하고, 이 결과를 이용하여 응력확대계수를 계산하는 방법은 Dally와 Sanford⁶⁾에 의하여 수식화 되었다. 이식은 정적 및 동적 상태에서 개구형 응력확대계수 K_I 를 결정하는 이론으로 사용되고 있다^{7),8),9)}.

본 연구는 모드 I 정적응력확대계수를 측정하기 위하여, Dally와 Sanford의 이론⁶⁾을 근거로 스트레인지지 부착위치를 제시하고, 변형률 값을 이용하여 응력확대계수를 결정하였다. 측정된 변형률 및 응력확대계수는 ASTM E399에 의한 방법¹⁰⁾ 및 유한요소해석에 의한 결과와 비교하여 그 타당성을 제시하였다. 시험에 사용한 재료는 항공기나 로켓의 추진기용 구조재로 사용되는 마레이징강과 티타늄 합금이다. 3점 굽힘 시험편(three point bending specimen)과 CT 시험편(compact tension specimen)을 사용하여 시험 평가하였다.

본 연구를 통해 정적상태에서 간편하게 응력확대계수를 결정하는 방법을 제시하였다. 더 나아가 동적시험에서 균열선단의 정확한 동적거동을 평가하기 위한 스트레인지지법의 가능성을 제시하였다.

2. 이론적 배경

2.1 ASTM E399에 의한 응력확대계수 결정

정적 하중 하에서의 응력확대계수를 결정하는 방법은 ASTM E399¹⁰⁾에서 규정되었고, CT 시험편의 경우 다음과 같다.

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

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

또한 3점 굽힘 시험편의 경우는 아래와 같다.

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

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

여기서, W는 시험편의 폭, B는 시험편의 두께, a는 균열길이, P_Q는 하중, S는 시험편 지지점 사이의 거리이다. 파괴인성은 균열개시하중, P_Q에서의 K_Q을 계산하고 평면변형을 파괴인성 조건에 부합할 때 K_{IC}로 인정한다.

2.2 스트레인게이지법에 의한 응력확대계수 결정

균열선단의 변형률을 이용하여 응력확대계수 K_I을 결정하는 방법은 Westergaard의 응력 함수를 사용하여 Dally와 Sanford⁶⁾에 의해 연구되었다. 균열선단주위의 응력장을 Airy의 응력 함수로 표현하면 다음과 같다.

$$\Phi = Re \bar{Z} + yIm \bar{Z} + yIm \bar{Y} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= ReZ - yImZ' - yImY' + 2ReY \\ \sigma_{yy} &= ReZ + yImZ' + yImY' \\ \tau_{xy} &= -yReZ' - yReY' - ImY \end{aligned} \quad (4)$$

Fig. 1에서 지정한 좌표계의 경우, single-ended 균열에서 응력 함수 Z와 Y는 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} Z(z) &= \sum_{n=0}^N A_n z^{n-1/2} \\ Y(z) &= \sum_{m=0}^M B_m z^m \end{aligned} \quad (5)$$

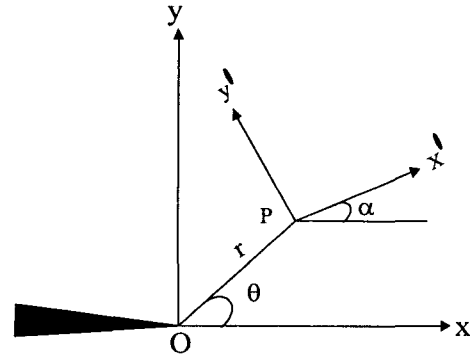


Fig. 1. Definition of coordinate systems O_{xy} and P_{xy}'

여기서, 복소 변수 z = x + iy 이다. 식(4)를 평면 응력-변형률 관계에 대입하면 변형률장에 대하여 다음과 같이 일반화된 식들을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} E\epsilon_{xx} &= (1-\nu)ReZ - (1+\nu)yImZ' \\ &\quad - (1+\nu)yImY' + 2ReY \\ E\epsilon_{yy} &= (1-\nu)ReZ - (1+\nu)yImZ' \\ &\quad + (1+\nu)yImY' - 2\nu ReY \\ \mu\gamma_{xy} &= -yReZ' - yReY' - ImY \end{aligned} \quad (6)$$

여기서, μ는 전단탄성계수(shear modulus), ν는 프와송비(Poisson's ratio), E는 탄성계수(Young's modulus)이다. 식(6)은 무한 급수로 표현되는 식(5)의 응력함수 Z와 Y를 이용하여 정확히 변형률장을 표현될 수 있다. 그러나 이렇게 표현되는 식의 미지수인 계수 A_m, B_m들의 값이 무한하기 때문에, 이 값들을 결정하기 위해서는 미지수만큼의 스트레인게이지가 필요하므로 실제로 적용할 수 없다. 따라서 급수의 일정부분을 절단오차로서 무시하고, 변형률장의 표시를 특정 오차 범위 내에서 표현되도록 한다. 본 연구에서는 Z와 Y의 무한 급수 중 각각 처음 2항만을 고려하여, 4항으로 표시된 경우를 사용하여 식을 단순화하였다. 응력함수 Z와 Y를 다음과 같이 정의하였다.

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

식(7)을 식(6)에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$E\epsilon_{xx} = A_0 r^{-1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) \\ - (1+\nu) \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2)] + 2B_0 \\ + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) + (1+\nu) \\ \sin^2(\theta/2)] + 2B_1 r \cos \theta \\ E\epsilon_{yy} = A_0 r^{-1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) + \\ (1+\nu) \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2)] - 2\nu B_0 \\ + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) - (1+\nu) \\ \sin^2(\theta/2)] - 2\nu B_1 r \cos \theta \quad (8)$$

$$\mu\gamma_{xy} = (A_0/2) r^{-1/2} \sin \theta \cos(3\theta/2) - \\ (A_1/2) r^{1/2} \sin \theta \cos(\theta/2) - 2B_1 r \sin \theta$$

식 (8)의 변형률장에 대한 식들은 임의의 위치 r, θ 에서의 x 축 및 y 축 방향으로 부착된 스트레인게이지로부터 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. 1에서 임의의 각도 α 를 갖는 스트레인 게이지 방향에서 K_I 을 고려할 필요가 있다. 좌표변환을 통하여, 임의의 스트레인게이지 위치와 방향으로 표현되는 새로운 좌표축에서의 K_I 값을 표현하는 것이 일반적이다. 또한 특정 좌표계에서 부착할 스트레인게이지 갯수를 줄일 수 있는 위치와 방향을 선택하여 미지수를 얻을 수 있다. Fig. 1에

서 지정된 것처럼 임의의 위치 $P(r, \theta)$ 의 좌표중심 점을 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.

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

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

식(12)는 $P(x', y')$ 좌표계에서 α 방향으로 위치한 스트레인게이지에서 측정된 $\epsilon_{x'x'}$ 와 K_I 의 관계를 알 수 있는 식이다. r 은 균열선단에서 스트레인게이지 중심까지의 거리이고, α 는 스트레인게이지의 회전각을 나타낸다.

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

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

또한, A_1 항은 다음의 조건하에서 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 0.31이므로 이를 이용하면 다음 식을 얻을 수 있다. 이때의 $\theta=63.57^\circ$, $\alpha=60.89^\circ$ 이다.

$$K_I = 2.95731 E \sqrt{r} \epsilon_{xx} \quad (17)$$

또한 식(12)에서 첫 번째 항을 이용하여, $\theta=90^\circ$, $\alpha=90^\circ$ 인 값을 대입하여 식 (18)을 얻었다. 여기서도 식 (12)의 A_1 항에 대한 추가적인 보정이 있다. 그러나, 식 (18)을 근사적으로 만족하는 단일 요소 게이지에 대해서, 이 항에 의한 영향은 1%보다 작다.

$$K_I = 2.63562 E \sqrt{r} \epsilon_{xx} \quad (18)$$

3. 시험 및 유한요소해석 방법

3.1 재료 및 시험편

시험에 사용된 재료는 항공기나 로켓의 추진기용 구조재로 널리 사용되는 고강도 마레이징강 250(18 Ni)과 티타늄합금이다. 두 재료의 화학적 성분은 각각 Table 1 및 Table 2와 같다.

인장시험에 의해 구한 두 가지 재료의 기계적 특성은 Table 3과 같다. 인장 시험에서 얻은 탄성계수, 프와송비 및 응력-변형률 데이터는 유한요소해석 수행 시 물성치로 사용되었다.

파괴인성 시험을 수행하기 위한 CT 시험편과 3점 굽힘 시험편은 ASTM E399-90 규격¹⁰⁾에 따라 Fig. 2, 3과 같이 가공하였다.

Table 1. Chemical composition of maraging steel(wt : %).

Material	Ni	Co	Mo	Ti	Al	Si	Mn
Maraging steel	18.45	8.24	4.92	0.34	0.10	0.02	0.01

Table 2. Chemical composition of titanium alloy (wt : %)

Material	Al	V	Fe	O	C	H
Ti-6Al-4V	5.91	3.76	0.15	0.12	0.01	0.01

Table 3. Mechanical properties of maraging steel and titanium alloy

Properties	Maraging steel	Titanium alloy
Young's Modulus, E (kgf/mm ²)	17,221	11,502
0.2% Yield strength, σ_y (kgf/mm ²)	155.6	104.04
Tensile strength, σ_u (kgf/mm ²)	163.2	105.72
Poisson's ratio, ν	0.31	0.31
Elongation (%)	7.7	.
Hardness (HRC)	50.96	44.31

3.2 파괴인성시험

파괴인성시험은 ASTM E399¹⁰⁾에 준한 방법과 스트레인게이지법을 이용한 시험 방법 등 두 가지 경우에 대하여 시험 평가하였다.

모든 시험편의 예비 피로균열은, 전기유압식 피로 시험기(Shimadzu, EHF-ED10) 피로 시험기를 사용하였다. 균열길이는 디지털 이동식 현미경을 사용하여, 최종 균열 길이가 0.5W가 되도록 일정하게 유지하였다.

스트레인게이지는 식(14)~(16)을 만족하는 $\theta=63.57^\circ$, $\alpha=60.89^\circ$ 위치를 선정하여 부착하였다. 스트레인게이지의 적절한 위치를 알아보기 위하여, 균열선단으로부터 스트레인게이지의 중심위치까지의 거리 r 를 변화시켜 부착하였다. CT 시험편의 경우는 r 이 3~3.5mm, 7.5~8mm, 13mm에 위치하고, 3점 굽힘 시험편은 1.2~1.3mm, 2mm, 3.4mm에 위치시켜 변형률을 측정하였다. 측정된 변형률들은 식(17)에 대입하여 응력확대계수를 구하였

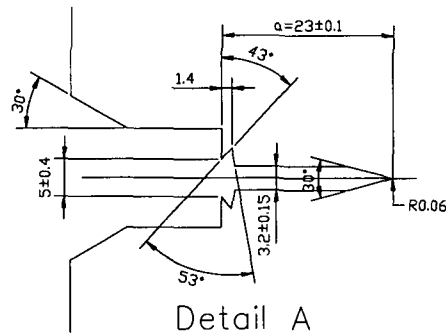
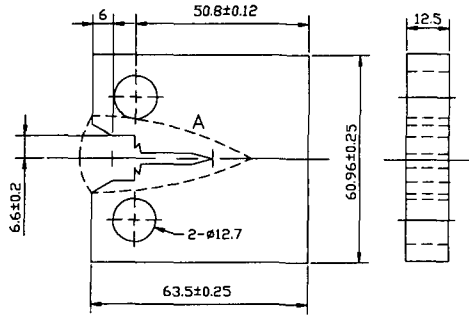


Fig. 2. Shape and dimensions of CT specimen

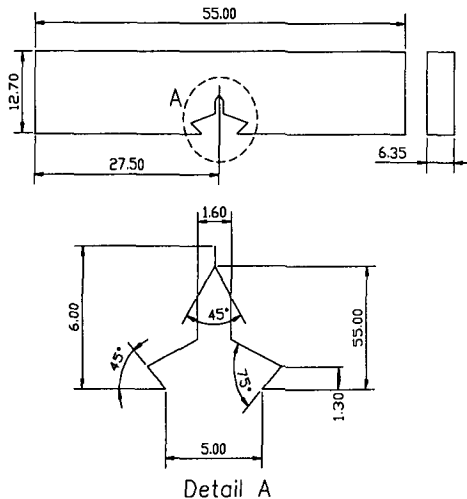
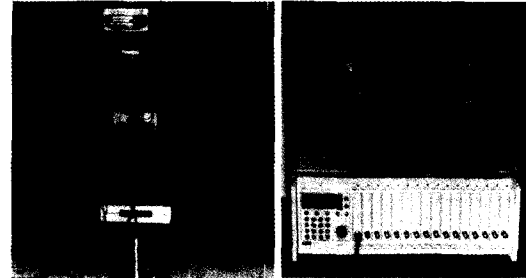


Fig. 3. Shape and dimensions of 3PB specimen



(a) 3PB fracture toughness test (b) Dynamic strain amplifier

Fig. 4. Configuration of experimental setup for three point bending test

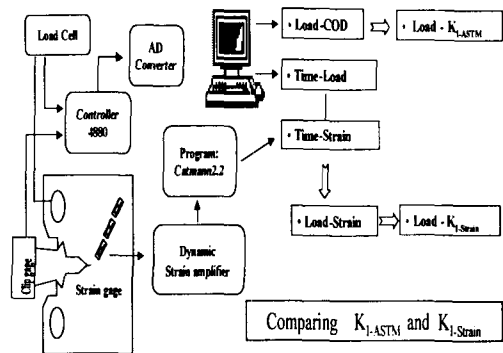


Fig. 5. Schematic setup of fracture toughness test

다. 시험에 사용된 스트레인게이지는 Measurement Group Inc.의 EA-06-031CF-120이다.

Fig. 4는 3점 굽힘 시험편의 파괴인성 시험 및 변형을 측정장치를 보여주고 있다. 변형률은 HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik)사의 16채널 동적 스트레인 앰프 MGC Plus를 사용하여 측정하고 HBM사로부터 제공되는 Catman 2.2 프로그램을 이용하여 데이터를 처리하였다.

Fig. 5는 대략적인 파괴인성시험의 흐름을 보여주고 있다. 스트레인게이지를 부착한 3점 굽힘 시험편과 CT 시험편을 시험기에 장착하고, ASTM 규정의 평면변형률 파괴인성시험을 수행한다. ASTM E399에 의한 파괴인성 측정은 로드셀(load cell)의 하중신호와 클립게이지(clip gage)에서의 균열개구 변위(COD: Crack Opening Displacement) 신호

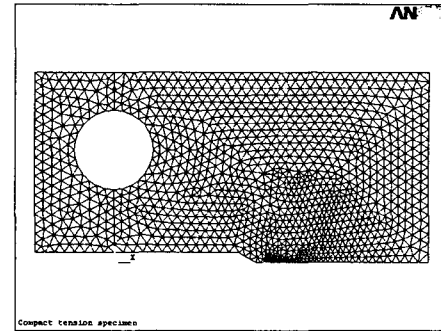
를 이용하여 하중-COD 선도를 구하여, ASTM 규정에 의한 파괴인성값, K_{I-ASTM} 을 평가한다.

스트레인게이지법에 의한 파괴인성을 평가하기 위하여 로드셀의 하중신호를 A/D converter를 통해 시간-하중 곡선을 얻고, 스트레인게이지에서 나오는 변형률 신호는 동적 스트레인앰프를 사용하여 시간-변형률 곡선을 얻는다. 시간-하중 곡선과 시간-변형률 곡선을 비교함으로써 하중-변형률 곡선을 얻는다. 하중-변형률 곡선에서 변형률값은 식 (17)에 적용하여 하중에 따른 응력확대계수를 얻었다.

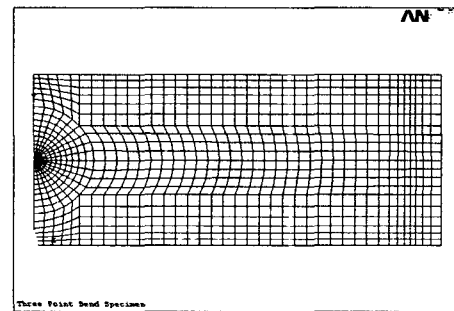
ASTM E399를 적용하여 얻은 응력확대계수 K_{I-ASTM} 과 스트레인게이지법을 이용하여 얻은 $K_{I-Strain}$ 을 비교 평가하였다.

3.3 유한 요소 해석

평면변형을 파괴인성 및 스트레인게이지로부터 얻은 변형률값을 검증하기 위하여 범용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS¹¹⁾를 이용하였다. 3점 굽힘 시험편 및 CT 시험편의 두 가지 경우의 유한 요소 해석을 위해, 인장 시험으로부터 얻은 탄성 계수, 프와송비 및 응력-변형률 데이터를 적용하여 탄소강 해석을 수행하였다. CT 시험편의 경우 총 2,267개의 요소 및 4,703개의 절점이 사용되었고, 3점 굽힘 시험편의 경우 918개의 요소 및 2,867개의 절점이 사용되었다. 균열선단의 응력 특이성을 나타내기 위하여 중간 절점을 1/4지점으로 옮긴 특이요소가 사용되었다. 시험에서 측정된 균열 개시 하중에 대하여, 파괴인성 및 스트레인게이지 부착 위치 및 방향에서 변형률을 계산하였다. Fig. 6은 ANSYS를 이용하여 모델링한 두 시험편의 형상 및 경계조건을 나타내고 있다.



(a) CT specimen



(b) 3PB specimen

Fig. 6. Configurations of computational model

4. 시험 결과 및 고찰

4.1 ASTM 규정에 의한 파괴인성, K_{I-ASTM} 평가

Table 4는 두 재료에 대하여 ASTM 규격에 의한 파괴인성 시험 결과를 나타내고 있다. 두 재료 모두 CT 시험편과 3점 굽힘 시험편과의 결과값들은 다소 차이를 보이고 있다. 이는 가공 및 열처리

Table 4. Results of Mode I fracture toughness test for CT and 3PB specimens of maraging steel and titanium alloy

Material	Specimen	P_{max} (kgf)	P_Q (kgf)	K_Q (kgf/mm ^{3/2})
Maraging steel	3PB	750.80	696.35	331.59
	CT	3761.90	3213.90	343.12
Titanium alloy	3PB	161.32	160.89	103.81
	CT	1444.11	1381.26	147.07

시에 3점 굽힘 시험편과 CT 시험편 사이의 차이, 시험상 오차 등으로 인해 발생된 것으로 판단된다. 또한 티타늄합금의 경우 열전도도가 매우 낮은 재료이고¹²⁾, 3점 굽힘 시험편은 CT 시험편에 비해 소형이므로 열 등과 같은 가공 시 영향에 의하여 마레이징강의 경우보다 시험결과 차이가 더 크게 발생되었다고 판단된다.

시험 결과로부터 마레이징강은 강도가 우수하고 파괴 인성값은 다른 재료에 비해 매우 큼을 알 수 있다¹³⁾. 본 시험에 사용된 티타늄합금의 경우 파괴 인성은 마레이징강에 비하여 상대적으로 작을 것이며, 시험 시 티타늄합금은 마레이징강에 비하여 균열이 개시되면 순간적으로 균열이 전파되어 파괴가 일어나는 것을 관찰할 수 있었다.

4.2 스트레인게이지법에 의한 파괴인성, $K_{I-Strain}$ 평가

Fig. 7~10은 마레이징강과 티타늄합금의 3점 굽힘 시험편과 CT 시험편에 대한 대표적인 시간-변형률곡선을 나타내고 있다. 각각의 그림에서 세로축의 짧은 점선은 ASTM E399에 의한 파괴인성시험시 균열개시하중을 나타내고 있고, 이때의 변형률 값을 식 (17)에 대입하여 파괴인성을 얻었다. $\alpha=90^\circ$ 인 지점에 스트레인게이지를 부착하여 시험을 하였으나, 균열선단의 90° 방향에서 변형률 값들이 위치에 따라 변화가 매우 심하여 일관된 스트레인게이지 위치를 선정하는 데 어려움이 발생하였다. 따라서 처음에 제시한 $\theta=63.57^\circ$, $\alpha=60.89^\circ$ 값으로 시험 결과를 정리하였다.

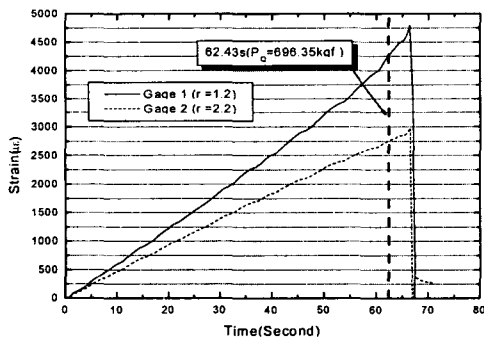


Fig. 7. Time-Strain curve for 3PB specimen of maraging steel

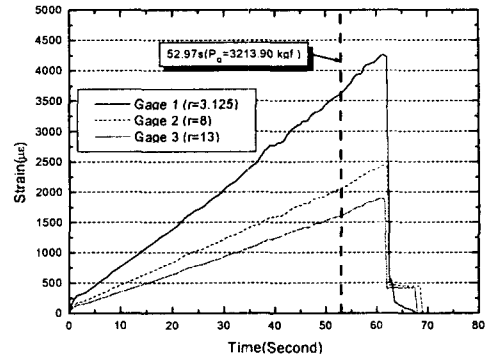


Fig. 8. Time-Strain curve for CT specimen of maraging steel

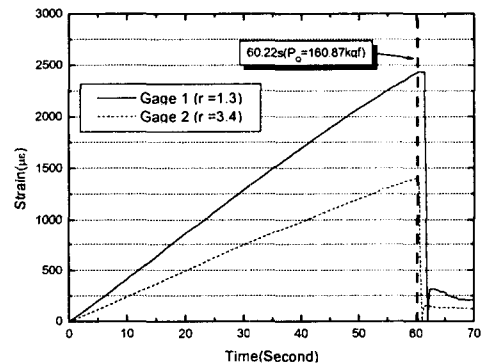


Fig. 9. Time-Strain curve for 3PB specimen of titanium alloy

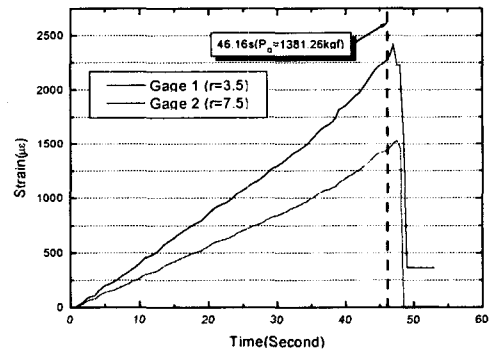


Fig. 10. Time-Strain curve for CT specimen of titanium alloy

모든 시험에서 스트레인게이지가 균열선단에 근접할수록 변형률 값은 크게 나타났다. 또한 스트레인게이지를 많이 부착할 수 있는 CT 시험편의 경우, 균열선단 특이성을 나타내는 변형률 변화를 볼 수 있었다. 즉 균열선단에 가까울수록 변형률 증가율이 큰 반면, 균열선단에서 멀리 떨어진 곳에서는 r 의 변화에 따른 변형률은 크게 변화하지 않았다.

하중이 파단에 이르기까지의 변형률의 변화는 대체로 선형적인데, 이는 스트레인게이지의 위치가 탄성구간에 위치함을 의미한다. 앞 절에서 언급하였듯이, 티타늄 합금의 경우 균열개시하중 P_Q 에서 균열이 개시하자마자 곧바로 파단에 이른다. 다시 말해 최대 변형률과 균열개시 하중에서의 변형률은 큰 차이가 없다.

4.3 $K_{I-Strain}$, K_{I-ASTM} 및 K_{I-FEM} 결과 비교

4.2절에서 구한 시간-변형률 곡선을 이용하여, 스트레인게이지법에 의한 응력확대계수, $K_{I-Strain}$ 을 구하였다. 또한 ASTM E399 규정에 의해 하중 변화에 따른 응력확대계수, K_{I-ASTM} 을 구하였다. 두 응력확대계수비 $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ 를 계산하여 Fig. 11~14에 도시하였다. 주요 결과들은 Table 5~7에 정리하였다.

Fig. 11는 마레이징강의 3점 굽힘시험편에 대한 응력확대계수 비를 나타내고 있다. 스트레인게이지가 균열 선단에서 스트레인게이지 중심까지의 거리 $r = 1.2\text{mm}$ 에 부착될 때 오차가 크게 발생한다. 본 시험에 사용된 스트레인게이지의 게이지 길이(gage length)는 2mm이다. 따라서 게이지 하단 부분이 균열선단에 매우 가까이 근접해 있어, 게이지의 상단과 하단과의 변형률 구배(gradient)가 매우 크고, 균열선단의 소성역에 영향을 받게 된다. 스트레인게이지법은 이론상으로 균열선단 소성역을 고려하지 않았기 때문에 이런 소성역 영향으로 인한 오차가 크게 발생한다. 따라서 보다 신뢰성 있는 결과를 얻기 위해서는, 시험편 크기에 비해 상대적으로 작은 스트레인게이지의 사용이 요구되며, 스트레인게이지 위치는 소성역의 영향을 받지 않는 곳으로 선정되어야 한다.

Fig. 12은 마레이징강 CT 시험편에 대한 결과가

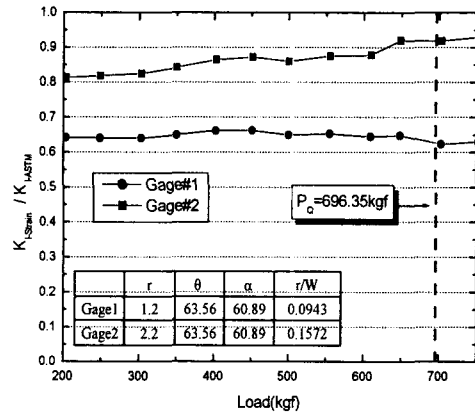


Fig. 11. $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ of 3PB specimen for maraging steel

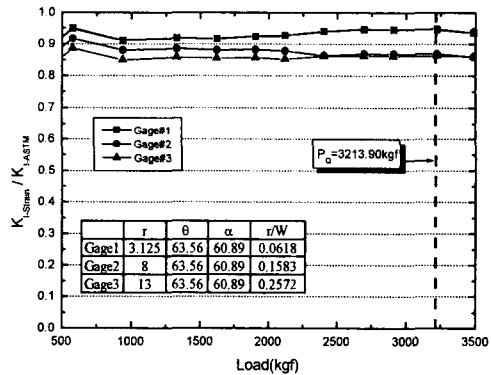


Fig. 12. $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ of CT specimen for maraging steel

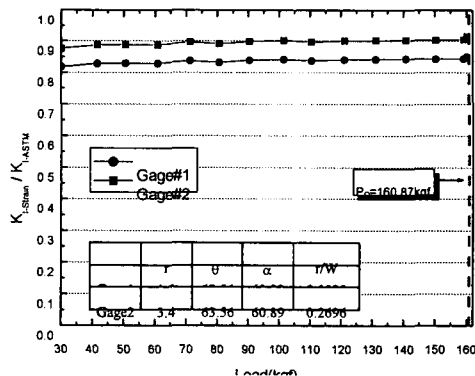


Fig. 13. $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ of 3PB specimen for titanium alloy

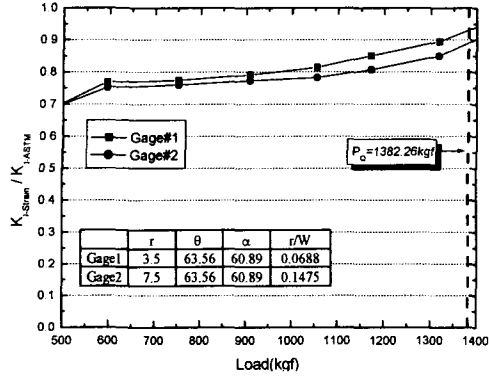


Fig. 14. $K_{I-Strain}/K_{I-ASTM}$ of CT specimen for titanium alloy

다. 선택된 위치에서의 두 응력확대계수비는 15% 이내의 값을 나타내고 있다. 균열선단으로부터 멀어질수록 그 오차는 커진다. 이는 스트레인게이지법의 전개 과정 중 무한수열로 표시된 변형률장 식 중 일정부분을 제거한 절단오차에서 기인한다. 이들 절단 오차들은 균열선단에서의 영향이 작은 항으로 이루어

졌기 때문에 무시한 값들이다. 하지만 균열선단에서 멀어질수록 그 영향은 커진다. 따라서 스트레인게이지의 적절한 위치는 균열선단의 특이성(singularity)을 나타내는 영역 내에 위치하여야 한다.

Fig. 13은 티타늄합금의 3점 굽힘 시험편에 대한 결과를 나타내고 있다. $r=1.3mm$ 위치에서 두 응력확대계수 차이가 마레이징강의 경우보다 작다. 이는 티타늄합금의 소성역의 크기가 마레이징강에 비해 상대적으로 작고, 그 영향이 작으므로 오차가 크게 발생하지 않은 것으로 판단된다.

Fig. 14는 티타늄합금의 CT 시험편에 대한 결과들이다. 마레이징강에 비해 게이지 위치가 균열선단에 멀리 떨어질수록 오차가 더 크게 발생한다.

Table 5는 두 재료의 3점 굽힘 시험편에 대한 균열개시하중에서의 파괴인성을 비교 정리한 결과이다. 본 시험의 경우 마레이징강은 r/W 가 약 0.2일 때 6% 차이의 근사값을 얻을 수 있었고, 티타늄합금의 경우 r/W 가 약 0.27일 때 8% 차이의 근사값을 얻을 수 있었다. 더 나은 결과를 얻기 위한 스

Table 5. K_I difference between ASTM method and experimental results with various gage position in 3PB specimen

Material	r/W	$K_{I-ASTM} (kgf/mm^{3/2})$	$K_{I-Strain} (kgf/mm^{3/2})$	$\frac{K_{I-Strain}}{K_{I-ASTM}}$
Maraging steel	0.1572	331.59	301.74	0.91
	0.2049	343.12	322.53	0.94
Titanium alloy	0.1030	103.81	88.24	0.85
	0.2696	103.81	95.51	0.92

Table 6. K_I result and difference between ASTM method and experimental results with variable gage position in CT specimen

Material	r/W	$K_{I-ASTM} (kgf/mm^{3/2})$	$K_{I-Strain} (kgf/mm^{3/2})$	$\frac{K_{I-Strain}}{K_{I-ASTM}}$
Maraging steel	0.0618	343.12	327.85	0.95
	0.1583	343.12	300.29	0.87
	0.2572	343.12	297.78	0.86
Titanium alloy	0.0688	140.07	139.52	0.94
	0.1475	140.07	125.21	0.89

Table 7. K_I results and the difference between ASTM method and experimental results

Material	Specimen	K_{I-ASTM} ($kgf/mm^{3/2}$)	$K_{I-Strain}$ ($kgf/mm^{3/2}$)	K_{I-FEM} ($kgf/mm^{3/2}$)	$\frac{K_{I-Strain}}{K_{I-ASTM}}$	$\frac{K_{I-FEM}}{K_{I-ASTM}}$
Maraging steel	CT	343.12	327.85	341.00	0.95	0.99
	3PB	331.59	302.12	339.00	0.91	1.02
Titanium alloy	CT	147.07	139.52	146.45	0.94	0.99
	3PB	103.81	94.46	146.07	0.90	1.40

트레인게이지의 위치는 마레이징강의 경우 균열선단으로부터 조금 더 떨어진 곳으로 선정해야 하며, 티타늄 합금의 경우 균열선단에 더 근접한 위치로 선정되어야 할 것으로 판단된다.

Table 6는 두 재료의 CT 시험편에 대한 균열개시하중에서의 파괴인성을 비교 정리한 결과를 나타내고 있다. 마레이징강의 경우 r/W 가 약 0.06 일 때 5% 이내의 차이를 보여주고 있으며, 티타늄 합금의 경우 r/W 가 약 0.07에서 6% 이내의 차이가 발생한다. 최적의 스트레인게이지 위치는 이들보다 균열선단에 더 근접해야 얻을 수 있을 것으로 사료된다.

Table 7에 CT 시험편과 3점 굽힘 시험편의 파괴인성 시험결과 및 유한요소해석 결과들을 제시하였다. 유한요소해석을 통해 시험에서 구한 균열개시하중에서의 응력확대계수 및 스트레인 게이지 부착위치에서의 변형률을 계산하였다.

스트레인게이지 부착위치에 근접한 절점에서 마레이징강의 변형률은 CT 시험편의 경우 $4,114 \mu\epsilon$, 3점 굽힘 시험편의 경우 $3,791 \mu\epsilon$ 으로 계산되었으며, 티타늄 합금의 경우 CT 시험편은 $2,496 \mu\epsilon$, 3점 굽힘 시험편은 $2,356 \mu\epsilon$ 의 변형률이 발생하였다. 이는 스트레인게이지에서 구한 변형률과는 약간 차이를 보이고 있다. 유한요소해석에 의한 파괴인성은 Table 6에서 볼 수 있듯이 ASTM E399의 방법에 의한 결과와 비교적 잘 일치하고 있다. 스트레인게이지법에 의하여 발생된 오차는 스트레인게이지를 부착할 때 생기는 오차, 소성역 및 균열선단 특이성에 의한 영향 등에 의하여 발생하는 것으로

판단된다.

특히 3점 굽힘 시험편에서 오차가 크게 발생하는 것은 소형의 시험편에 비교적 큰 스트레인게이지를 부착할 때 생기는 부정확성에 의하여 CT 시험편보다 크게 발생하는 것으로 사료된다.

이상의 연구 결과로부터 특정위치에 부착된 스트레인게이지의 변형률 값을 이용하여 재료의 파괴인성을 평가할 수 있는 방법을 제시하였다. 신뢰성 있는 결과를 얻기 위해서는 스트레인게이지의 최적위치를 미리 선정해야 하며, 그 위치는 균열선단의 소성역에 포함되지 말아야 하며 균열선단의 특이성을 나타낼 수 있는 위치 안에 선정되어야 함을 알 수 있었다.

좀 더 나아가 동적 상태와 같이 시간에 민감한 문제에 대하여 스트레인게이지를 이용하여 동적응력확대계수를 평가할 수 있음을 제시하였다. 본 연구는 충격하중과 같은 빠른 변형률 속도에서의 동적 특성을 파악하기 위한 동적 시험의 자료로 사용되며, 이 결과에 대하여는 추후에 발표할 예정이다.

5. 결 론

응력확대계수 K_I 를 결정하기 위하여 스트레인게이지법이 사용되었다. 스트레인게이지법을 이용하여 얻은 시험결과들을 ASTM E399에 의한 결과 및 유한 요소해석 결과들과 비교하여 그 유용성을 제시하였다. 시험에 사용된 재료는 항공기 및 로켓 추진용 구조재로 널리 사용되는 마레이징 합금 및 티타

늄 합금을 이용하였으며, CT 시험편 및 3점 굽힘 시험편을 이용하여 시험 평가하였다. 본 연구를 통하여 얻은 결과들을 정리하면 아래와 같다.

- 1) 스트레인게이지법에 의한 결과들은 ASTM E399에 의한 표준 시험법 및 유한요소해석 결과들과 잘 일치하고 있어 응력확대계수의 평가방법으로 유용하다.
- 2) 스트레인게이지법을 이용하여 응력확대계수를 결정하는 경우, 소성역의 크기 및 적절한 크기의 스트레인게이지 사용 등이 고려되어야 한다.
- 3) 이 방법을 이용하여 동적 상태에서 동적응력확대계수를 결정할 수 있는 방법의 가능성을 제시하였다. 이는 간단하면서도 정확하게 균열선단에서의 거동을 직접적으로 확인할 수 있을 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

1. T. Kobayashi and J. W. Dally, 1980, "Dynamic Photoelastic Determination of the C-K Relation for 4340 Alloy Steel," Crack Arrest Methodology and Applications, ASTM STP 711, pp.189~210.
2. D. Shockey, J. F. Kalthoff, W. Klemm and S. Winkler, 1983, "Simultaneous Measurements of Stress Intensity for Fast Running Cracks in Steel," Experimental Mechanics, Vol. 23, No. 2, pp.140~145.
3. B. S. Kang and A. S. Kobayashi, 1988, "J-Resistance Curves in Al SEN Specimens Using Moire Interferometry," Experimental Mechanics, Vol. 28, No. 2, pp.154~158.
4. G. R. Irwin, 1957, "Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate," Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, No. 3.
5. L. Parnas and O. G. Bilir, 1996, "Strain Gage Method for Measurement of Opening Mode Stress Intensity Factor," Engineering Fracture Mechanics, Vol. 55, No. 3, pp.485~492.
6. J. W. Dally and R. J. Sanford, 1988, "Strain Gage Methods for Measuring the Opening-Mode Stress Intensity Factor K_I", Experimental Mechanics, Vol. 27, pp.381~388.
7. 김재훈, 이현철, 김덕희, 문순일, 1999, "스트레인 게이지를 이용한 항공기용 구조 재료의 응력 확대계수 측정," 추계한국추진공학회 학술강연회 논문초록집.
8. 이억섭, 나경찬, 1995, "스트레인 측정에 의한 응력확대계수 결정," 한국정밀공학회지, 제12권, 제8호, pp.147~155.
9. J. R. Berger, J. W. Dally and R. J. Sanford, 1990, "Determining the Dynamic Stress Intensity Factor with Strain Gages Using a Crack Tip Locating Algorithm", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 36, No. 1, pp.145~156.
10. ASTM Standard E399-90, 1990, "Standard Test Methods for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials," 1990 Annual Book of ASTM Standards.
11. ANSYS, 1995, ANSYS User's Manual, Revision 5.3, Swanson Analysis System.
12. 이지환, 이정중, 김병일, 배차현, 1995, "비철금속재료", 원창출판사.
13. D. Broek, 1978, "Elementary Engineering Fracture Mechanics", Sijthoff & Noordhoff.