

스트레인측정에 의한 응력확대계수 결정

이 역 섭,* 나 경 찬**

Determination of Stress Intensity Factors by Strain Measurement

O. S. Lee,* K. C. Nah**

ABSTRACT

Recent experimental studies have been shown that strain gages can be employed to determine either static or dynamic stress intensity factors K_I with relatively simple experiments. However, it does not usually provide a reliable value of stress intensity factor because of local yielding and limited regions for strain gage placement at the vicinity of the crack tip. This paper attempted to define a valid region and to indicate procedures for locating and orienting the strain gage to determine static toughness K_{Ic} accurately from one strain gage readings with respect to varying loadings. The strain gage methods was used for compact tension specimens made of Polycarbonate and PMMA (polymethyl methacrylate). Series expansions of the static and dynamic strain fields are applied. Strain gage orientation and location are then studied to optimize the strain response. Especially, in the dynamic experiment, the specimen employed is an oversized Charpy V-notch specimen which has been modified to provide significant constraint with a large elevation of the flow stress. The impact behavior of the specimen is monitored by placing strain gage near the crack tip. The dynamic toughness K_{Ic} is determined from the strain time traces of this gage.

Key words : 응력확대계수 (Stress Intensity Factor), 스트레인게이지 (Strain Gage), 균열선단 (Crack Tip), 응력함수 (Stress Function), 동적파괴 (Dynamic Fracture)

1. 서 론

공업재료에서 파괴특성은 파괴저항이 정의된 특유한

재료성질을 비교하고 파괴형태에 적당한 응력장을 정량적으로 측정하는 것이다. 파괴에 대한 응력확대계수 K 를 결정하는 방법은 광탄성법^(1, 2)과 코스틱법^(3, 4, 5), 그리

* 인하대학교 기계공학과

** 인하대학교 대학원 기계공학과

고, 모아레법^(6, 7) 등을 많이 사용해 왔으나 이러한 방법들은 실험적으로 복잡하고 고가의 장비를 필요로 하기 때문에 최근에 스트레인게이지를 사용하는 연구가 시작되었다.^(2, 8, 9, 10) 이 방법은 실험적으로 단순하지만 게이지 위치와 방향에 따라 재료의 특정 부위에서만 측정이 이루어지므로 최적응답을 얻기 위해서 크랙팁 주위의 스트레인 영역을 잘 정의하여 게이지의 위치와 방향을 최적화 하여야 한다.

스트레인게이지를 이용하여 응력확대계수를 구하는 방법은 비교적 실험이 간단하고 실험 결과로부터 얻은 변형을 값으로 균열선단 부근의 응력상태 및 응력확대계수를 정확히 산출할 수 있으므로 많이 응용될 수 있는 실험방법이다. 그러나 실제로 게이지를 부착한 국부 영역에 대한 데이터만을 얻을 수 있으므로, 균열선단 부근의 전 영역에 대한 데이터를 동시에 얻는 것은 실험 여건상 어려운 일이다. 또한 균열선단에서 매우 가까운 곳이나 균열선단에서 먼 영역은 실험으로 얻은 변형을 적용하여 응력확대계수를 해석하기에는 유효한 영역이 되지못하므로, 신뢰성 있는 결과를 얻기 위해 적절한 게이지 부착위치를 알아내는 것이 무엇보다 중요하다.

본 연구에서는 스트레인게이지 출력 신호를 이용하여 정확한 정적 응력확대계수를 계산하는 방법과 신뢰성 있는 결과를 얻기 위한 게이지 부착위치를 제시하였다. 또한 동적 스트레인을 측정하여 동적응력확대계수를 간단하고 정확하게 측정할 수 있는 시험편형상과 시험방법을 표준화시키는데 필요한 정보를 제공하기 위하여 수행되었다.

2. 이 론

2-1 최대하중에 의한 응력확대계수

정적하중 하에서 응력확대계수를 결정하는 이론 식은 소형인장(compact tension) 시험편의 경우 다음과 같다.⁽¹¹⁾

$$K_{Ics} = \frac{P}{t\sqrt{W}} \frac{(2+a/W)}{(1-a/W)^{3/2}} f(a/W) \quad (1)$$

여기서, $f(\frac{a}{W}) = \left[0.886 + 4.64(\frac{a}{W}) - 13.32(\frac{a}{W})^2 + 14.72(\frac{a}{W})^3 - 5.6(\frac{a}{W})^4 \right]$ 이다.

동적하중 하에서는 최대하중이 파괴가 시작되는 점에 도달할 때까지 선형적으로 증가하고, 파괴가 일관항복 이전에 일어나는 경우 동적 파괴인성치는 3점 굽힘 시험에 대한 선형 탄성파괴역학식⁽¹²⁾을 동적인 경우까지 확장 적용한 다음 식^(13, 14)으로 얻어 질 수 있다.

$$K_{Ia} = \frac{3PL}{2BW^2} \sqrt{a} \left[1.93 - 3.07\left(\frac{a}{W}\right) + 14.53\left(\frac{a}{W}\right)^2 - 25.11\left(\frac{a}{W}\right)^3 + 25.8\left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (2)$$

여기서, W는 시험편의 폭, B는 시험편의 두께, a는 전 크랙길이, P는 최고하중, L은 시험편 지지점 사이의 거리이다.

2-2 스트레인게이지에 의한 응력확대계수

정적하중의 경우 균열이 성장할 때 스트레인 값을 이용하여 응력확대계수 K를 결정하는 방법은 잘 알려진 Westergaard의 응력함수를 사용하여 Dally and Sanford⁽⁶⁾에 의하여 개발되었다. 균열선단 주위의 응력장과 변형률 장은 다음과 같이 표현될 수 있다.⁽¹⁵⁾

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \text{Re} Z - y \text{Im} Z' - y \text{Im} Y' + 2 \text{Re} Y \\ \sigma_{yy} &= \text{Re} Z - y \text{Im} Z' - y \text{Im} Y' \\ \tau_{xy} &= -y \text{Re} Z' - y \text{Re} Y' - \text{Im} Y \end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned} E\varepsilon_{xx} &= (1-\nu)\text{Re} Z - (1+\nu)y\text{Im} Z' \\ &\quad - (1+\nu)y\text{Im} Y' + 2\text{Re} Y \\ E\varepsilon_{yy} &= (1-\nu)\text{Re} Z + (1+\nu)y\text{Im} Z' \\ &\quad + (1+\nu)y\text{Im} Y' - 2\text{Re} Y \\ \mu\gamma_{xy} &= -y\text{Re} Z' - y\text{Re} Y' - \text{Im} Y \end{aligned} \quad (4)$$

응력함수 Z와 Y는 다음과 같다.

$$Z(z) = \sum_{n=0}^N A_n z^{n-1/2} \quad (5)$$

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

여기서, 복수변수 $z = x + iy$, μ 는 전단탄성계수(shear modulus), ν 는 프와송의 비(Poisson's ratio), E는 탄성계수(Young's modulus)이다.

변형률장의 식 (4)에서 Y, Z는 무한수열 식이므로 유한수열로 표시할 경우에는 고차 항을 많이 포함시킬 수록 정확하지만, m과 n의 값이 커질수록 A_n 과 B_m 을

결정하기 위하여 요구되는 스트레인게이지 수가 많아지므로 본 연구에서는 $m=0$, 1 및 $n=0$, 1을 취하여 간단화시키고 이에 따르는 오차의 크기를 최소화시켰다. 따라서, 응력합수 Z , Y 는 다음과 같이 정리된다.

$$Z = A_0 r^{-1/2} [\cos(\theta/2) - i \sin(\theta/2)] + A_1 r^{1/2} [\cos(\theta/2) + i \sin(\theta/2)] \quad (6)$$

$$Y = B_0 + B_1 r [\cos \theta + i \sin \theta]$$

식 (6)을 식 (4)에 대입하면 다음과 같다.

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

$$E \epsilon_{yy} = A_0 r^{-1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) + (1+\nu) \sin(\theta/2) \sin(3\theta/2)] - 2\nu B_0 + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [(1-\nu) - (1+\nu) \sin^2(\theta/2)] - 2\nu B_1 r \cos \theta \quad (7)$$

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

이 변형률 장은 독립된 점들에 대한 스트레인게이지의 출력 값으로 결정되며, Fig. 1에 나타낸 좌표의 x 축 또는 y 축 방향에 스트레인게이지를 부착한다면 다음 식과 같은 유도상수 A_0 와 응력확대계수 K_T 사이의 관계식을 얻을 수 있다.

$$K_T = A_0 \sqrt{2\pi} \quad (8)$$

Fig. 1에서 $P(r, \theta)$ 에 부착한 스트레인게이지의 출력 값을 (x, y) 좌표계와 (x', y') 좌표계에 대응시킨 변형률을 각각 $(\epsilon_{xx}, \epsilon_{yy}, \gamma_{xy})$ 와 $(\epsilon_{x'x'}, \epsilon_{y'y'}, \gamma_{x'y'})$ 라 할 때

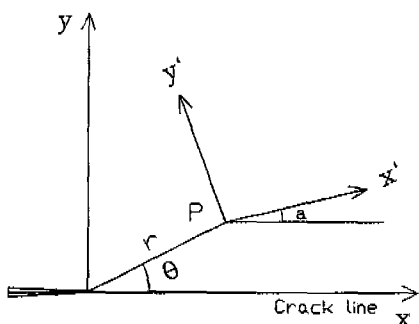


Fig. 1 Definition of the rotated coordinate system

이들 관계는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \epsilon_{x'x'} + \epsilon_{y'y'} &= \epsilon_{xx} + \epsilon_{yy} \\ \epsilon_{yy} - \epsilon_{xx} + i \gamma_{xy} &= e^{2i\alpha} (\epsilon_{yy} - \epsilon_{xx} + i \gamma_{xy}) \end{aligned} \quad (9)$$

식 (4)를 식 (9)에 대입하고, 식 (5)에서 $n=0$, 1, $m=0$, 1을 대입하여 수열의 결과를 변환시켜 정리하면, 식 (10)과 같다.

$$\begin{aligned} 2\mu \epsilon_{x'x'} &= A_0 r^{-1/2} [k \cos(\theta/2) - (1/2) \sin \theta \sin(3\theta/2) \cos 2\alpha + (1/2) \sin \theta \cos(3\theta/2) \sin 2\alpha] \\ &\quad + B_0 (k + \cos 2\alpha) + A_1 r^{1/2} \cos(\theta/2) [k + \sin^2(\theta/2) \cos 2\alpha - (1/2) \sin \theta \sin 2\alpha] \end{aligned} \quad (10)$$

여기서, r 은 크랙팁에서 스트레인게이지 중심까지 거리이고, α 는 회전각이며, k 는 프와송의 비의 함수인 재료상수이다.

$$k = (1-\nu)/(1+\nu) \quad (11)$$

x 축에 위치한 Single Element Gage의 스트레인을 ϵ_g 라 하고, B_0 항을 소거시키기 위하여

$$\cos 2\alpha = -k = -(1-\nu)/(1+\nu) \quad (12)$$

로 놓고, A_1 항을 소거시키기 위하여

$$\tan(\theta/2) = \cos 2\alpha \quad (13)$$

로 하여 정리하면 식 (10)은 다음과 같다.

$$K_T = 2.507 \mu \epsilon_g \frac{\sqrt{r}}{f_0} \quad (14)$$

여기서, $f_0 = [k \cos(\theta/2) - (1/2) \sin \theta \sin(3\theta/2) \cos 2\alpha + (1/2) \sin \theta \cos(3\theta/2) \sin 2\alpha]$

이다.

동적 하중의 경우 시험편에 부착한 스트레인게이지 위치를 $\alpha = \theta = 90^\circ$ 로 하고, $B_0 = A_1 = 0$ 으로 놓고 정리하면 식 (10)은 다음과 같이 간단화된다.

$$2\mu \epsilon_g = 0.707 A_0 r^{-1/2} (k + 1/2) \quad (15)$$

측면홈(side-grooves)에 따른 두께감소 영향은 보정계수 $C_g = (B/B_n)^{1/2}$ 를 사용하여 보정한다.

여기서, B 는 시험편의 두께, B_n 은 측면 홈을 뗀 두께이며, 본 실험의 경우 $B=19\text{mm}$, $B_n=15.2\text{mm}$ 이다

로 $C_g=1.118$ 이 된다. 식 (15)에서 변형률 ϵ_g 가 균열 초기 측정치라면 K_I 은 동적 응력확대계수 K_{Id} 와 같은 값이 되므로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$K_{Id} = 3.545\mu\epsilon_g C_g \frac{\sqrt{r}}{k+1/2} \quad (16)$$

3. 실험

3-1. 시험편

정적 시험편은 고분자 재료인 PMMA(polymethylmethacrylate)와 Polycarbonate를 소형인장(CT) 시험편으로 두께는 PMMA의 경우 5mm, Polycarbonate의 경우 4.4mm의 판재를 사용하였으며, 균열은 기계실톱으로 인공균열을 낸 후 날카로운 칼을 이용하여 자연균열과 유사하도록 가공하였다. 시험편의 기계적 성질과 형상은 Table 1, Fig. 2에 각각 나타내었다.

동적 시험편은 연성이 큰 재료가 평면변형 파괴인성치를 나타내도록 소성구속(plastic constraint)을 증가시키고 균열개시 직전과 직후의 응력상태를 명확히 규명하기 위하여 표준 샤르피 충격시험편을 두께 19mm,

Table 1. Mechanical properties

Properties	PMMA	PC
Modulus of Elasticity(GPa)	2.72	3.24
Poisson's ratio	0.38	0.35
Shear Modulus (GPa)	0.98	1.2
Density(Kg/m ³)	1196	1170

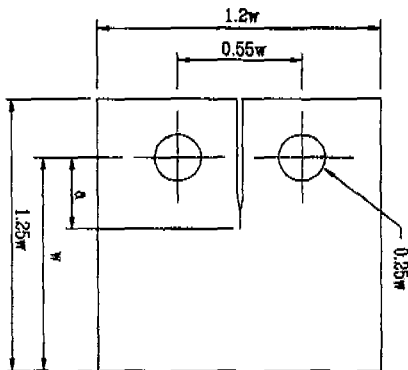


Fig. 2. Configuration of Compact Tension specimen

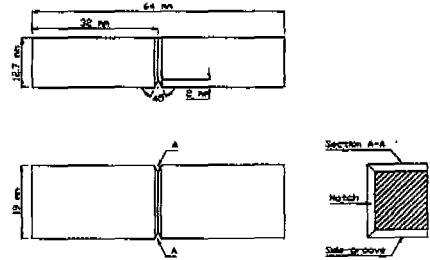


Fig. 3. Geometry of the modified Charpy specimen

폭 12.7mm로 하고, 측면 홈을 가공하여 파면 전체에 걸쳐서 평면변형상태를 유지하도록 시험편의 기하학적 형상을 수정하였다. 또한 노치선단의 반경을 표준시험편의 경우(0.25mm)보다 작은 0.1mm로 가공하여 자연균열에 가깝게 하였다. 수정된 시험편으로 자유낙하 3점굽힘시험으로 시험편의 균열선단 부근에서의 동적 응력이나 동적 변형률을 측정하여 시험재료의 동적응력 확대계수를 결정할 수 있다. 시험편의 기계적 성질과 형상은 Table 1, Fig. 3에 각각 나타내었다.

3-2. 실험방법

3-2-1 정적시험

시험편 크기의 영향을 조사하기 위하여 시험편의 폭 (W)을 각각 120, 160, 200mm, 시험편의 폭에 대한 균열길이의 비(a/W)는 각각 0.3, 0.35, 0.4로 가공하였고, 정 하중장치를 사용하여 157N에서 313.9N까지 단계적으로 작용시켰으며, 스트레인이계지는 균열선단에서 (0.025~0.35)W의 위치에 식 (12)와 (13)을 만족하도록 PMMA의 경우 $\alpha=59.4^\circ$, $\theta=57.6^\circ$, Polycarbonate의 경우 $\alpha=58.4^\circ$, $\theta=53.6^\circ$ 로 각각 부착하

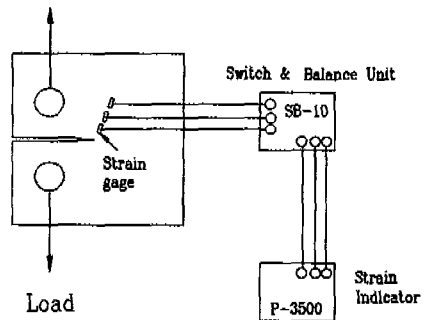


Fig. 4. Schematic of experimental set up for the strain gage method

였다. 게이지로 부터 나오는 출력 신호를 10채널 Switch & Balance Unit에 연결하고 이것을 스트레인측정기(digital strain indicator)에 연결하여 스트레인을 측정하였다. Fig. 4에 실험 장치의 개략도를 나타내었다.

3-2-2 동적시험

동적실험은 자유낙하 3점굽힘시험장치를 제작하여 사용하였으며, 변형을 및 동적 하중 값을 결정할 수 있도록 계장화 하였다. 충격텡(tup, impact striker)에서의 충격하중 및 시험편의 균열선단부근에서의 변형량을 측정하기 위해서 Fig. 5와 같이 시험편에 스트레인게이지를 부착하였으며, 위치는 균열선단으로부터의 거리 $r=5\text{mm}$, 방향 $\alpha=\theta=90^\circ$ 로 하였고, 충격텡의 경우는 충격시험편의 접촉점과 10mm 떨어진 점을 택하였다. 사용된 스트레인게이지의 게이지길이(gage length)

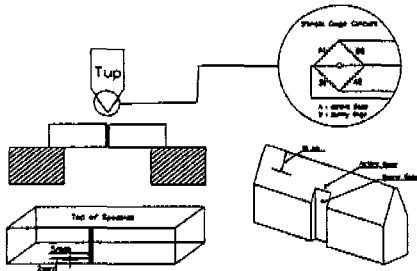


Fig. 5. Layout of instrumented impact striker and strain gage position

th)는 2mm이고, 공칭저항(nominal resistance)은 120 Ω 이었다.

계장화 자유낙하 3점굽힘시험기는 시험기의 텡에 휘트스톤브리지(Wheatstone bridge) 회로를 구성하여 제작하였다. 하중신호의 선형성을 유지하기 위하여 텡의 양쪽 면에 대칭으로 스트레인게이지가 위치하도록 세심한 주의를 기울였으며, Fig. 5에 나타낸 바와 같이 텡 부분에 두 개의 액티브게이지(active gage)를 부착하였고, 두 개의 더미게이지(dummy gage)는 텡의 적당한 위치에 액티브게이지와 직각이 되도록 부착하였다. 터미널에 리드 선을 연결한 후 외부환경으로부터 회로를 보호하기 위해서 코팅제를 도포 하였다. 계장화 회로에서 나오는 신호를 스트레인증폭기로 증폭하여 오실로스코프(Nicolet 410)에 저장하였다.

실험 과정을 Fig. 6에 블록선도(block diagram)로 나타내었고, 2개의 스트레인게이지로 부터 출력된 전압-시간 데이터들은 상용되는 스프레드쉬트 프로그램을 이용하여 도시(plot)한 후 해석하였다.

4. 결과 및 고찰

Polycarbonate와 PMMA를 사용하여 정적실험으로 최대하중을 이용하여 식 (1)로 산정한 이론적인 응력확대계수($K_{t,th}$)와 스트레인값을 사용하여 식 (14)로 산정한 실험적인 응력확대계수($K_{t,e}$)를 비교하였고, 시험편 크기의 영향 및 시험편 폭과 균열길이의 비(r/W)에 대하여 조사하였다. 그리고, 동적실험으로 계장화 자유낙하 3점굽힘시험장치를 이용하여 텡과 시험편에 부착한 스

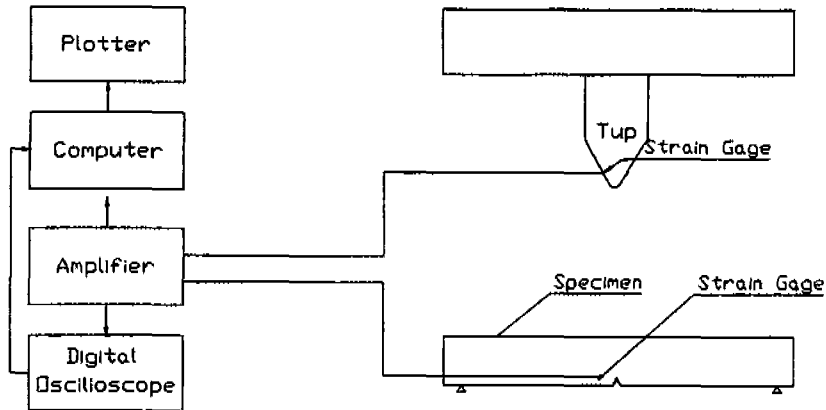


Fig. 6. Flow chart of test process

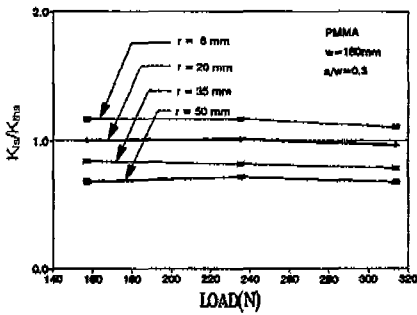


Fig. 7. Influence of Load on $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ in PMMA specimen (W =specimen width, a =crack length, r =gage position)

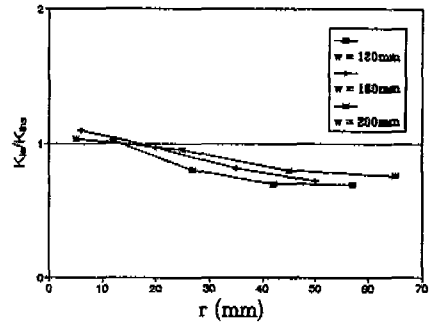


Fig. 9. Influence of W on $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ Polycarbonate specimen (W =specimen width, a =crack length, r =gage position) ($P=313.9N$, $a/W=0.3$)

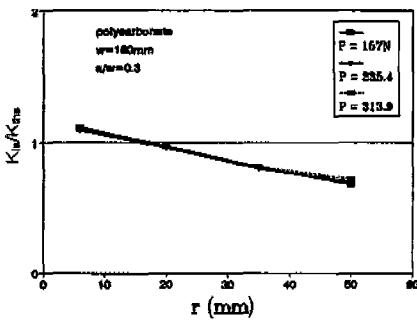


Fig. 8. Influence of Load on $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ in Polycarbonate specimen (W =specimen width, a =crack length, r =gage position) ($W=160mm$, $a/W=0.3$)

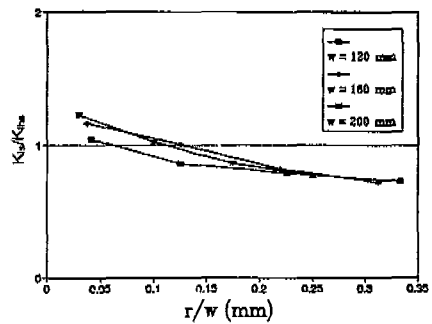


Fig. 10. Influence of W on $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ in PMMA specimen (W =specimen width, a =crack length, r =gage position) ($P=235.4N$, $a/w=0.3$)

트레인으로부터 얻은 값을 이용하여 식 (2) 및 (16)으로 산정한 동적응력확대계수들을 비교 검토하였다.

Figs. 7, 8은 정 하중을 단계적으로 가했을 때 이론적인 응력확대계수 ($K_{t_{hs}}$)와 실험으로부터 얻은 응력확대계수 (K_{I_s})를 비교하기 위하여 그래프의 y축을 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 로 하고, x축을 하중 또는 게이지 부착위치 (r)로 하여 그 결과를 각각 도시한 것으로 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 값은 Polycarbonate와 PMMA 모두 하중의 변화에 따라서 거의 일정하게 나타남을 알 수 있다.

Figs. 9, 10, 11은 시편 크기의 영향에 대한 게이지 부착위치에 따른 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 값 및 변형률 값을 나타낸 것으로 게이지 부착위치의 변화에 따라 큰 시편이 오차가 적었으며, 시편의 폭이 큰 것일수록 게이지를 붙일 수 있는 영역이 넓다는 것을 알 수 있다. 또한 r 을 W 의 함수로 나타내면 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 는 r/W 의 변화에 따라 일정한

경향을 보이며 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 는 게이지의 부착위치가 증가함에 따라 감소하고, K_{I_s} 의 오차를 15%이내로 제한할 경우 게이지의 부착위치는 0.15W이내임을 알 수 있다. 균열선단 부근에서는 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 의 비가 1보다 큰 값을 가지며 r/W 의 비가 증가함에 따라 1보다 작은 값을 가진다. 그러므로 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 의 비가 1인 지점을 지나는 부분이 생기며, 이 부분이 K_{I_s} 의 오차가 가장 작게 나타나는 점임을 알 수 있다. 이 부분에서의 게이지 부착위치는 균열선단에서 (0.07~0.13)W이고, 게이지 부착위치에 대한 변형률 값을 나타낸 Fig. 9에서도 신뢰성 있는 게이지의 부착위치는 균열선단에서 (0.07~0.13)W이며 그 오차는 $\pm 10\%$ 이내에 있음을 확인하였다.

Fig. 12는 시험편 폭과 균열길이의 비 (a/W)에 대한 영향을 나타낸 것으로 a/W 가 증가함에 따라 $K_{I_s}/K_{t_{hs}}$ 의 감소추이가 약간 완만해져 오차도 약간 줄어들었으

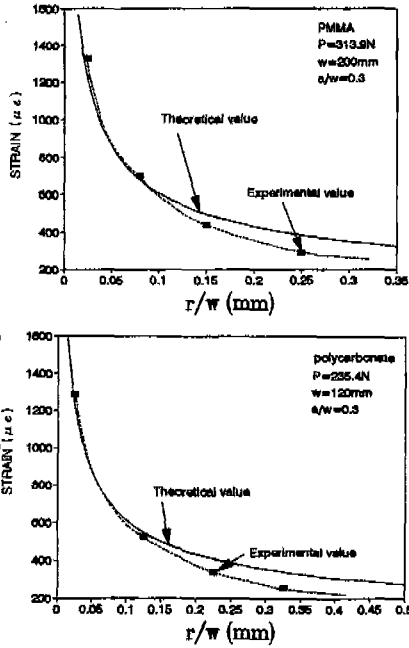


Fig. 11. Relationship between strain and r/w in Polycarbonate and PMMA specimens (W =specimen width, a =crack length, r =gage position)

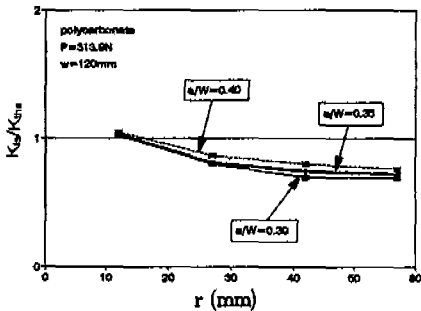


Fig. 12. Influence of a/W on $K_{I_g}/K_{I_{hs}}$ in Polycarbonate specimen (W =specimen width, a =crack length, r =gage position) ($P=313.9N$, $W=120mm$)

나 균열선단 앞 부분에서는 큰 차이가 없었다. 시험편 폭에 대한 균열길이의 비가 너무 클 경우는 Mode I의 상태를 유지하는 데 어려움이 따르며, 하중을 높이는 데에도 문제가 발생하므로 본 연구에 사용된 PMMA와 Polycarbonate의 경우 a/W 의 범위가 약 0.35~0.4

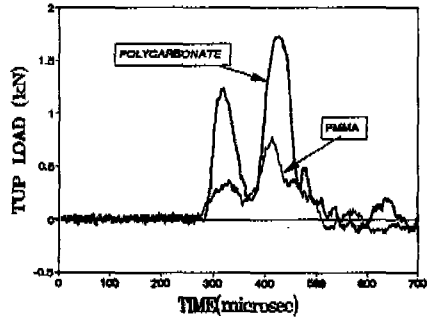


Fig. 13. Tip load-Time in PMMA and Polycarbonate specimen

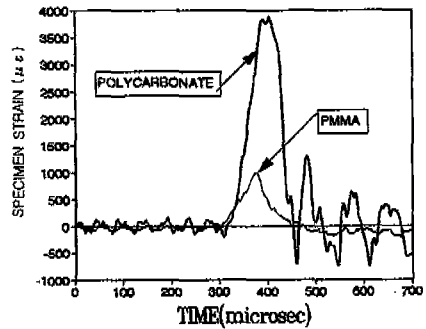


Fig. 14. Crack Tip strain-Time in PMMA and Polycarbonate specimen

사이 가 적당한 것으로 판단된다.

Fig. 13은 시간에 따른 팁 하중의 변화양상을 하중으로 환산하여 하중-시간 곡선으로 나타낸 것이다. 이 하중-시간 그래프에서 첫 번째 나타난 정점은 팁에 의한 관성하중으로 시험편 파괴와는 무관한 하중이기 때문에 두 번째 최고점의 하중값(최대하중)을 식 (2)에 대입하여 팁에 의한 동적응력확대계수를 산정 하였다. PMMA와 Polycarbonate에 대한 관성력의 크기는 다르게 나타났으나 관성력이 작용하는 시간은 동일하였다. 이러한 현상의 원인이 재료의 특성에 의한 것인지 또는 시험기의 특성에 의한 것인지는 좀더 연구해 보아야 할 것이다. Fig. 14는 시험편에 부착한 스트레인게이지로부터 얻은 변형률을 시간에 대해 나타낸 것이다. 이 시간-변형률 그래프에서 각 시험편의 최대 스트레인값 크기는 다르지만 최대 값에 도달하는 시간 및 시험편 파괴에 소요되는 시간은 거의 비슷하게 나타났다.

Figs. 15, 16은 Polycarbonate, PMMA의 시험

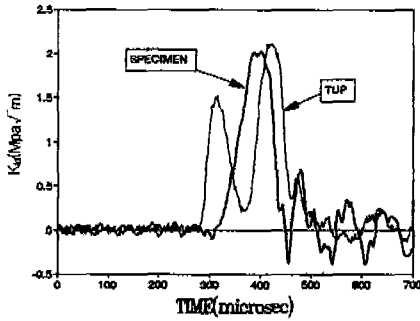


Fig. 15. Relationship between dynamic stress intensity factor and time for Polycarbonate specimen

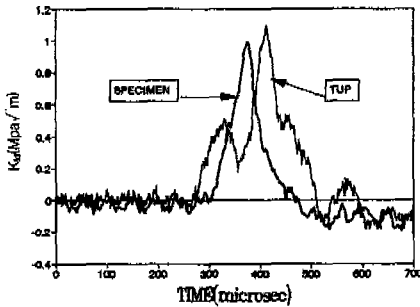


Fig. 16. Relationship between dynamic stress intensity factor and time for PMMA specimen

편과 텡에 부착한 스트레인게이지에 의해 산출한 동적 응력확대계수의 변화양상을 시간에 대하여 나타낸 것이다. PMMA의 경우 텡과 시험편의 스트레인값으로 구한 K_{Ia} 는 각각 $1.1\text{Mpa}\sqrt{m}$, $1.0\text{Mpa}\sqrt{m}$ 이었다. Polycarbonate에 대한 K_{Ia} 는 각각 $2.1\text{Mpa}\sqrt{m}$, $2.0\text{Mpa}\sqrt{m}$ 로 양자 사이의 오차가 10% 미만으로 나타났다. 결론적으로 양자 사이의 결과에 큰 차이를 보이지 않기 때문에 동적응력확대계수(K_{Ia})를 텡의 변형을 값을 사용하여 산정해도 공학적인 응용을 할 경우에 무시할 수 있는 오차 범위내의 값을 결정할 수 있을 것으로 사료된다.

5. 결 론

본 연구에서는 정적균열이 있는 시험편에서 신뢰성 있는 결과를 얻기 위한 게이지 부착위치를 결정함으로써, 스트레인 값을 이용하여 정확한 응력확대계수를 결

정하는 방법을 제시하였다. 또한 계장화 자유낙하 3점 굽힘시험장치를 이용하여 동적응력확대계수를 측정하는 방법론을 제시하였다. 실험으로 얻어진 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 하중변화에 따라 K_{Ia}/K_{Ias} 의 값은 거의 영향이 없었고, 게이지 부착위치가 균열선단에서 (0.07~0.13)W인 범위에서는 K_I 의 오차범위가 약 $\pm 10\%$ 이내에 있었으며, 이 범위 내에서 비교적 정확한 응력확대계수를 구할 수 있음을 확인하였다.

2. 시험편 폭에 대한 균열길이의 비가 증가하면 응력확대계수의 오차는 약간 감소하는 경향을 보이며, 본 연구에 사용된 PMMA와 Polycarbonate의 경우 약 0.35~0.4사이에서 실험하는 것이 정확한 응력확대계수를 얻을 수 있는 것으로 판단된다.

3. 동적응력확대계수는 텡의 스트레인으로 산정한 값이나 시험편에 스트레인게이지를 부착하여 결정한 값의 차이가 10%미만임을 실험적으로 확인하였으며, 자유낙하에 의한 동적응력확대계수를 구할 때, 텡에 스트레인게이지를 부착하여 측정된 하중 값을 사용하여 K_{Ia} 를 결정할 수 있음을 밝혔다.

4. 연성재료인 Polycarbonate는 물론 PMMA와 같은 취성재료에서도 동적응력확대계수를 수정 샤르피 시험편을 사용하여 비교적 간단하게 구할 수 있음을 규명하였다.

후 기

본 연구는 92년도 한국과학 재단 특정 기초연구과제(92-23-00-13) 지원에 의해 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. Kobayashi, T., and Dally, J. W., "Dynamic Photoelastic Determination of the C-K Relation for 4340 Alloy Steel", Crack Arrest Methodology and Applications, ASTM STP 711, pp.189-210, 1980.
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. Ravi-Chandar, K., and Knauss, W. G., "An Experimental Investigation into Dynamic Fracture I: Crack Initiation and Arrest", *International Journal of Fracture*, Vol.25, pp.247-262, 1984.
 5. Rosakis, A. J., "Analysis of the Optical Method of Caustics for Dynamic Crack Propagation", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.13, No.2, pp.331-347, 1980.
 6. Kang, B. S. and Kobayashi, A. S., "J-Resistance Curves in Al SEN Specimens Using Moiré Interferometry", *Experimental Mechanics*, Vol.28, No.2., pp.154-158, 1988.
 7. Barker, D. B., Sanford, R. J. and Chona, R., "Determining K and Related Stress-Field Parameters from Displacement Fields", *Experimental Mechanics*, Vol.25, No.4., pp.399-407, 1985.
 8. Dally, J. W. and Sanford, R. J., "Strain-gage Methods for Measuring the Opening-mode Stress Intensity Factor, K_I ", *Experimental Mechanics*, Vol.27, No.4, pp.381-388, 1987.
 9. Berger, J. R. and Dally, J. W., "An Overdeterministic Approach for Measuring K_I Using Strain Gages", *Experimental Mechanics*, Vol.28, No.2, pp.142-145, 1988.
 10. Berger, J. R., Dally, J. W., and Sanford, R. J., "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, 1990.
 11. Bonenberger, R.J., "Lower Bound Initiation Toughness with a Modified-charpy Specimen", M.S. Thesis, University of Maryland, 1990.
 12. Kobayashi, T., "Analysis of Impact Properties of A533 Steel for Nuclear Reactor Pressure Vessel by Instrumented Charpy Test," *Engineering Fracture Mechanics* 19, pp.49-65, 1984.
 13. ASTM-Standard E399-83, "Standard Test Methods for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials", Annual Book of ASTM Standards, 03.01, American Society for Testing and Materials, 1983.
 14. Srawley, J. E., "Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens", *Int. J. of Fract. Mech.*, Vol.12, pp.475-476, 1976.
 15. Kopenaal, T. J., "Dynamic Fracture Toughness Measurement of High Strength Steel Using Pre-cracked Charpy Specimen," *ASTM STP 563*, pp.92-117, 1974.
 16. Server, W. L. and Tetelman, A. S., "The Use of Pre-cracked Charpy Specimens to Determine Dynamic Fracture Toughness", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.4, No.2, pp.365-375, 1972.
 17. Wah, T., "Stress Intensity Factor Determined by Use Westergaard's Stress Function," *Engineering Fracture Mechanics*, 20, No.1, pp.65-73, 1984.