

<論 文>

열충격 응력세기계수와 파괴실험

이 강 용* · 심 관 보**

(1989년 10월 21일 접수)

Thermal Shock Stress Intensity Factor and Fracture Test

Kang Yong Lee and Kwan-Bo Sim

Key Words : Thermal Shock(열충격), Stress Intensity Factor(응력세기계수), Weight Function Method(가중함수법), Acoustic Emission(음향방출)

Abstract

Thermal shock stress intensity factor for an edge-cracked plate subjected to thermal shock is obtained from Bueckner's weight function method. It is shown that thermal shock stress intensity factor has maximum values with variation of time and crack length and that there is most dangerous crack length. By comparing thermal shock stress intensity factor with fracture toughness, the fracture time and critical temperature difference due to thermal shock are determined theoretically. Under constant thermal shock temperature difference, and increase of crack length is shown to increase fracture time. The theoretical fracture time is compared with experimental value measured by acoustic emission method with soda lime glass.

1. 서 론

원자로 용기, 비행기 엔진의 노즐부, 내연기관 등에 사용되는 재료는 기계적 하중 외에 충격적인 열하중을 받는 경우가 허다하다. Emery등⁽¹⁾은 가장자리 균열에 열충격을 가했을 때 Green 함수를 사용하여 시편폭과 균열 길이 비가 0.2까지로 제한된 경우에서 열충격 응력세기계수(thermal shock stress intensity factor)의 수치해를 구하였다. Emmel등⁽²⁾은 ADINAT와 ADINA를 사용하여 열충격하에 놓인 가장자리 균열에 대하여 유한요소법을 이용하여 열충격 응력세기를 구하고 그 결과는 Sumi등⁽³⁾의 복소해와 잘 맞고 있음을 보이고 있다. Tanaka등⁽⁴⁾은 경계요소법을 이용하여 가장자리 균열 및 각종 선형 균열의 비정상상태의 열응력

세기계수를 구하였다. Sladek등⁽⁵⁾은 Tanaka등의 체적력항에 대한 면적분을 선적분화하여 보다 간편한 경계요소법을 사용함으로써 비정상상태에서 열응력세기계수를 계산하였다. Nied⁽⁶⁾는 가장자리 균열이 열충격을 받을 때 적분방정식을 수치적으로 풀어 Bi수의 변화에 따른 열충격 응력세기계수 변화를 도시하였다. Cheverton등⁽⁷⁾은 열충격을 받는 압력용기에 균열이 있을 때 유한요소법으로 열충격 응력세기계수를 구하고 정적 및 동적 평면변형을 파괴인성치와 각각 비교하여 균열의 진전과 균열의 멈춤에 대하여 연구하였다. 그러나 조사한 바에 의하면 Bueckner의 가중함수법⁽⁸⁾을 열충격에 적용한 연구는 찾아보기 어렵다. 한편 열충격에 의한 파괴 시간을 측정하는 방법에 대해 구체적으로 언급한 연구도 극히 드물다. Evans등⁽⁹⁾이 물을 담은 용기에 AE트랜스듀서를 부착하여 물속에서 재료가 파괴되는 시점을 용기벽에서 측정하였다. 본 논문에서는 Bueckner의 가중함수법을 열충격 문제에 도

*정회원, 연세대학교 공과대학 기계공학과

**연세대학교 대학원

입하여 열충격 응력세기계수를 구하고, 평면변형을 파괴인성치와 비교하여 재료가 열충격을 받은 후 파괴되는 시간을 이론적으로 계산한다. 또한 음향 방출법을 이용하여 파괴시간을 측정하고 이론치와 비교한다.

2. 이 론

2.1 온도 분포식 결정

Fig. 1(a)와 같은 내부에 열생성 요소가 없고 폭이 W 인 얇은 무한길이 탄성판을 균일 온도 T_0 로 일정하게 유지하고 $x = W$ 인 가장자리는 단열상태로, $x = 0$ 인 면의 온도를 T_0 에서 T_e 로 급속히 냉각하면 판의 내부에서는 열의 흐름이 생긴다. 이와 같은 탄성판에 대한 열전도 방정식, 경계조건 및 초기조건은 다음과 같다.

$$\frac{\partial^2 \theta(X, \tau)}{\partial X^2} = \frac{\partial \theta(X, \tau)}{\partial \tau} \quad (1)$$

$$\theta(0, \tau) = 0$$

$$\frac{\partial \theta(1, \tau)}{\partial X} = 0$$

$$\theta(X, 0) = \Delta T \quad (0 \leq X \leq 1)$$

여기서

$$\theta(X, \tau) = T(X, \tau) - T_e \quad (2)$$

$$X = x/W \quad (3)$$

$$\Delta T = T_0 - T_e \quad (4)$$

$$\tau = \frac{kt}{\rho c W^2} \quad (5)$$

여기서 k 는 열전도계수, ρ 는 밀도, c 는 비열, t 는 시간이다. 식 (1)을 변수분리법으로 풀면 다음과 같은 해를 얻을 수 있다⁽¹⁰⁾.

$$\Theta = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(1 - \cos \lambda_n)}{(\lambda_n - \sin \lambda_n \cos \lambda_n)} \times \exp(-\lambda_n^2 \tau) \sin \lambda_n X \quad (6)$$

여기서

$$\Theta = \frac{\theta}{\Delta T} \quad (7)$$

$$\lambda_n = \pi(n - 1/2) \quad (8)$$

2.2 열응력 분포결정

Fig. 1(a)의 판에서 열응력 분포는 다음과 같다⁽¹¹⁾.

$$\sigma = -\Theta + 2(2 - 3X) \int_0^1 \Theta dX + 6(2X - 1) \int_0^1 \Theta X dX \quad (9)$$

여기서

$$\sigma = \frac{\sigma_{yy}}{\alpha E \Delta T} \quad (10)$$

여기서 α 는 열팽창계수, E 는 탄성계수이다. 식 (6)을 식 (9)에 대입하면 다음과 같은 열응력 분포식이 얻어진다.

$$\sigma = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(1 - \cos \lambda_n)}{(\lambda_n - \sin \lambda_n \cos \lambda_n)} \exp(-\lambda_n^2 \tau) \times \{-\sin \lambda_n X + C_1 + C_2 X\} \quad (11)$$

여기서

$$C_1 = -(6 \sin \lambda_n - 2 \lambda_n \cos \lambda_n - 4 \lambda_n) / \lambda_n^2 \quad (12)$$

$$C_2 = (12 \sin \lambda_n - 6 \lambda_n \cos \lambda_n - 6 \lambda_n) / \lambda_n^2$$

2.3 열충격 응력세기계수 결정

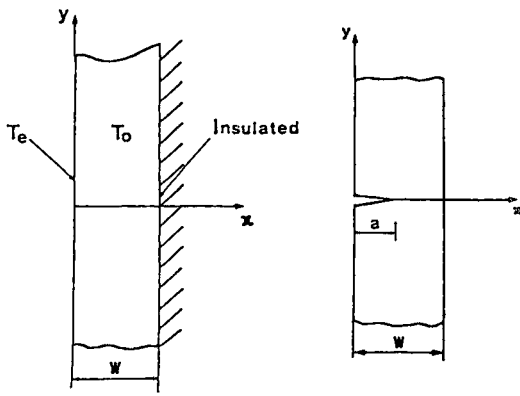
가중함수(weight function)를 이용하여 응력세기계수를 결정하는 일반식은 다음과 같다⁽⁶⁾.

$$K_I^* = \int_{a^*} P(X) M(X, a^*) dX \quad (13)$$

여기서 K_I^* 은 무차원 열림형(opening mode) 응력세기계수이고 a^* 는 무차원 균열길이이며 $P(X)$ 는 균열이 없는 평판에 균열의 위치에 분포되는 무차원 응력분포이다. \int_{a^*} 는 균열표면 전체에 대한 적분을 의미한다. $M(X, a^*)$ 는 Bueckner의 가중함수이며 다음과 같이 정의된다.

$$M(X, a^*) = \frac{\partial V(X, a^*)}{2K_I^* \partial a^*} \quad (14)$$

여기서 $V(X, a^*)$ 는 응력의 작용으로 인해 균열표면에 발생하는 y 방향의 무차원 변위이다. Fig. 1(b)에서와 같이 열림형 하중하에 있는 무차원 균열길



(a) (b)

Fig. 1 (a) Uncracked strip and (b) Infinite strip with edge-crack

이가 a^* 인 판의 가중함수는 다음과 같다⁽⁸⁾.

$$M(X, a^*) = [2\pi(a^* - X)]^{-1/2} [1 + M_1 \times \left(\frac{a^* - X}{a^*}\right) + M_2 \left(\frac{a^* - X}{a^*}\right)^2] \quad (15)$$

$(0 \leq a^* \leq 0.5)$

여기서

$$M_1 = 0.6147 + 17.1844(a^*)^2 + 8.7822(a^*)^6$$

$$M_2 = 0.2502 + 3.2899(a^*)^2 + 70.0444(a^*)^6 \quad (16)$$

$$a^* = a/W \quad (17)$$

식 (13)의 $P(X)$ 대신에 식 (11)을 대입하고 식 (15)를 이용하면 K_I^* 는 다음과 같다.

$$K_I^* = 4(2\pi)^{-1/2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(1 - \cos \lambda_n)}{(\lambda_n - \sin \lambda_n \cos \lambda_n)} \times \exp(-\lambda_n^2 \tau) \int_0^{a^*} [-\sin \lambda_n X + C_1 + C_2 X] [a^* - X]^{-1/2} [1 + M_1 \left(\frac{a^* - X}{a^*}\right) + M_2 \left(\frac{a^* - X}{a^*}\right)^2] dX \quad (18)$$

여기서

$$K_I^* = \frac{K_I}{\alpha E \sqrt{W} \Delta T} \quad (19)$$

K_I 는 열림형 응력세기계수이다.

2.4 검토

식 (11)로 구해진 균열이 없는 판의 열응력 분포를 Fig. 2에서 보여주고 있다. Fig. 2에 의하면 냉각된

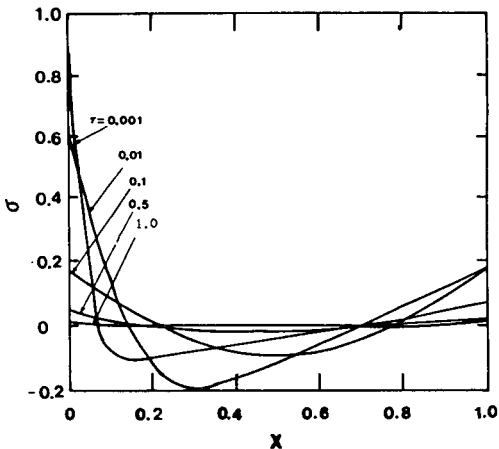


Fig. 2 Transient nondimensional thermal stress distribution σ vs. nondimensional distance X for various nondimensional times τ

표면과 단열된 표면에서는 시간에 관계없이 항상 인장응력이 발생하고 판의 내부에서는 항상 압축응력이 발생함을 알 수 있다. 또한 열충격을 받는 가장자리에서는 열충격을 받는 순간에 최대 열인장응력이 발생하고 시간이 흐름에 따라 응력이 감소한다는 것을 알 수 있다. 식 (18)로 주어진 응력세기계수는 Fig. 3에서 보는 바와 같이 시간 τ 가 증가함에 따라 증가하여 어느 정도의 시간이 지난 후에 최대가 되어 다시 감소하고 있다. Hellen등⁽¹²⁾은 Fig. 1(b)의 판에서 $x=W$ 인 곳에 온도를 0°C 로 고

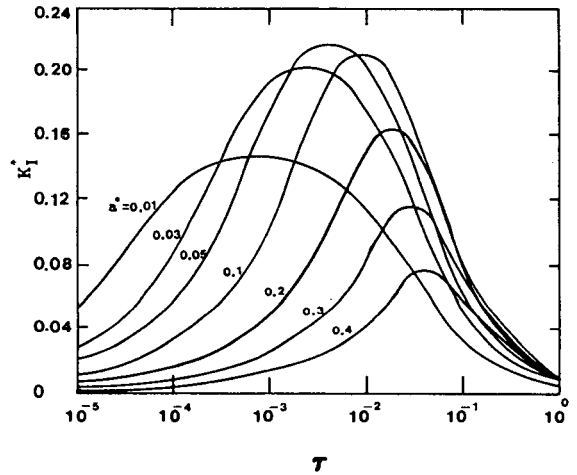


Fig. 3 Nondimensional stress intensity factor K_I^* vs. nondimensional time τ for various nondimensional crack lengths a^*

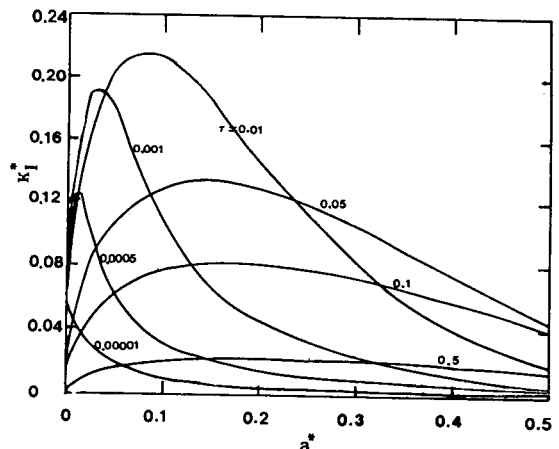


Fig. 4 Nondimensional stress intensity factor K_I^* vs. nondimensional crack length a^* for various nondimensional times τ

정식이고 균열측 가장자리에서 -100°C 로 열충격을 주어 균열길이 비가 0.3일 때 응력세기계수와 시간과의 관계를 유한요소법으로 구하였다. 그의 결과는 본 연구의 경계조건과 차이는 있으나 Fig. 3과 유사한 경향을 보이고 있다. 또한 Fig. 3에서 균열길이 비 a^* 가 증가함에 따라서 최대 응력세기계수가 얻어지는 시간은 길어지고 있다. 이런 현상은 물체가 열충격을 받은 후 균열에 영향을 줄 수 있는 균열선단에서의 온도차가 열의 흐름으로 인하여 서서히 형성되기 때문인 것으로 풀이된다. Fig. 4는 무차원 열응력세기계수와 균열길이 비 a^* 와의 관계를 무차원 시간 τ_f 에 대하여 도시하였는데 임의의 한 순간 τ 에서 응력세기계수는 어느 한 균열길이에서 최대값을 갖는다는 것을 보여주고 있다. Fig. 4에서 각 균열길이에 대해서 시간에 관계없이 응력세기계수가 최대가 되는 값을 찾아 최대 응력세기계수와 균열 길이와의 관계를 Fig. 5에 도시하였다. 최대 응력세기계수는 균열길이 비가 증가함에 따라 $a^*=0.06$ 까지는 증가하다가 그 이후부터는 감소하고 있다. 이런 현상은 기계적 하중을 받는 물체에서 균열 길이가 증가함에 따라 응력세기계수가 증가하는 현상과는 상이한 결과를 보인다. 이와같이 a^* 가 0.06보다 큰 균열길이에서 최대 응력세기계수가 균열 길이가 증가함에 따라 현저하게 감소되는 것은 판의 내부에 발생하고 있는 압축응력의 영향이 크기 때문으로 풀이된다. 열충격을 받

는 취성재료의 안정성을 평가하기 위하여 다음식을 사용한다.

$$K_I(t, a) \geq K_{IC}(T) \quad (20)$$

여기서 K_{IC} 는 평면변형을 파괴인성치를 의미한다. 열충격으로 인해 취성파괴가 일어나는 무차원 온도차 ΔT^* 와 무차원 파괴시간 τ_f 관계는 식 (18)을 식 (20)에 대입하여 얻어지며 일련의 균열길이 비에 대하여 Fig. 6에 도시하였다. 여기서 ΔT^* 와 τ_f 는 다음과 같이 정의된다.

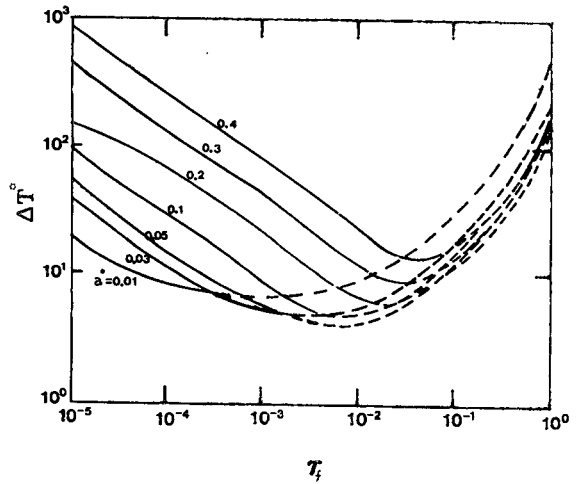


Fig. 6 Nondimensional temperature difference ΔT^* vs. nondimensional time τ_f for various nondimensional crack lengths a^*

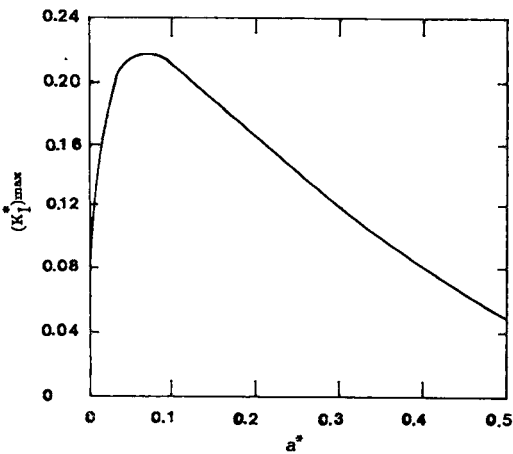


Fig. 5 Maximum nondimensional stress intensity factors $(K_I^*)_{\max}$ vs. nondimensional crack length a^*

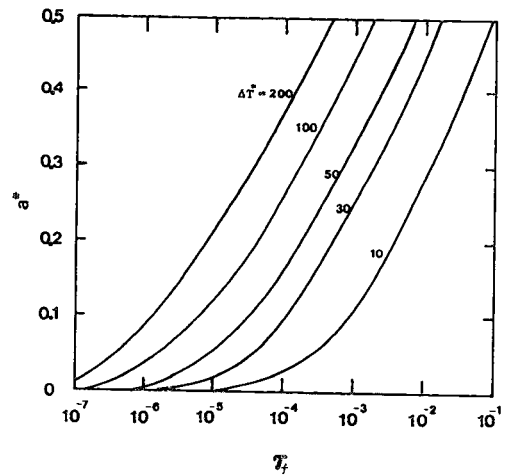


Fig. 7 Nondimensional crack length a^* vs. nondimensional time τ_f for various temperature differences ΔT^*

$$\Delta T^* = \frac{\Delta T}{K_{IC}/(\alpha E \sqrt{W})} \quad (21)$$

$$\tau_f = \frac{kt_f}{\rho C W^2} \quad (22)$$

여기서 t_f 는 파괴시의 시간이다. Fig. 6에서 점선은 의미없는 이론결과를 표시하고 있다. 이 그림에서 K_{IC} 값은 온도에 무관하다고 가정하였다⁽¹³⁾. 임의의 균열길이에서 열충격 온도차가 작아짐에 따라 파괴되는 시간이 길어짐을 Fig. 6에서 알 수 있다. 각 곡선은 최소값을 갖고 있는데 그 점이 그 균열의 열충격 임계값으로서 이 값보다 작은 온도차에서는 파괴가 일어나지 않는다. Fig. 7은 일정한 온도차의 열충격을 받은 물체에서 균열길이 비 a^* 와 파괴시간 τ_f 의 관계를 식 (20)에 근거해서 도시하였으며 균열길이의 증가에 따라 파괴시간이 증가함을 보여주고 있다.

3. 실험

3.1 시편

시편의 재료는 작은 온도차에서도 파괴가 가능한 소다 석회 유리(soda lime glass)를 사용했다. 재료의 화학적 성분과 재료상수는 각각 Table 1과 Table 2에서와 같다. 시편 크기는 150mm×75mm×5mm이며, 판유리를 잘라서 사용했고 예비균열을 시편의 한쪽 가장자리 중앙부에 다이아몬드

Table 1 Chemical compositions of soda lime glass⁽¹⁴⁾

Material	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	MgO	R ₂ O
Composition (%)	72	0.9	0.01	10	3	14

Table 2 Mechanical properties of soda lime glass⁽¹⁴⁾

Specific heat	(c)	753.66J/kg°C
Thermal conductivity	(k)	0.7559W/m°C
Thermal expansion coefficient	(α)	8.5×10 ⁻⁶ /°C
Young's modulus	(E)	7.35×10 ¹⁰ N/m ²
Density	(ρ)	25,000kg/m ³
Fracture toughness	(K _{IC})	7.47×10 ⁵ N/m ^{3/2}
Poisson's ratio	(ν)	0.25

휠커터로 가공하였다. 다이아몬드 휠은 지름이 120mm이고 두께가 0.25mm이며 휠선단의 형상은 반원형이다. 단상유도 전동기로 다이아몬드 휠을 1710rpm으로 회전시켜서 예비균열을 가공하였으며 가공시에 냉각수를 주입하였다.

3.2 실험장치

시편전체를 균일한 온도로 만들어 주기 위해서 항온도(43W, 100V, 7.2l)를 이용하였으며, 열충격을 주기 위한 매체는 60% 알콜을 사용하였다. 항온조의 온도는 수은 온도계로 측정하였고 열충격을 받아 시편이 파괴될 때까지의 시간은 AE장비로 측정하였다. AE장비는 파형 면적계산법(pulse area count method)⁽¹⁵⁾을 채택하고 있는 B & K사(Brüel & Kjaer)의 제품이며 장비의 연결은 Fig. 8과 같다. 트랜스듀서는 공진주파수가 200kHz인 압전형(piezoelectric type)이고, 시편에 부착할 때는 트랜스듀서와 시편표면 사이에 응력파의 전달을 용이하게 하고 기밀을 유지하기 위해 그리이스를 바르고 천테이프로 고정시켰다. 트랜스듀서의 접촉 위치는 시편의 중심선상에서 균열선단으로부터 50mm 떨어진 곳으로 하였다. 트랜스듀서에 감지된 AE는 40dB로 고정된 게인(gain)을 갖는 선증폭기(pre-amplifier)를 거쳐 주증폭기(wide band conditioning amplifier)로 들어가게 하였다. 주증폭기에는 외부 소음을 제거하기 위해 100kHz-2MHz의 주파수만을 받아들이는 광대역 필터(wide band filter)가 장치되어 있다. 주증폭기에 감지된 AE는 시간에 따라 레벨레코더(level recorder)에 기록되었다.

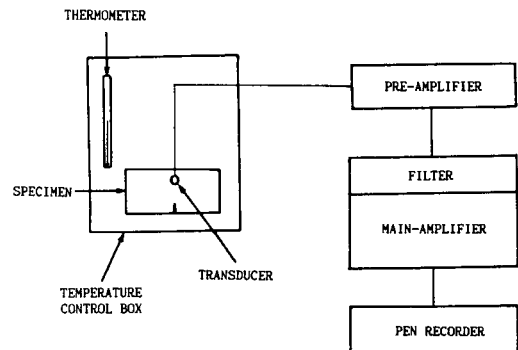


Fig. 8 Block diagram of equipments

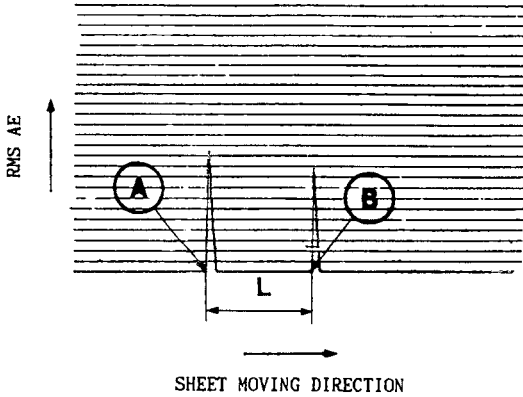


Fig. 9 Fracture time measurement by acoustic emission method

3.3 실험 방법

실험은 예비균열을 일정하게 하고 열충격 온도차를 변화시켜가면서 열충격을 받은 시편이 파괴될 때까지 걸리는 시간을 측정하는 것과 열충격 온도차를 일정하게 하고 예비균열 길이를 변화시켜 가면서 파괴될 때까지 걸리는 시간을 측정하는 두 가지를 수행하였다. 첫번째로 열충격 온도차를 변화시키는 실험은 예비균열을 4mm로 가공하고, 시편에 AE트랜스듀서를 부착하여 항온조에서 시편의 온도가 65°C가 되도록 하였다. 이때 열충격 매체인 60%의 알콜의 온도는 10°C가 되도록 냉장고에 보관하였다. 65°C로 시편전체가 균일하게 되면 시편을 항온조에서 꺼내서 10°C로 냉각된 알콜이 든 폴리스티렌 용기에 시편을 살짝 떨어뜨려서 열충격을 주었다. 이때에 떨어지는 작은 충격으로 AE가 발생되고 발생된 AE는 Fig. 9의 ㉠점과 같이 레벨레코더 기록지에 기록된다. 기록지는 초당 3mm로 진행되며 균열이 진전하여 시편이 파괴될 때 AE가 발생하여 Fig. 9㉡점과 같이 기록된다. ㉠점과 ㉡점 사이의 거리 L을 초당 진행하는 거리로 나누어 파괴시간을 측정하였다. 한편 열충격 매체인 60%의 알콜의 온도를 각각 -20°C, -15°C, -5°C, 0°C, 15°C로 바꾸어서 위와 동일한 실험을 하여 각각의 온도차에 대한 파괴시간을 측정하였다. 두번째로 열충격 온도차를 일정하게 하고 예비균열 길이를 변화시키는 실험은 시편의 온도를 65°C로 알콜의 온도를 -10°C로 고정시키고 예비균열 길이를 각각 2, 4, 6, 9, 12mm로 바꾸어서 앞과 동일한 방법을 수행하여 파괴시간을 측정하였다.

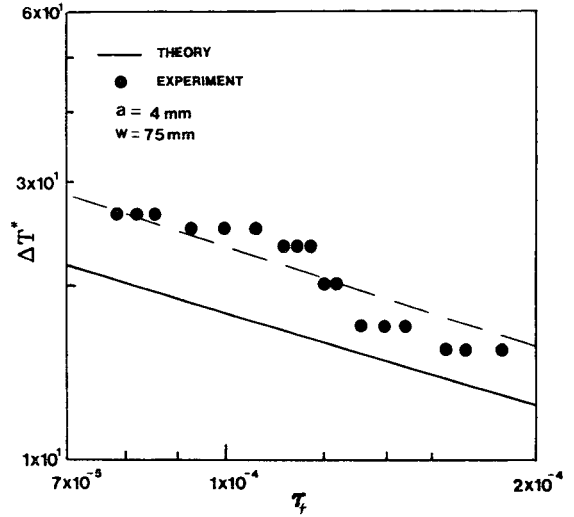


Fig. 10 Comparison between theoretical and experimental fracture times τ_f with $a^*=0.053$ and variation ΔT^*

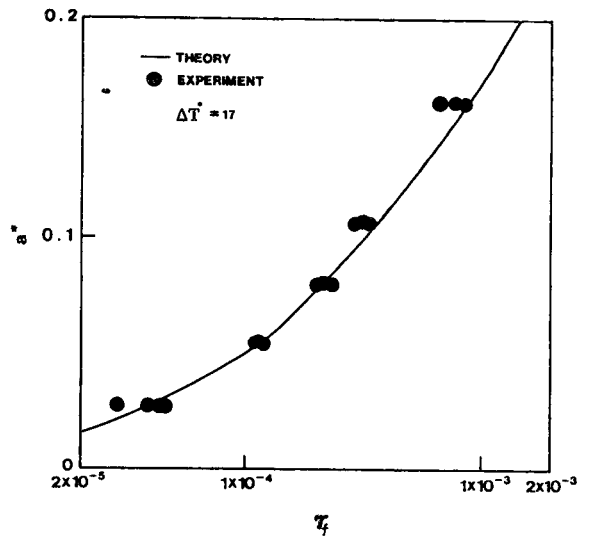


Fig. 11 Comparison between theoretical and experimental fracture times τ_f with $\Delta T^*=17$ and variation a^*

3.4 실험결과 및 검토

본 이론의 타당성을 증명하기 위하여 Fig. 6과 Fig. 7의 이론값을 실험값과 비교하여 Fig. 10과 11에 각각 도시하였다. Fig. 10의 실험결과는 $a^*=0.053$ 인 경우로서 열충격 온도차의 변화에 따른 파괴시간의 측정에 관한 것인데 파괴시간 실험값은

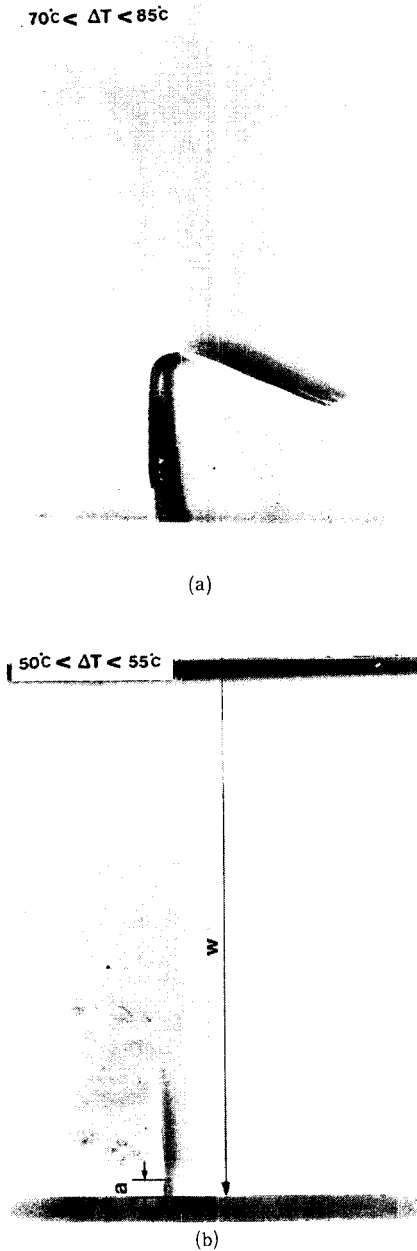


Fig. 12 Photographs of crack paths

이론값보다 큰 현상을 보이는데 실험값들은 점선으로서 그 경향을 대변할 수 있다. 이 점선은 이론곡선을 무차원 온도축으로 6.09만큼 평행 이동시킨 것과 일치한다. 무차원 온도 6.09만큼의 차이에 대한 주된 원인은 열충격을 주는 냉매의 온도와 열충격을 받는 재료의 가장자리 온도가 정확하게 일치

하지 않기 때문으로 풀이된다. Fig. 11에서는 ΔT^* 를 17로 고정시키고 a^* 의 값을 변화시켰을 때의 결과이다. $70^\circ\text{C} < \Delta T < 85^\circ\text{C}$ 로 열충격을 주었을 때 균열이 진전하는 자취는 Fig. 12(a)와 같이 열림형으로 진전하다가 옆으로 휘었다 멈추고 $50^\circ\text{C} < \Delta T < 55^\circ\text{C}$ 로 열충격을 주면 Fig. 12(b)와 같이 직선상으로 균열이 진전하다 멈추는 현상을 관찰하였다. Fig. 12(a)와 같은 현상은 Fig. 12(b)의 열충격 온도차 $50^\circ\text{C} < \Delta T < 55^\circ\text{C}$ 보다 큰 열충격 온도차이기 때문에 보다 큰 균열 진전 힘(crack extension force)을 가지고 균열진전이 되었을텐데 시편 중심부로 가면서 압축응력 영역(Fig. 2 참조)을 만남으로 해서 그 영역을 뚫지 못하고 인장 영역과 압축 영역의 경계를 타고 균열이 진전하다 점차 그 힘이 소멸되어 멈춘 것으로 생각된다. 그리고 Fig. 12(b)의 현상은 Fig. 12(a)의 열충격 온도차보다 작으므로 균열 진전 힘이 보다 적어서 압축 영역부를 역시 뚫지 못하고 그 자리에서 힘이 소멸되었기에 직선상태로 멈춘 것으로 생각된다.

4. 결 론

가장자리 균열을 가진 균열체에 열충격을 가하였을 때 열충격 응력세기계수를 Bueckner의 가중합수법에 의해 구하고 이를 이용하여 이론적인 파괴시간을 추정하고 음향 방출법으로 측정된 파괴시간과 비교한 연구에서 다음의 결과를 얻었다.

- (1) 일정 균열길이인 시편에서 열충격 응력세기계수는 시간변화에 따라 최대값을 갖는다.
- (2) 일정 순간에서 열충격 응력세기계수는 균열길이의 변화에 따라 최대값을 갖는다.
- (3) 가장 위험한 균열 길이비가 존재한다.
- (4) 일정 균열길이에 대해 임계온도차가 존재한다.
- (5) 일정 온도차하에서 균열길이가 증가하면 파괴시간은 증가한다.
- (6) 소다 석회 유리에 대해 일정 균열길이 하에서 임계온도차와 파괴시간, 일정온도차 하에서 균열길이와 파괴시간의 관계에 대한 이론과 실험결과와는 동일 경향을 보이며 이론 및 실험 파괴시간은 근사하다.

후 기

이 논문은 1989년도 연세대학교 학술연구비에 의

하여 작성된 것으로 이에 감사의 뜻을 표하는 바이다.

參 考 文 獻

- (1) Emery, A.F., Walker, Jr. G.E. and Williams, J.A., 1969, "Green's Function for the Stress Intensity Factors of Edged Cracks and Its Applications to Thermal Stresses", *Trans. ASME, Journal of Basic Engineering*, Vol. 91, No. 4, pp. 618~624.
- (2) Emmel, E. and Stamm, H., 1985, "Calculation of Stress Intensity Factors of Thermally Loaded Cracks Using the Finite Element Method", *Int. J. Pres. Ves. Piping*, Vol. 19, pp. 1~17.
- (3) Sumi, N. and Katayama, T., 1980, "Thermal Stress Singularities at Tips of a Griffith Crack in a Finite Rectangular Plate", *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 60, pp. 389~394.
- (4) Tanaka, M., Togoh, H. and Kikuta, M., 1984, "Boundary Element Method Applied to 2-D Thermoelastic Problems in Steady and Nonsteady States", *Engineering Analysis*, Vol. 1, pp. 13~19.
- (5) Sladek, V. and Sladek, J., 1987, "Computation of the Stress Intensity Factor in 2-D Stationary Thermoelasticity Using the BEM", *ACTA TECHNICA CSAV*, No. 2, pp. 217~229.
- (6) Nied, H.F., 1987, "Thermal Shock in an Edge-Cracked Plate Subjected to Uniform Surface Heating", *Eng. Fracture Mech.* Vol. 26, No. 2, pp. 239~246.
- (7) Cheverton, R.D., Gehlen, P.C., Hahn, G.T. and Iskander, S.K., 1980, "Application of Crack Arrest Theory to a Thermal Shock Experiment", *Crack Arrest Methodology and Application*, ASTM STP 711, G.T. Hahn and M.F. Kanninen, Eds., pp. 392~421.
- (8) Bueckner, A.P., 1971, "Weight Functions for the Notched Bar", *Z. Angewandte Mathemat. Mech.*, Vol. 51, pp. 97~109.
- (9) Evans, A.G. and Linzer, M., 1975, "Thermal Fracture Studies in Ceramic Systems Using an Acoustic Emission Technique", *Journal of Materials Science*, Vol. 10, pp. 1608~1615.
- (10) Otisik, M.N., 1980, *Heat Conduction*, John Wiley & Sons, Inc., New York.
- (11) Boley, B.A. and Weiner, J.H., 1960, *Theory of Thermal Stresses*, John Wiley & Sons, Inc., New York.
- (12) Hellen, T.K., Cesari, F. and Marton, A., 1982, "The Application of Fracture Mechanics in Thermally Stressed Structures", *Int. J. Pres. Ves. Piping*, Vol. 10, pp. 181~204.
- (13) Blauel, J.G. and Kalth, J.F., 1974, "Model Experimental for Thermal Shock Fracture Behavior", *Trans. ASME, Journal of Engineering Materials and Technology*, pp. 299~308.
- (14) 한국유리 기술자료
- (15) Torben, L., 1979, *Acoustic Emission*, B & K, Technical Review, No. 2.