

〈論 文〉

임의형 분포 관통균열의 실험적 해석

최선호* · 정진석** · 권재도** · 황재석***

(1993년 7월 21일 접수)

Experimental Analysis of Arbitrarily Distributed Through Cracks

S. H. Choi, J. S. Chung, J. D. Kwon and J. S. Hawong

Key Words : Stress Intensity Factor (S.I.F. ; 응력 확대계수), Slab Analogy (슬랩상사), Arbitrarily Distributed Cracks (임의형 분포균열), Grating Imaginary Rotation Method (그래팅 가상회전법)

Abstract

Previously, several basic studies in the experimental analysis of stress intensity factors of cracks by slab analogy have been presented by authors. But, for the application of above mentioned method to the analysis of the arbitrarily distributed cracks, there still is several bottlenecks to be overcome in terms of its experimental process and data treatment. Moreover, authors recently proposed an improved experimental method to use the fixed slab analogy device which has promised more accurate measurement of S.I.F. of small cracks. In this paper, for the completion of slab analogy analysis of distributed cracks, a grating imaginary rotation method is introduced. And, to prove its validity, this combined method is applied to the determination of stress intensity factors of theoretically known distributed cracks. The results show good agreement with the existing theoretical solutions and physical crack propagation tendencies.

1. 서 론

슬랩상사법에 의한 응력결정은 1908년 Wieghardt⁽¹⁾에 의하여 제창되어 이론적으로 그 타당성이 증명되었다. 그러나, 실제 실험상 강체경계 (rigid boundary)를 내포하는 평판의 굽힘의 곡률분포(2차 미분량)를 측정해야 하기 때문에 측정오차가 크고 실용에는 문제가 있는 것으로 알려져 왔다.⁽²⁾ 그러나, 저자들은 슬랩이론상 경계에서 충분히 먼곳의 곡률이 일정한 순수 인장인 경우에는 직접 곡률을 측정할 필요가 없고 처짐(deflection)만으로 내부

부경계 주변의 응력분포를 해석할 수 있는 장점이 있음을 알아내었다.⁽³⁾ 이때, 구멍이나 균열과 같은 내부경계를 강체로 대체할 수 있기 때문에 복잡한 경계를 가진 시험편을 만들기가 매우 쉬워지고, 이를 이용하여 최선호⁽⁴⁾ 등은 복잡한 형태의 균열에 대한 응력확대계수(stress intensity factor)를 측정하는 방법을 개발한 바 있으나, 이는 대부분 단순 형태의 균열에 대한 해석이었다.

본 논문에서는 임의 분포균열(arbitrarily distributed cracks)에 이 실험법을 적용하기 위하여 새로이 그래팅 가상회전법(grating imaginary rotation method)을 도입하였으며, 그 실효성을 입증하기 위하여 이론적으로 해답이 알려진 대표적 분포균열을 대상으로 실험을 실시하여 그 결과를 비교해 보았고, 실제 분포균열의 균열성장을 예측하여 기존의 실험결

*정회원, 영남대학교 기계설계학과

**정회원, 영남대학교 대학원

***정회원, 영남대학교 기계공학과

과와 비교 검토하였다.

2. 기초이론

2.1 슬랩상사이론에 의한 응력확대계수 결정

균열을 가진 평판에 균일한 인장응력 σ_0 가 작용할 때 슬랩상사이론에 의한 균열 주변에서의 무차

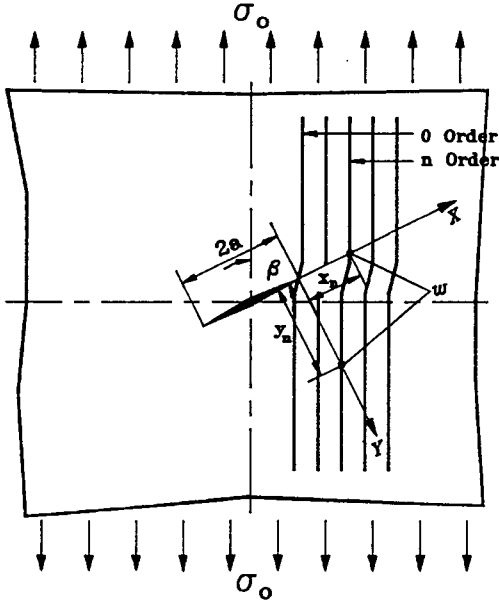


Fig. 1 Rectangular plate with slant crack under uniform tension

원 응력확대계수 K_I/K_0 및 K_{II}/K_0 의 결정식은 아래와 같다. (4)

$$\frac{K_I}{K_0} = \frac{3}{2\sqrt{2}a} \left(\frac{R_x \cdot W}{x^{3/2}} \right) \quad (1)$$

$$\frac{K_{II}}{K_0} = \left(\frac{R_x \cdot W}{\sqrt{a} y^{3/2}} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{y'}{a}} \cos 2\beta - \frac{1}{3} \frac{K_I}{K_0} \quad (2)$$

여기서, $K_0 = \sigma_0 \sqrt{\pi a}$, $2a$ 는 균열의 길이, R_x 는 균열에서 충분히 떨어진 곳의 슬랩의 x 방향의 곡률반경(일정), W 는 슬랩의 수직변위, β 는 균열의 진행방향과 수직선 사이의 각도이다.

Fig. 2는 R_x 와 시험편의 폭 w , 휨곡선의 현의 길이 s 를 나타내고 있으며, 그 관계식은 (3)식과

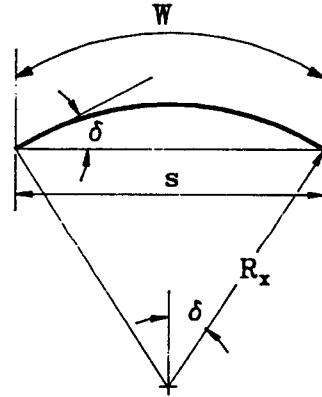


Fig. 2 Determination of radius of curvature

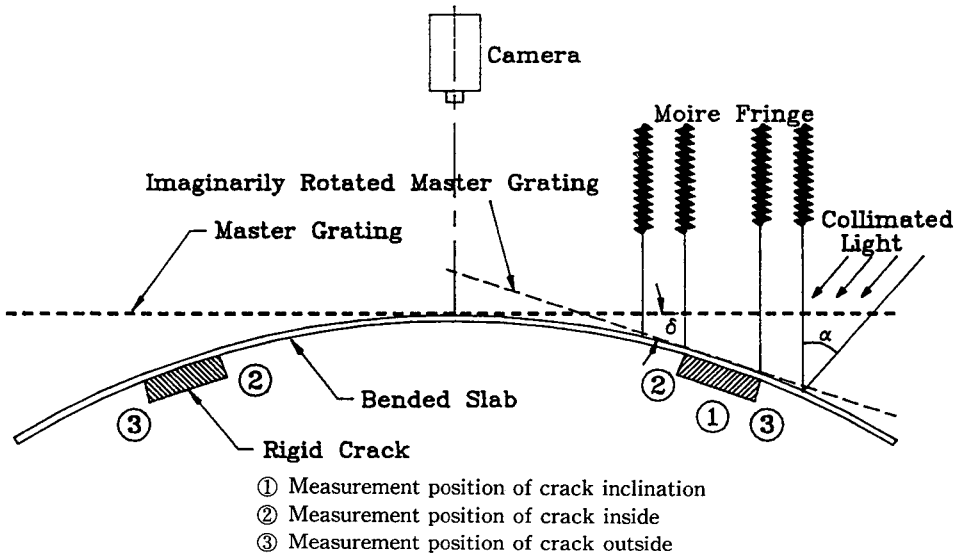


Fig. 3 Schematic diagram of shadow moiré optical system

같다. ⁽⁵⁾

$$R_x^2 = \frac{40w_1^3 + \sqrt{1600w_1^6 - 1920(w_1 - s)w_1^5}}{1920(w_1 - s)} \quad (3)$$

2.2 그레팅 가상회전법

그레팅 가상회전법은, 새도우 모아레 (shadow-moiré) 측정법에서, 마스터 그레팅 (master grating)을 시험편의 입의의 위치에 놓고 간섭무늬를 얻은 후, 각 분포균열침단의 수직변위를 zero로 만들기 위하여 마스터 그레팅이 균열선상과 평행을 이루도록, 가상회전을 시키는 방법이다. (Fig. 3) 이 방법에서는 먼저 균열의 기울기 δ 와 그레팅의 경사에 따라 변환된 거리 x^* , y^* 및 수직변위 W^* 를 구하여야 하며 그 과정은 다음과 같다.

(1) 균열의 기울기 (Fig. 3의 ①)

균열의 기울기 δ 를 구하는 식은 다음과 같다.

$$\delta = \tan^{-1} \left(\frac{W_b - W_a}{(x_b - x_a) \sin \beta} \right) \quad (4)$$

여기서, x_a, x_b 는 x 축 선상을 따라 0차의 모아레 무늬에서 균열선상에 나타난 a 차와 b 차의 모아레 무늬까지의 거리, W_a, W_b 는 그 지점들의 수직변위이다. 여기서, x_a, x_b 는 실측에 의하여 측정되며, 수직변위 W 는 다음식에서 구할 수 있다. ⁽⁶⁾

$$W_i = \frac{p \cdot N_i}{\tan \alpha} \quad (i=1, 2, 3, \dots, n) \quad (5)$$

여기서, p 는 마스터 그레팅의 피치, α 는 입사광의 축과 카메라축 사이의 각도, N 는 모아레무늬의 차수이다.

(2) 변환거리 및 변환 수직변위

(i) 균열의 바깥쪽 침단부근을 측정할 경우 (Fig. 3의 ②)

실제로 측정된 거리 x 와 수직변위 W 로부터 마스터 그레팅을 가상으로 기울였을 때의 변환된 거리 x^* , y^* 및 수직변위 W^* 를 구하는 방법은 다음과 같다.

Fig. 4의 $x-W$ 직교좌표에서 좌표가 (x_2, W_2) 인 점 P 를 복소수로 나타낼 수 있다. 여기서, 좌표축이 C 만큼 평행이동 되었을 때 구좌표를 P' , 신좌표를 P'' 라 하면, P'' 를 나타내는 복소수는,

$$z_1 = (x_2 - x_1) + i(W_2 - W_1) \quad (6)$$

다시 좌표축이 반시계방향으로 δ 만큼 회전하였을 때,

$$x_2 - x_1 = x_1^* \cos \delta - W_1^* \sin \delta \quad (7)$$

$$W_2 - W_1 = x_1^* \sin \delta + W_1^* \cos \delta \quad (8)$$

이 되고, 식(7)과 식(8)을 식(6)에 대입하여 정리하면,

$$z_1 = (x_1^* + iW_1^*) (\cos \delta + i \sin \delta) \quad (9)$$

가 된다. 여기서, 좌표축이 평행이동 및 회전되었을 때 점 P'' 를 나타내는 복소수의 일반적인 형태는 다음과 같다.

$$z_2 = x_1^* + iW_1^* \quad (10)$$

한편, 식(9)의 극형식을 지수함수로 나타내면 다음과 같고,

$$z_1 = z_2 e^{i\delta} \quad (11)$$

식(11)은 식(12)과 같이 쓸 수 있다.

$$\begin{aligned} z_2 &= z_1 e^{-i\delta} \\ &= \{(x_2 - x_1) \cos \delta + (W_2 - W_1) \sin \delta\} \\ &\quad + i\{(W_2 - W_1) \cos \delta - (x_2 - x_1) \sin \delta\} \end{aligned} \quad (12)$$

식(10)과 식(12)의 비교에 의해 변환된 거리 x^* 및 수직변위 W_1^* 를 구할 수 있으며, 같은 방법으로 변환거리 y_1^* 도 구할 수 있다.

$$x_1^* = (x_2 - x_1) \cos \delta + (W_2 - W_1) \sin \delta \quad (13)$$

$$y_1^* = (y_2 - y_1) \cos \delta + (W_2 - W_1) \sin \delta \quad (14)$$

$$W_1^* = (W_2 - W_1) \cos \delta - (x_2 - x_1) \sin \delta \quad (15)$$

여기서 $x''-y''$ 직교좌표가 축 W'' 를 회전축으로 하여 시계방향으로 β 만큼 회전하였을 때, 식

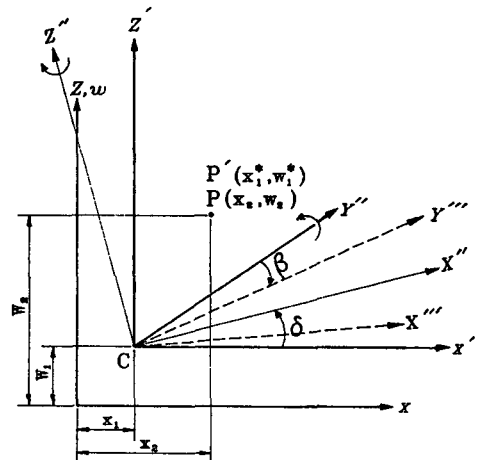


Fig. 4 Translation and rotation of Cartesian coordinates

(13), (14), (15)는 다음과 같이 변환된다.

$$x_1^* = (x_2 - x_1) \cos \delta + (W_2 - W_1) \sin \delta \csc \beta \quad (16)$$

$$y_1^* = (y_2 - y_1) \cos \delta + (W_2 - W_1) \sin \delta \sec \beta \quad (17)$$

$$W_1^* = (W_2 - W_1) \cos \delta - (x_2 - x_1) \sin \delta \sin \beta \quad (18)$$

위의 과정을 통하여 구한 x^*, y^* 및 W^* 를 matrix로 나타내면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} x_1^* \\ \vdots \\ x_{n-1}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_1 & x_2 & W_1 \csc \beta & W_2 \csc \beta \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ x_{n-1} & x_n & W_{n-1} \csc \beta & W_n \csc \beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\cos \delta \\ \cos \delta \\ -\sin \delta \\ \sin \delta \end{bmatrix} \quad (19)$$

$$\begin{bmatrix} y_1^* \\ \vdots \\ y_{n-1}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_1 & y_2 & W_1 \sec \beta & W_2 \sec \beta \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ y_{n-1} & y_n & W_{n-1} \sec \beta & W_n \sec \beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\cos \delta \\ \cos \delta \\ -\sin \delta \\ \sin \delta \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$\begin{bmatrix} W_1^* \\ \vdots \\ W_{n-1}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} W_1 & W_2 & x_1 \sin \beta & x_2 \sin \beta \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ W_{n-1} & W_n & x_{n-1} \sin \beta & W_n \sin \beta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -\cos \delta \\ \cos \delta \\ \sin \delta \\ -\sin \delta \end{bmatrix} \quad (21)$$

식(19), (20), (21)을 간단히 쓰면 다음과 같다.

$$[X^*] = [X] \cdot [C] \quad (22)$$

$$[Y^*] = [Y] \cdot [C] \quad (23)$$

$$[W^*] = [W] \cdot [S] \quad (24)$$

(ii) 균열의 안쪽 첨단부근을 측정할 경우(Fig. 3의 ③)

$$[X^*] = [X] \cdot [C] \quad (25)$$

$$[Y^*] = [Y] \cdot [C] \quad (26)$$

$$[W^*] = -[W] \cdot [S] \quad (27)$$

위의 과정을 통해 구한 변환 수직변위 및 거리를 식(1) 및 (2)에 대입하여 K_I/K_0 및 K_{II}/K_0 를 구할 수 있으며, 이들 데이터의 전산처리를 위한 플로우차트(flow chart)는 Fig. 5와 같다.

3. 시험편의 제작 및 실험방법

본 실험에서 사용된 시험편은 두께가 매우 얇고 (0.15 mm), 균일하고 탄성이 좋은 열화비닐판($E = 64 \text{ MPa}$, $\nu = 0.45$)이며, 새도우모아레의 콘트라스트(contrast)를 높이기 위하여 시험편 표면에 백색 수성페인트로 균일하게 도포하였다. 시험편의 기하학적 형상은 Fig. 6과 같다. 여기서, 직선형태의 균열은 두께 0.15 mm인 얇은 강판(steel plate)을, 피로 분포균열은 직경 1 mm의 와이어(wire)를 두께가 0.15 mm가 되도록 납작하게 두들긴 다음 피로균열의 기하학적 형태와 동일하게 만들어 슬랩면에 알파-사이노아크리레이트(α -cyanoacrylate)계의 순간접착제로 부착하여 제작하였다.

슬랩면의 수직변위 W 를 측정하기 위해서는 Fig. 3과 같은 새도우모아레 광학계를 사용하였다. 여기에 사용된 마스터 그래팅은 100 line/cm의 것을 사용함으로써 고저차 0.1 mm의 등고선군을 얻을 수 있었다. C-132 60 ϕ 회전 스테이지(stage)와 C-120 $x \cdot y$ 축 정밀 스테이지가 조합된 마그네틱 베이스(magnetic base)로 마스터 그래팅의 각도 및 이동을 미소 조정하여 슬랩면의 변위에 영향을 주지 않는 한도내에서 슬랩면에 정확하게 접근함으로써 그 부분을 변위 측정의 원점으로 삼았다. 0차의 무늬에서 측정하고자 하는 N 차 무늬까지의 거리는 디지털 타이저(digitizer)가 부착된 옵티칼 콤파레이터(optical comparator)를 사용하여 1/1000 mm까지 정밀하게 측정하였다.

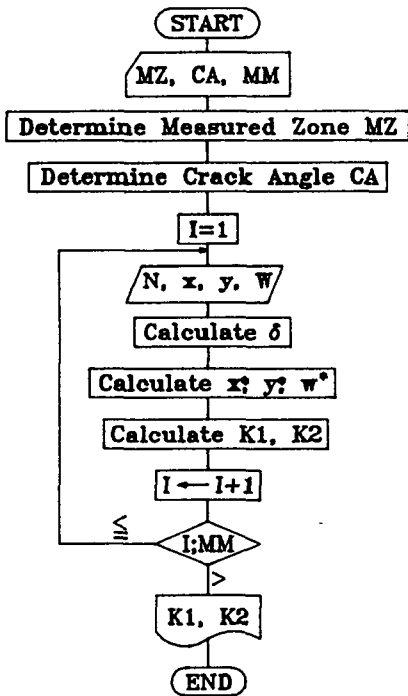


Fig. 5 Flow chart

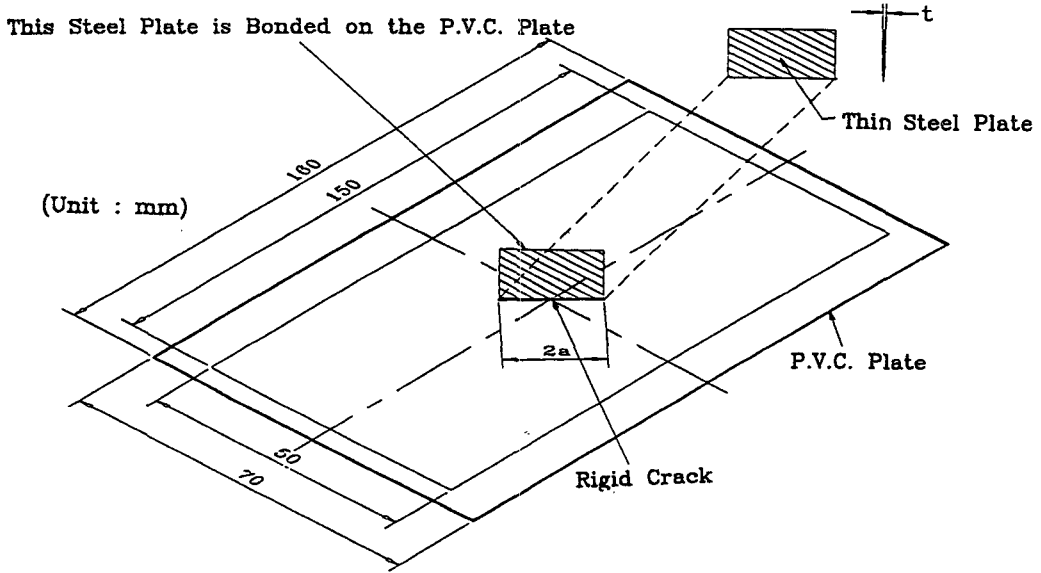


Fig. 6 Configuration of specimen

4. 실험결과 및 고찰

우선, 그래팅 가상회전법에 의한 수직변위 W 측정법의 정당성을 증명하기 위하여 동일 직선상에 같은 길이의 두개의 균열이 놓인 시험편의 $2a/w_1 = 0.2$, $2a$ 와 균열 중심간의 거리 d 의 비 $2a/d$ 가 0.3, 0.4, 0.5, 0.6인 경우, 실험에서 구한 변위와

식(21)에 의해 구해진 변위를 비교하여 보았으며, 아울러 K_I/K_0 값도 비교하여 보았다.

Fig. 7은 대표적으로, $2a/d=0.4$ 인 경우에 따른 변위를 비교한 실험선도이다. 이 선도에서 보는 바, 변위비교에 의한 차는 거의없고 서로 잘 일치함을 알수 있다.

Fig. 8은 위의 실험조건인 유한판이 인장응력을 받는 경우, 실험에 의해 구한 K_I/K_0 값과 그래팅의

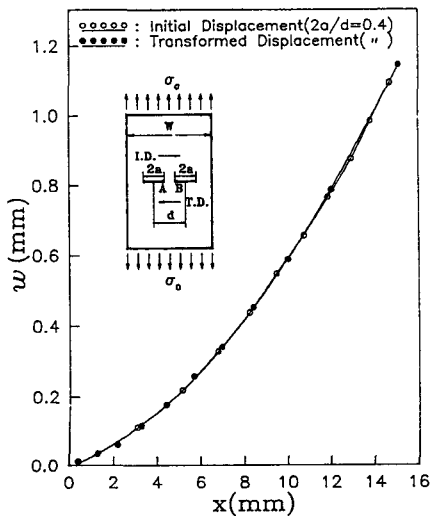


Fig. 7 Vertical displacement W for distance x ($2a/d=0.4$)

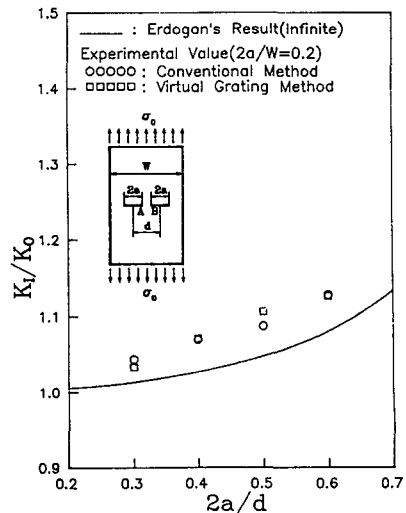


Fig. 8 Stress intensity factors versus $2a/d$

가상회전법에 의해 구한 K_I/K_0 값을 비교한 것이며, 또한 Erodgan의 무한판의 결과⁽⁷⁾와 비교한 것이다. 여기서, 실험에서 구한 값과 그래팅의 가상회전법에 의한 값의 최대오차가 2% 미만이므로 본 방법의 적용의 가능성이 충분히 증명된 것으로 간주된다. 또한 Erodgan의 결과와 비교해 볼 때도 최대오차가 5.8%로서 충분히 실용범위내의 오차임을 알수있다.

Fig. 8는 각종 균열을 가지는 시험편의 모아레 무늬(moiré fringe)의 사진 중에서 대표적인 것을 예시한 것이다. 즉, (a)는 동일 직선상에 놓인 같은 길이를 가지는 2개의 균열의 균열 중심간의 거

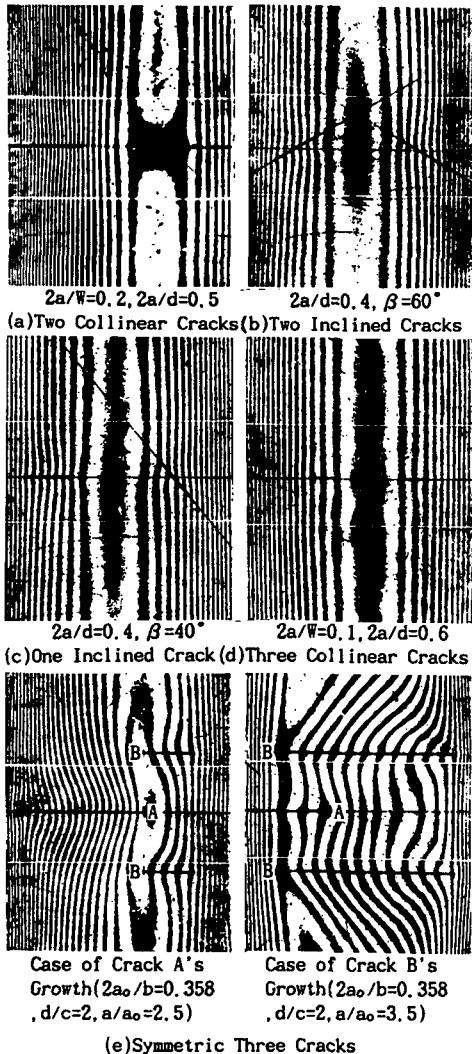


Fig. 9 Moiré fringe patterns of specimen with various cracks

리가 변화하는 것 중에서 대표적으로 $2a/d=0.5$ 인 경우의 것을, (b)는 같은 길이의 양측 경사균열의 $2a/d=0.4$ 이고 균열의 경사 β 가 변화하는 것 중에서 $\beta=60^\circ$, (c)는 2개의 균열중 1개의 균열만 β 가 변화하는 것 중에서 $\beta=40^\circ$, (d)는 동일 직선상에 같은 길이의 3개의 균열간의 거리가 변화하는 것 중에서 $2a/d=0.6$, (e)는 대칭 3균열의 균열성장 중에서, 좌측은 중앙균열의 내측단(A)만이 성장하는 것 중에서 $a/a_0=2.5$, 우측은 평행 2균열의 내측단(B)만이 성장하는 것 중에서 $a/a_0=3.5$ 인 경우의 것만 대표적으로 실었다.

Fig. 10은 $2a/w_1=0.2$, $2a/d=0.4$, $\beta=20^\circ, 40^\circ, 60^\circ, 80^\circ$ 인 경우의 같은 길이의 양측 경사균열을 가지는 유한판의 A점과 B점의 $K_{IA,B}/K_0$, $K_{IIA,B}/K_0$ 를 Isida의 무한판의 결과⁽⁸⁾와 비교한 것이다. 여기서, A점과 B점은 이론상 같은 값이 되겠으나, 그래팅 가상회전법의 실효성을 입증하기 위하여, A 및 B의 동일값 여부를 타진해 본 것이다. 여기서, 비교를 통한 K_I/K_0 의 최대차이는 4%, K_{II}/K_0 의 최대차이는 5.8%로 근소한 차이는 있으나, 어느 경우에도 Isida의 무한판의 결과와 비교했을 때, 최대오차는 7.3% 이하이므로, 본 방법에 의한 분포균열 실험해석은 충분한 정밀도를 가지고 있는 것으로 추정된다.

Fig. 11은 동일 직선상에 같은 길이의 두개의 균열중 하나의 균열이 $\beta=20^\circ, 40^\circ, 60^\circ, 80^\circ$ 로 변화하는 유한판의 A점의 K_{IA}/K_0 및 B점의 K_{IB}/K_0 , K_{IIB}/K_0 를 Ukadgonker의 무한판의 결과⁽⁹⁾와 비교

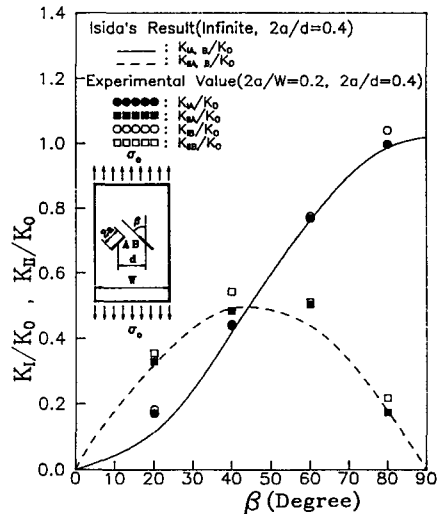


Fig. 10 Stress intensity factors versus slant angle β

한 것이며, Fig. 12는 $2a/w_1=0.1$, $2a/d=0.3, 0.4, 0.5, 0.6$ 인 동일 직선상에 같은 길이의 세개의 균열을 가지는 유한판의 A, B점의 $K_{IA,B}/K_0$ 을 Isida의 무한판의 결과⁽¹⁰⁾와 비교한 것이다. 이 두 결과의 최대오차 8.5% 이하로서 종래의 실험결과와 비교할 때, 그 정도가 결코 떨어지지 않음을 알 수 있다.

Fig. 13은 $2a/w_1=0.2$, 같은 길이를 가지는 대칭 3균열의 상대위치 즉, $2a$ 와 균열 중심간의 대각선 거리 b 의 비 $2a/b=0.4$, 양측 균열간의 상대간격의 비 $d/c=1, 2, 3, 5$ 인 유한판의 A점의 $K_{IA}/$

K_0 을 Ohira의 유한요소법에 의한 유한판($2a/w_1=2/35\sim 0.2$)의 결과⁽¹¹⁾와 비교하였으며, 아울러 본 실험에서 구한 B점의 K_{IB}/K_0 도 나타냈다. 본 그래프를 고찰해 보면 A점의 최대오차는 4.4%로서 유효 정밀도 범위에 있으며, 본 실험에서 구한 B점의 K_{IB}/K_0 는 A점보다 낮은 값을 나타내면서 d/c 가 커짐에 따라 증가한다. 여기서, 대칭 분포 3균열의 피로성장은 A가 B보다 먼저 성장을 개시한다고 보고한 Ohira의 연구내용⁽¹¹⁾에 의하면, B점의 값이 A점의 값보다 낮은 값이 되어야 한다. 따라서, 본 실험에 구한 B점의 값도 충분히 신뢰

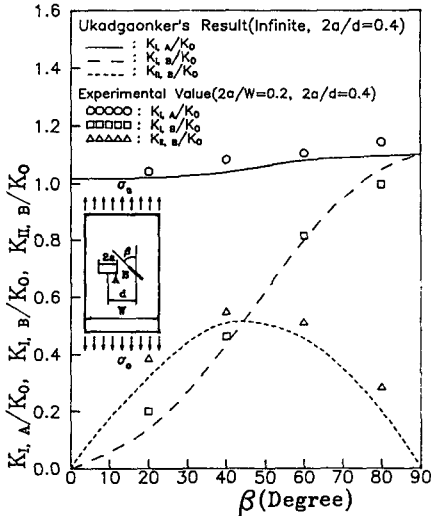


Fig. 11 Stress intensity factors versus slant angle β

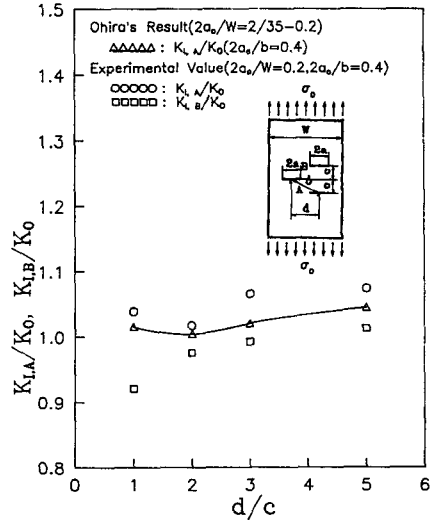


Fig. 13 Stress intensity factors versus d/c

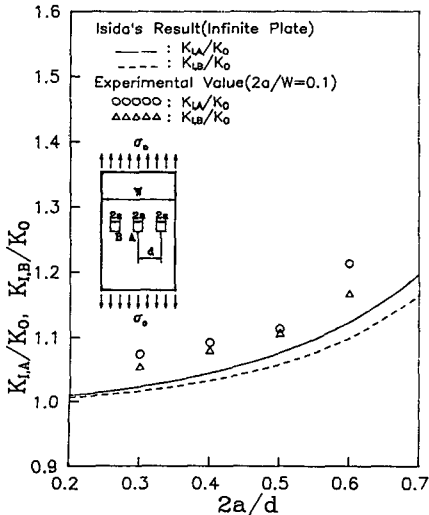


Fig. 12 Stress intensity factors versus $2a/d$

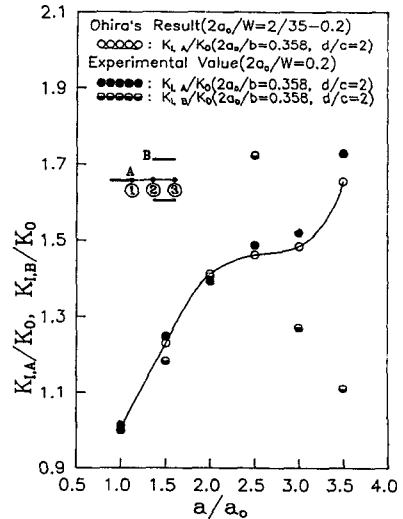


Fig. 14 Stress intensity factors versus a/a_0

할수 있는 것으로 사료된다.

Fig. 14는 대칭 3균열의 상대위치 즉, $2a_0/b = 0.358$, $d/c=2$ 이고 중앙균열의 내측단(A)만이 성장하는 경우의 K_{IA}/K_0 값의 변화를 Ohira의 연구결과⁽¹¹⁾와 비교하였으며, 본 실험에서 구한 B점의 K_{IB}/K_0 도 나타났다. 그림의 ①, ②, ③은 A단의 대표적 위치를 나타낸다. 여기서 A점의 최대오차는 4.4%이다. 또한, B점의 실험값을 고려해 보면 K_{IB}/K_0 가 극대치가 되는 위치는 균열첨단 A의 성장이 ②가 되는 지점이다. 이 지점은 A의 성장속도가 둔화되고, B가 성장을 개시하는 지점이라고 보고한 Ohira의 연구내용⁽¹¹⁾과 잘 부합된다.

Fig. 15는 위와 같은 조건에서 평행 2균열(B)만이 성장할때 중앙 균열(A)에 어떠한 영향을 미치는 가를 알아보기 위해 실험한 결과를 Fig. 14의 값들과 비교해 본 선도이다. 이것을 고찰해 보면, B가 성장할때의 K_{IB}/K_0 값은 Fig. 14의 A가 성장할때의 K_{IA}/K_0 값보다 약 10% 정도 낮은 값으로 같은 형태의 곡선을 그리고 있다. 이것은 평행한 두 균열이 성장할때 서로의 간섭영향에 의해서 값이 떨어졌으리라 추정한다. 또한, B가 성장할때의 A지점의 K_{IA}/K_0 값과 Fig. 14의 A가 성장할때의 B지점의 K_{IB}/K_0 값을 비교해 보면 B가 성장하면서 A에 미치는 영향 및 간섭이 A가 성장하면서 B에 미치는 것 보다 더 크다는 것을 알수있다.

다음은, 저온소입 처리한 직경 19mm의 S15C 압연환봉을 206 MPa의 응력으로 피로실험을 하여,

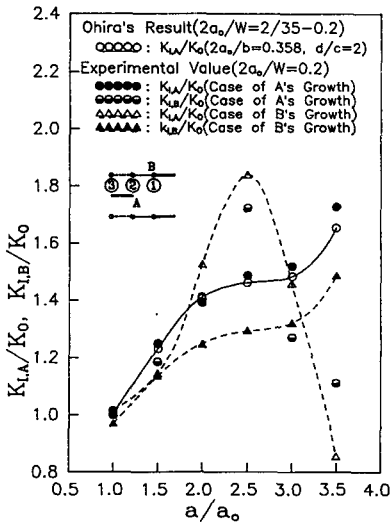
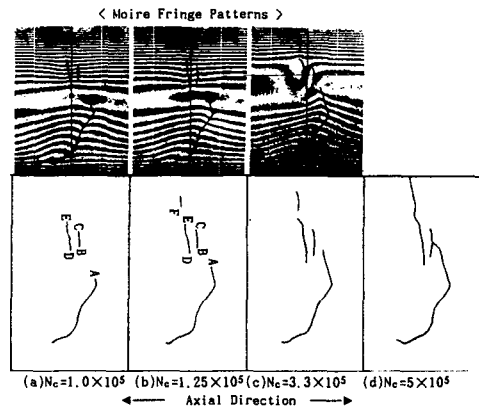


Fig. 15 Stress intensity factors versus a/a_0 .

사이클수 $N_c=1.0 \times 10^5, 1.25 \times 10^5, 3.3 \times 10^5$ 일 때 발생한 피로 분포균열 형태⁽¹²⁾와 같은 모양의 균열을 가지는 시험편에 단순인장을 준 상태에서 구한 응력확대계수에 의해 다음 단계의 균열성장형태의 예측이 가능한지를 알아보기 위한 실험해석이다.

Fig. 16은 각 사이클수 N_c 에 따라 발생한 균열의 형태⁽¹²⁾를 그린 것과 그러한 균열을 가지는 시험편의 본 실험에 의한 모아레 무늬 사진이며, Table 1은 N_c 와 응력확대계수 $K_I/K_0, K_{II}/K_0$ 및 균열의 각도 β 를 나타낸 것이다.

먼저, A지점의 $K_I/K_0, K_{II}/K_0$ 를 경사균열의 응력확대계수를 구하는 일반식 $K_I/K_0 = \sin^2 \beta, K_{II}/K_0 = \sin \beta \cos \beta$ 에서 구한 값과를 비교해 볼때, 같은 비율로 커져 있으므로, A지점의 균열의 각도 β 는 변함이 없이 성장을 하다가 $N_c=3.3 \times 10^5$ 에서는 성장이 다소 둔화될 것으로 예상된다. B와 C 지점은 $N_c=1.0 \times 10^5$ 에서 β 의 변화를 일으킨 후 β 의 변화없이 성장을 계속하다가, $N_c=3.3 \times 10^5$ 에서는 성장이 멈추게 되고, D지점은 β 의 변화없이 성장이 계속되리라 예상된다. E지점은, $N_c=1.0 \times 10^5$ 에서는 균열의 성장이 없다가, $N_c=1.25 \times 10^5$ 에서 β 의 변화없이 성장을 한 후, $N_c=3.3 \times 10^5$ 에서는 성장이 둔화될 것으로 추정되며, F지점은 $N_c=3.3 \times 10^5$ 에서의 K_I/K_0 와 K_{II}/K_0 의 증가 비율이 상당히 크기 때문에 β 의 변화없이 빠른 성장을 지속하여 성장이 둔한 E지점의 균열과 합쳐 될 것으로 예상된다. 이러한 사실들은 Fig. 16의 (b)·(c)·(d)의 균열의 형태 및 균열의 각도 β (Table 1)와 비교해 볼때 정성적으로 일치한다. 따라서,



*. This figure is quoted the photo from ref. (12)

Fig. 16 Fatigue crack patterns to cycle numbers and moire fringe patterns

Table 1 Cycle numbers, stress intensity factors and angle of fatigue cracks

Zone	1.0×10^5			1.25×10^5			3.3×10^5		
	K_I/K_0	K_{II}/K_0	β	K_I/K_0	K_{II}/K_0	β	K_I/K_0	K_{II}/K_0	β
A	0.9852	0.3102	74°	1.0165	0.2583	74°	0.9508	0.2889	74°
B	1.0709	0.1748	87°	1.0939	0.1259	82°	0.7714	0.0702	84.5°
C	1.0099	0.1126	87°	0.9616	0.0968	84.5°	0.8091	0.1532	75°
D	1.0176	0	90°	1.2957	0	90°	1.4646	0	90°
E	0.8371	0.0334	83°	1.0804	0.1155	83°	0.7851	0.3629	47°
F	—	—	—	1.0474	0.1986	80°	2.4739	0.4956	79°

본 실험에 의하여 분포균열의 균열성장 형태의 예측이 어느 정도 가능함을 알수있다.

임의로 분포된 초기 균열군에서 어느 특정한 균열이 성장하여 파괴에 이를 것인가를 판단한다는 것은 종래의 방법으로는 매우 어려울 것으로 사료되며, 이러한 점으로 미루어, 본 실험법의 효용성이 매우 높을 것으로 추정된다.

5. 결 론

본 논문의 연구결과를 종합하면 다음과 같다.

(1) 본 논문에서 개발한 그래팅 가상회전법에 의한 슬랩면의 변위측정은 최대오차가 1% 이하의 높은 정밀도를 가지고 있으며, 본 방법의 개발로 인해 1회의 무늬촬영으로서 임의 분포균열의 실험해석이 가능하게 되었다.

(2) 종래의 실험방법(개별 균열해석)에 의해 구한 응력확대계수 값과 그래팅 가상회전법에 의해 구한 응력확대계수 값과의 차이는 2%미만으로 거의 일치하므로, 본 방법에 의한 응력확대계수 측정 은 충분한 정확도를 가지고 있음을 알았다.

(3) 이론적으로 해답이 알려진 분포균열의 응력확대계수 해석에 본 방법을 적용한 결과 최대오차가 8.5% 이하로서, 종래의 여타 실험적 응력확대계수 해석법에 비하여 손색이 없음을 알았다.

(4) 이론해를 얻기 어려운 분포균열의 해석에 본 방법을 적용하여 Ohira의 연구결과와 비교하여 그 효용성과 신뢰성을 입증하였고, 이론 또는 전산해석으로는 얻기 어려운 초기 분포균열군의 특정균열 성장을 예측할 수 있는 새로운 가능성을 찾았다.

후 기

본 연구는 영남대학교 연구조성비 지원에 의하여 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Weighardt, K., 1908, "Über ein Neues Verfahren Verwickelte Spannungsverteilungen in Elastischen Körpern auf Experimentellem Wege zu Finden," Mitteilungen über Forschungsarbeiten an den Gebiete des Ingenieurwesens, Vol. 49, pp. 15~30.
- (2) Ryan, I. J., 1952, "The Plate Analogy as a means of Stress Analysis," Proceeding of SESA, Vol. 5, No. 1, pp. 7~27.
- (3) Hetenyi, M, 1957, "Handbook of Experimental Stress Analysis," John Willey and Sons, pp. 702~789.
- (4) 崔善浩, 北川英夫, 1980, "모アレ와 슬라브アナロジー의 조합による應力擴大係數の實驗的解析法," 日本機械學會關西支部講演論文集, pp. 160~162.
- (5) 崔善浩, 金鐘周, 徐仁輔, 權在度, 黃在錫, 北川英夫, 1990, "슬라브アナロジー-と 모アレ의 조합せによる混合モードの應力擴大係數の實驗的解析法," 日本機械學會論文集(A編), 55卷, 521號, pp. 63~71.
- (6) Durelli, A. J. and Parks, V. J., 1970, "Moire Analysis of Strain," Prentice Hall Inc., pp. 251

- ~256.
- (7) Erdogan, F., 1962, "On the Stress Distribution in Plates with Collinear Cuts under Arbitrary Loads," Proc. 4th U.S. Nat. Congr. Appl. Mech., pp. 547~553.
- (8) Isida, M., 1973, in Handbook of Stress Intensity Factors, G. C. Sih(ed.), Institute of Fracture and Solid Mechanics, 1.2.5.1~1.2.7.5.
- (9) Ukadgaonker, V.G. and Naik, A.P., 1991, "Effect of Interaction of Two Arbitrarily Oriented Cracks-Applications-Part II," Int. Jour. Frac. Vol. 51, pp. 285~304.
- (10) Isida, M., 1980, "Edge Cracks Originating from an Elliptical Hole in a Wide Plate Subjected to Tension and In-plane Shear," Trans. Japan Soc. Mec Engr., Vol. 46, No.409, pp. 947~956.
- (11) 大平壽昭, 黒田道生, 石田誠, 北川英夫, 1976, "近接分布亀裂の疲労特性," 日本機械學會論文集(第1部), 42卷 360號, pp. 2281~2288.
- (12) 西谷弘信, 田中哲志, 1983, "S15C 低温焼入れ材及び焼なまし材の微視的疲労亀裂の挙動に及ぼす運轉休止の影響," 日本機械學會論文集(A編), 49卷 439號, pp. 270~277.