

〈論 文〉

응력확대계수 측정용 고정 슬랩상사 장치의 개발

정진석* · 최선호** · 황재석***

(1992년 1월 27일 접수)

Development of the Fixed Slab Analogy Device for the Measurement of Stress Intensity Factor

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

Key Words : Stress Intensity Factor(응력 확대계수), Fixed Slab Analogy Device(고정 슬랩상사 장치), Curvature Radius(곡률 반경), Rigid Crack(강체 균열), Shadow Moire(새도우 무아레)

Abstract

The fixed slab analogy device which can measure stress intensity factors(S.I.F.) experimentally by slab analogy theory is developed in this paper. The margin of errors resulted from the new testing apparatus are between 0.02% and 8.25%. Therefore, it is assured that this one can be effectively used for the more accurate measurement of S.I.F. (K_I, K_{II}) than conventional apparatus. The pitch of master grating used in this experiment is 0.1mm. It is known that the ratio of the distance from crack tip to the crack length on obtaining the accurate stress intensity factor is between 0.4 and 0.7. The optimum curvature radius of slab is about 125mm. The thickness of slab(plate) used in the fixed slab analogy device is 0.15 mm(P.V.C. ; $E=64 \text{ MN/m}^2$, $\nu=0.38$), which is proved to be suitable for the test. The optimum material for the frame(slab's external boundary) is a alloy tool steel(SKS 5) plate and its thickness is 1 mm. In this research, the rigid cracks are directly bonded to the slab surface by cyanoacrylate adhesive for the easiness of slab making and conformity to the practical crack figure. The material of rigid crack is thin steel plate. It is expected that the developed method can be used effectively for the analysis of K_I and K_{II} of arbitrary shaped or distributed cracks.

1. 서 론

슬랩상사이론(slab analogy theory)에 의한 응력 해석은 1908년 Weighardt⁽¹⁾에 의하여 최초로 개발 되었으며, 이것은 인장하중을 받는 평면의 응력분포를 굽힘모멘트를 받는 판(slab)의 곡률분포로 상

사시켜 해석하는 방법이다.⁽²⁾ 슬랩상사이론의 특징은 내외경계를 강체(rigid body)로 변환시킬 수 있기 때문에, 이 이론을 파괴역학에 확대 적용할 경우, 노치·균열 등과 같은 내외 경계를 강체로 변환시킬 수 있으므로 실물에 가까운 예리한 균열의 제작이 가능하고, 균열을 손쉽게 제작(부착)할 수 있을 뿐만 아니라 임의의 형태의 균열 및 분포균열의 제작이 가능하다.⁽³⁾

한편, 파괴역학의 광학적 실험해석법 중 종래의 방법에는 컴플라이언스(compliance)법^(4,5), 코스틱

*정회원, 영남대학교 대학원

**정회원, 영남대학교 기계설계학과

***정회원, 영남대학교 기계공학과

(caustic) 법⁽⁶⁻¹²⁾, 광탄성 실험법⁽¹³⁻¹⁹⁾ 등이 있으나, 이 실험적 해석법들의 가장 큰 어려운 점은 시험편 내에 균열을 제작할때 실물에 가까운 예리한 균열을 가공하는것이다. 이러한 점을 감안하여 저자 등은 내외 균열을 가진 평판이 인장하중을 받는 경우의 응력확대계수 K_I, K_{II} 의 실험적 해석에 슬랩상사 이론을 적용하여, 균열을 가공하는 대신 균열과 기하학적 상사 조건이 같은 경계를 가진 강제균열을 평판에 부착하고 굽힘을 주어 강제경계 부근의 판의 곡률분포를 측정하여 평판의 응력 확대계수 K_I 과 K_{II} 를 실험적으로 얻을수 있는 슬랩상사의 이론 및 장치를 발명 시킨바 있다. 그 과정은 아래와 같다.

(1) 미소 조정추(adjustible counter weight)에 의한 슬랩상사 장치⁽³⁾

이 방법은 1979년 최, Kitakawa에 의하여 균열 해석에 슬랩상사법을 처음으로 적용한 것으로서, 시험편으로서는 비교적 두꺼운 0.5 mm의 P.V.C. (polyvinyl chloride) 판을 사용하였으며, 강제균열의 부착은 열가공에 의한 슬릿(slit)에 강체를 매립하였다. 이 경우 이론치에 대한 실험치의 오차는 6~12%이고 광탄성 실험과 비슷한 정밀도를 가졌다. 그리고 이 방법은 다양한 형태의 균열을 제작할 수 있다는 장점이 있으나, 굽힘시에 하중장치의 베어링 마찰력을 이길 수 있는 탄성이 판에 필요하기 때문에 자연히 두꺼운 판(0.5 mm)을 사용할 수 밖에 없고, 따라서 강제균열을 판의 중립면까지 매립(埋立)시키기 위해서는 열가공으로 균열슬릿(crack slit)을 가공해야 하는 어려움이 있다. 또한 이 가공 과정에서 매립된 균열 침단에는 열변형이 일어나 변위측정시 측정의 오차를 일으킬 소지가 많다.

(2) 변위동결법(displacement freezing method)에 의한 슬랩상사⁽²⁰⁾

이 방법은 1983년 최, 김 등에 의하여 개발된 방법으로서, 비틀림 전단응력을 실험적으로 구하는 박막상사 이론(membrane analogy theory)에서 유도되었다. 즉, 이 방법은 염화비닐의 글라스 전이영역(glass transition region)에서 압력에 의한 박막(membrane)의 부프름을 상온까지 냉각 동결한 다음, 박막의 경사를 측정하여 이것으로서 비틀림 응력을 결정하는 방법이며, 이 방법을 K_I, K_{II} 및 K_{III} 측정에 확대 적용하였다. 시편의 변위가 동결된 상태이므로 변위측정이 용이하고, 단일 실험

장치에서 K_{III} 및 K_I, K_{II} 까지 확대 측정이 가능한 점에서 (1)의 방법보다 유용하고 다양한 방법이라고 할 수 있고, 분포균열등의 해석에도 용이한 것이 그 실험의 장점이다. 또한, 변위동결의 방법은 비교적 얇은 판을 사용할 수 있고, 곡률변위를 영구적으로 고정할 수 있어 분포균열 및 임의형 균열등의 측정에 적합하나, 균열에서 충분히 먼곳의 곡률반지름 R_0 가 판의 주변고정에 따른 압력변위의 조건하에 놓이기 때문에 이론치와는 차이가 있어 두개의 수정계수를 구하여야 하는 번거로움이 있다.

이러한 점들을 감안하여 본 연구에서는 (1)의 방법의 문제점, 즉, 두꺼운 판에 강제 균열을 열매립(熱埋立)하는 과정에서 균열 침단에 열변형이 일어나, 변위측정시 측정 오차가 발생하는 점을 해결하기 위해, 매우 얇은 P.V.C.판($t=0.15$ mm)에 강제 균열을 열매립 하는 대신 점착제로 부착하는 방법을 채택하여 강제균열 경계상의 곡률 영향을 검토하였으며, (2)의 방법의 해결책으로서, 강제균열에서 충분히 먼곳의 곡률은 얇은 합금공구강판(alloy tool steel plate; $t=1$ mm)으로 제작한 프레임(Frame)으로 원방(遠方)곡률을 미리 슬랩 경계조건과 일치하도록 하였고, 또한 변위도 고정(동결)할수있는 새로운 고정 하중장치를 개발하여 실험 측정치의 정도를 높였다. 그리고 본 연구의 목적은 아래와 같다.

(가) 응력확대계수를 정확하게 측정할 수 있는 고정 슬랩상사 장치 개발

(나) 고정 슬랩상사 장치의 유효성 검토

(다) 슬랩의 굽힘 곡률반경의 변화에 따른 응력 확대계수값들을 측정하여 정확한 응력확대계수값을 얻을 수 있는 최적 굽힘 곡률반경의 결정

2. 기초 이론

슬랩상사 이론은 에어리 응력함수(Airy stress function) U 를 지배하는 방정식과 슬립 굽힘면의 수직변위 W 를 지배하는 방정식이 상사하는데 기초를 두고있다. 슬랩중립면의 수직변위 W 는 방정식(1)로 나타내어진다⁽²¹⁾

$$D\nabla_1^4 W = q \quad (1)$$

여기서, D : 슬랩의 굽힘강성계수 $[Eh^3/12(1-\nu^2)]$

- h : 슬랩 두께,
- E : 슬랩의 세로탄성계수,
- ν : 슬랩의 포아송 비
- q : 슬랩의 단위면적당 작용하는 하중

(1)식의 슬랩의 굽힘강성계수($D = Eh^3/12(1-\nu^2)$)에서 보는바와 같이 판의 중립면의 처짐과 강제균열 침단의 처짐감응(deflection response)의 향상을 위해서는 계수 D 가 적을수록 좋다. 즉, E 가 적고 두께 h 가 얇은 판일수록 좋다.

(1)식에 대한 근사해로서 임의의 한점(x, y)에서의 수직변위 W 는⁽²²⁾,

$$W = \frac{k_x}{2}x^2 + \frac{k_y}{2}y^2 - k_{xy}xy \quad (2)$$

가 되며, 여기서 k_x 와 k_y 는 x 와 y 방향에 대한 곡률성분이며, k_{xy} 는 비틀림률을 나타낸다.⁽²¹⁾ 즉, 그것들은 방정식 (3)과 같다.

$$k_x = -\frac{\frac{\partial^2 W}{\partial x^2}}{\left[1 + \left(\frac{\partial W}{\partial x}\right)^2\right]^{3/2}},$$

$$k_y = -\frac{\frac{\partial^2 W}{\partial y^2}}{\left[1 + \left(\frac{\partial W}{\partial y}\right)^2\right]^{3/2}},$$

$$k_{xy} = -\frac{\frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y}}{\left[1 + \left(\frac{\partial W}{\partial x \partial y}\right)^2\right]^{3/2}} \quad (3)$$

굽힘의 경사가 아주 작은 범위에서는 방정식 (3)이 (4)식으로 변경될 수 있다.

$$k_x = -\frac{\partial^2 W}{\partial x^2}, \quad k_y = -\frac{\partial^2 W}{\partial y^2}, \quad k_{xy} = -\frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \quad (4)$$

즉, (3)식에서 보는바와 같이 슬랩상사이론을 성립케 하는 (4)식의 곡률성분은 어디까지나 처짐(슬랩굽힘면의 수직변위 W)이 작은 범위내에서 그 정확도를 얻을 수 있음을 알 수 있다.

Fig. 1과 같은 임의형 균열을 가진 평판에 균일인장응력 σ_0 가 작용하고, y 축과 β 의 각을 이루는 균열의 진행방향을 x' 라 하고 x' 의 수직방향을 y' 라 할때 슬랩상사 이론에 의한 내부균열(강체균열) 주변에서의 응력확대계수 K_I 와 K_{II} 의 결정식은 아래와 같다.⁽³⁾

$$\frac{K_I}{K_0} = \frac{3}{2\sqrt{2a}} \left(\frac{R_x' W_x'}{x'^{3/2}} \right) \sin^2 \beta \quad (5)$$

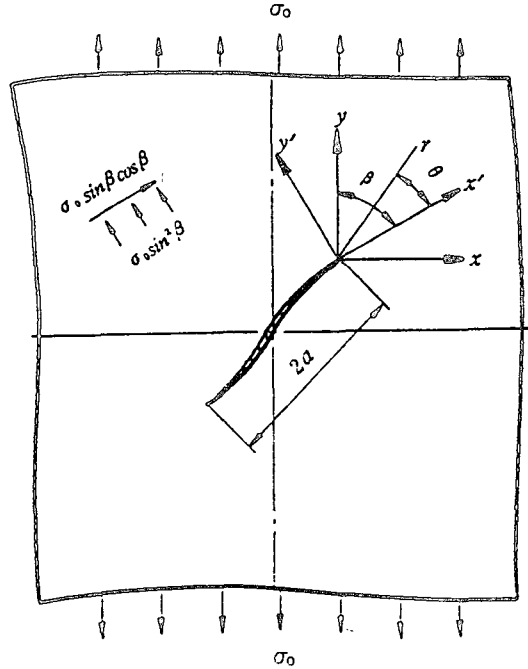


Fig. 1 Rectangular plate with arbitrary shaped crack under uniform tension

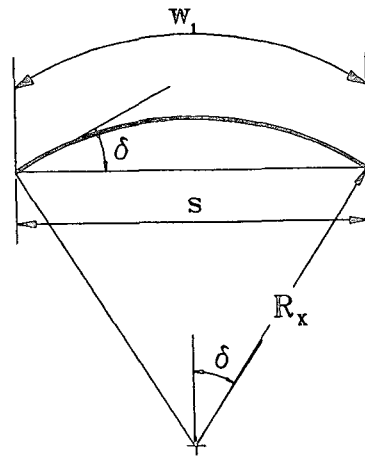


Fig. 2 Determination of radius of curvature

$$\frac{K_{II}}{K_0} = \left(\frac{R_y' W_y'}{\sqrt{a} y'^{3/2}} \right) \cos^2 \beta - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{y'}{a}} \cos 2\beta - \frac{1}{3} \frac{K_I}{K_0} \quad (6)$$

여기서, $K_0 = \sigma_0 \sqrt{\pi a}$, a 는 균열길이의 1/2이고, R_x' 는 균열에서 충분히 떨어진 곳의 슬랩의 x' 방향의 곡률반경(일정)이며, R_y' 는 균열에서 충분히 떨

어진 곳의 슬랩의 y' 방향의 곡률반경(일정)이고, W_x' 와 W_y' 는 슬랩상사이론과 새도우 모아레법에서 얻은 임의의 동일차수의 모아레 무늬가 x' 축과 y' 축이 만나는 지점의 수직변위이다.

Fig. 2는 x 방향의 곡률반경 R_x 와 시험편의 폭 w_1 , 휨 곡선의 현의 길이 s 를 나타내고 있으며, 그 관계식은 (7)식과 같다.⁽²³⁾

$$R_x^2 = \frac{40w_1^3 + \sqrt{1600w_1^6 - 1920(w_1 - s)w_1^5}}{1920(w_1 - s)} \quad (7)$$

슬랩의 변위가 작은 경우에 만족하는 식(5)와 (6)에 사용된 R_x' 와 R_y' 는 (8)식에서 구할 수 있다.

$$R_x' = \frac{\sin \beta \left[\frac{R_x^2}{\sin^2 \beta} - \cos^2 \beta (a + x') \right]^{3/2}}{R_x^2} = \frac{R_x}{\sin^2 \beta}$$

$$R_y' = \frac{\cos \beta \left[\frac{R_x^2}{\cos^2 \beta} - \sin^2 \beta (a \tan \beta + y') \right]^{3/2}}{R_x^2}$$

$$= \frac{R_x}{\cos^2 \beta} \quad (8)$$

방정식 (8)을 식(5)와 (6)에 대입하여 정리하면 방정식 (9)가 얻어진다.

$$\frac{K_I}{K_o} = \frac{3}{2\sqrt{2}a} \left(\frac{R_x W_x'}{x'^{3/2}} \right) \quad (9a)$$

$$\frac{K_{II}}{K_o} = \left(\frac{R_x W_y'}{\sqrt{a} y'^{3/2}} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{y'}{a}} \cos 2\beta - \frac{1}{3} \frac{K_I}{K_o} \quad (9b)$$

따라서, 고정 슬랩상사 장치를 이용하여 균열에서 충분히 떨어진 곳의 슬랩의 x 방향의 곡률반지름 R_x 와 x' , W_x' 를 구하여 (9a)식에 대입하여 K_I/K_o 을 구하고, 이렇게 구한 K_I/K_o 와 y' , W_y' 를 (9b)식에 대입하여 K_{II}/K_o 를 구할 수 있다.

3. 실험 방법

3.1 시험편의 제작

기초이론에서 나타낸 바와 같이 슬랩은 얇을수록 경계주변의 곡률형성 감응도가 높다. 이를 감안하여 본 실험에서 사용된 슬랩의 재료는 두께가 0.15 mm로 균일하고 탄성이 좋은 염화비닐(polyvinyl chloride)판이며, 그 판의 탄성계수 E 는 64 MN/m²이고, 포와송 비(poisson's ratio) ν 는 0.45이다. 이것은 오-토 그래프(autograph) IS-500 (Shimadzu社)으로 측정되었다. 새도우 모아레(shadow moire)의 콘트라스트(contrast)를 높이기

위하여 시험편 표면에는 백색 수성 페인트를 분무하여 도포하였다.

시험편의 기하학적 형상은 Fig. 3과 같고, 시험편의 자유변은 하중장치에 고정시키기 위한 여유를 두어 제작하였다. 여기서 강체균열의 제작방법은 다음과 같다. 먼저 두께가 아주 얇은 슬랩(0.15 mm)면에 균열의 위치를 선을 그어 표시한 다음, 두께가 0.1 mm인 얇은 강판(steel plate)을 일정한 폭(7mm)과 길이(해석 대상 균열의 길이)를 가지도록 자른 후, 슬랩면에 표시된 선과 일치 및 밀착이 되도록 고정시킨 상태에서 알파싸아노아크리레이트계 순간접착제(Type EE, Alteco Korea Inc.)로 부착을 하여 제작한 것이 강체균열이다. 그리고, 시험편에 굽힘모멘트를 주면, 슬랩의 두께가 아주 얇고 강판의 강성이 슬랩(비닐판)의 강성에 비하여 월등하게 크므로, 강체균열은 균열로서 충분한 역할을 하고, 해석 대상 균열의 경계조건과 일치하는 균열이 된다.

3.2 실험 장치

Fig. 4는 본 실험에 사용된 고정 슬랩상사 장치(fixed slab analogy device)이고, Fig. 5는 그 실험장치의 사진이다.

시험편에 순수 굽힘모멘트를 가하는 굽힘 탄성판(①)은 작은 순수 굽힘모멘트로서도 쉽게 정확한 탄성 변형 곡선을 형성할 수 있는 굽힘강성계수가 높은 두께 1 mm의 합금공구강(alloy tool steel ;

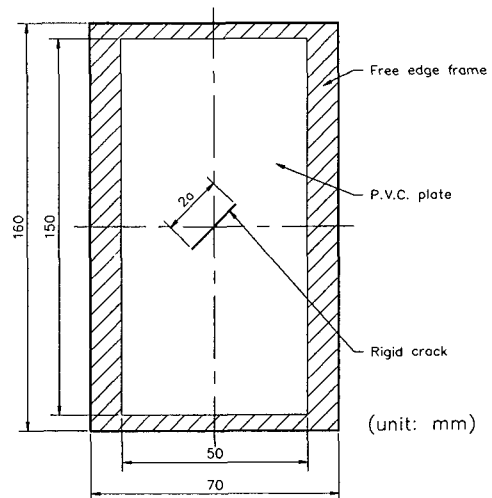


Fig. 3 Configuration of specimen

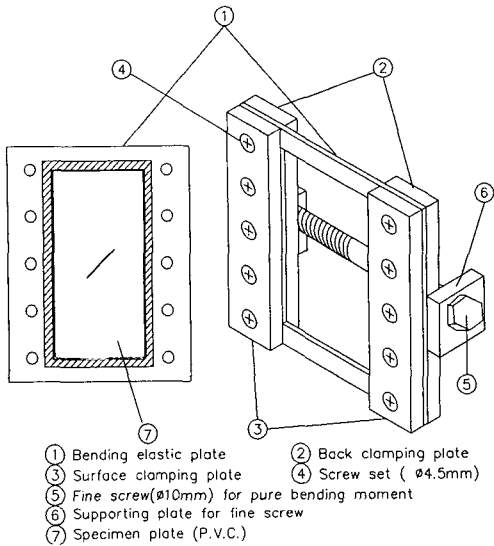


Fig. 4 Schematic diagram of fixed slab analogy device for pure bending

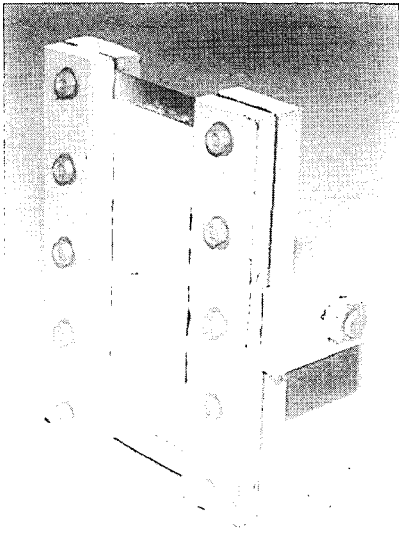


Fig. 5 Pure bending apparatus

SKS 5) 판을 사용하였다. 이것은 태엽이나 목공용 톱에 사용되는 강판이므로, 본 실험장치의 굽힘 탄성판으로 적합하였다. 강판의 중앙중공(中央中空) 부분은 시험편의 기하학적 형상과 같으며, 그 기하학적 형상은 와이어 컷 방전 가공기(wire cut electric spark machine)을 이용하여 절단하였고, 그 크기는 50mm×150 mm이다. 그 굽힘탄성판 양쪽 테두리의 직경 4.5 mm의 구멍은 펀칭 머신

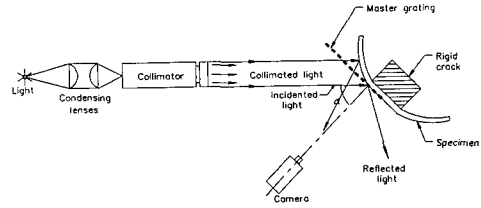
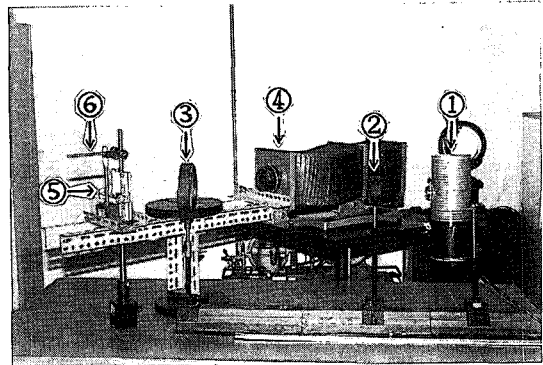


Fig. 6 Schematic diagram of shadow moire optical system



- ① Light ② Condensing lenses
- ③ Collimating lens
- ④ Camera ⑤ Testing apparatus
- ⑥ Control device of master grating

Fig. 7 Apparatus of shadow moire optical system

(punching machine)을 사용하여 만들었다.

시험편을 프레임에 고정하는 방법은 다음과 같다. 우선 굽힘 탄성판 위에 슬랩을 놓고, 자유변을 따라 씨아노아크리레이트 접착제로 점착하고 이것을 다시 고정판(②, ③)으로 고정한 다음 미세조정 나사(⑤)로써 알맞은 순수 굽힘모멘트를 시험편에 주었다. 이때 시험편과 접촉하는 고정판(②, ③)의 면은 연삭가공(정밀도 : 3/1000 mm)하여 시험편의 물림을 정밀하게 하고, 슬랩의 굽힘에 의한 미끄럼(sliding)을 막기 위하여 30 mm간격으로 고정볼트와 너트(④)를 설치하여 시험편의 물림을 공고히 하였다.

3.3 새도우 모아레법(Shadow-moiré method)

에 의한 변위의 측정방법

Fig. 6은 본 실험에 사용된 새도우 모아레법의 광학계를 나타내고 있으며, Fig. 7은 실제 사용된 광학장치를 나타낸 사진이다.

새도우 모아레 광학계에서 마스터 그라팅(Mas-

ter grating)의 피치를 p , 평행 입사광과 카메라 광축사이의 각을 α , 등고선의 무늬차수를 N 라 하면 슬랩의 수직변위 W 는 방정식 (10)과 같다.⁽²⁴⁾

$$W = \frac{pN}{\tan \alpha} \quad (10)$$

본 실험에서 광원은 $\lambda=5468 \text{ \AA}$ 의 수은등을 사용하였고 집광렌즈(condensing lenses)로 산란광을 모아 콜리메이팅 렌즈(collimating lens)를 통과시켜 평행광속을 얻었다. 여기서 사용된 마스터 그라팅(Master grating)은 1cm에 100라인의 것을 사용함으로써 작은 변위에서도 높은 무늬차수를 얻을 수 있도록 하였다. 또한 모아레 무늬 사진에서 균열의 침단을 원점으로 하는 N 차 무늬까지의 거리 $x_N (=x')$ 및 $y_N (=y')$ 은 디지털이저(digitizer)가 부착된 옵티칼 콤파레이터(optical comparator)를 사용하여 1/1000 mm까지 정밀하게 측정하였다. 옵티칼 콤파레이터를 사용하여 측정한 x' 와 y' 지점의 값과 식 (7)에서 구한 R_x 및 식 (10)에 의하여 얻은 x' , y' 지점의 수직변위 W_x' , W_y' 의 값을 (9)식에 대입하면 응력확대계수 K_I/K_0 , K_{II}/K_0 를 구할 수 있다.

4. 실험결과 및 고찰

Fig. 8의 (a)는 종래의 방법⁽²³⁾에 의해 촬영한 모아레 간섭무늬 사진이고, (b)는 본 실험방법에 의해 촬영한 모아레 간섭무늬 사진이다. 종래의 방법에 의해 촬영한 모아레 간섭무늬 사진을 보면 때때로 (a)와 같이 균열침단 부분이 열응력의 영향을 받아 무늬가 상당히 불규칙 한것을 알수있다. 그러나, 본 실험방법에 의해 얻은 모아레 간섭무늬는

이러한 균열침단 부분에 열응력의 영향이 전혀 없으며 무늬분포도 매우 정연함을 알 수 있다.

여기서, 슬랩(판)의 곡률반경이 너무 크면 모아레 간섭무늬의 차수가 적어지고, 따라서 변위측정의 간격이 커져 정밀측정에 영향을 줄수도 있다. 따라서 판의 굽힘은 될 수 있는대로 크게 하는것, 즉, 곡률반경을 작게하는 것이 바람직하나, 이것 또한 과도굽힘(excess bending)에 따른 강제균열침단의 소성화 및 상사이론 방정식상의 오차가 수반된다. 이러한 점을 감안하여 본 연구에서는 일련의 실험을 통하여, 본 실험에 사용된 슬랩 박판의 최적 굽힘 곡률반경의 결정을 시도 하였다. 먼저 내부 수평 균열을 가지는 시험편의 균열의 길이 2a와 시험편의 폭 w_1 의 비 $2a/w_1$ 가 0.2일때 R_x 를 163, 141, 125, 107, 94 mm로, $2a/w_1$ 가 0.3일때 R_x 를 226, 125, 110, 86 mm로 변경하면서 실험한 결과를 통하여, $R_x=125 \text{ mm}$ 가 슬랩의 최적 곡률반경이라는 것을 알 수 있었다. 그래서 $R_x=125 \text{ mm}$ 를 굽힘의 기준으로 삼아 $2a/w_1$ 를 0.2, 0.3, 0.4, 0.5, 0.6, 0.7로 각각 변화시켜 실험을 하고, 또한 균열의 경사각이 $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ 를 이루는 $2a/w_1$ 가 0.2, 0.3, 0.4인 내부 경사 균열에 대해 실험을 하여 기존이론과의 비교 검토를 시행하였다.

이들에 대한 대표적인 모아레 무늬사진을 Fig. 9 및 Fig. 10에 나타냈다.

Fig. 11은 $2a/w_1=0.2$ 일 때 R_x 의 변화($R_x=94, 107, 125, 141, 163 \text{ mm}$)에 대한 응력확대계수의 값을 도시(Plot) 한것이다. Fig. 11에서 보듯이 $R_x=94 \text{ mm}$ 인 경우와 $R_x=163 \text{ mm}$ 인 경우의 K_I/K_0 값은 Feddersen의 연구 결과⁽²⁵⁾와 비교하였을 때

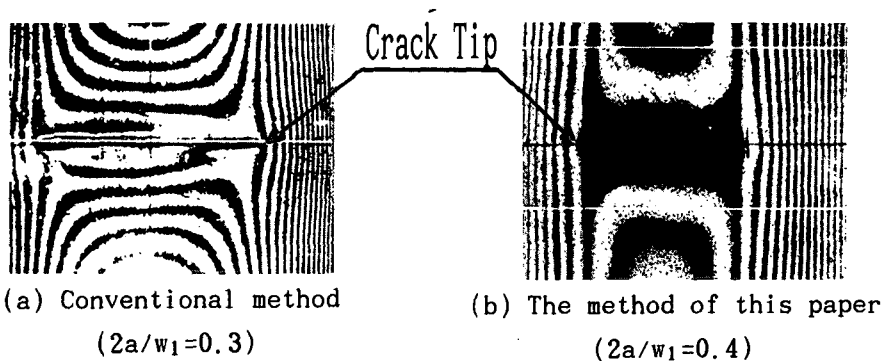


Fig. 8 Comparison of moiré fringe patterns

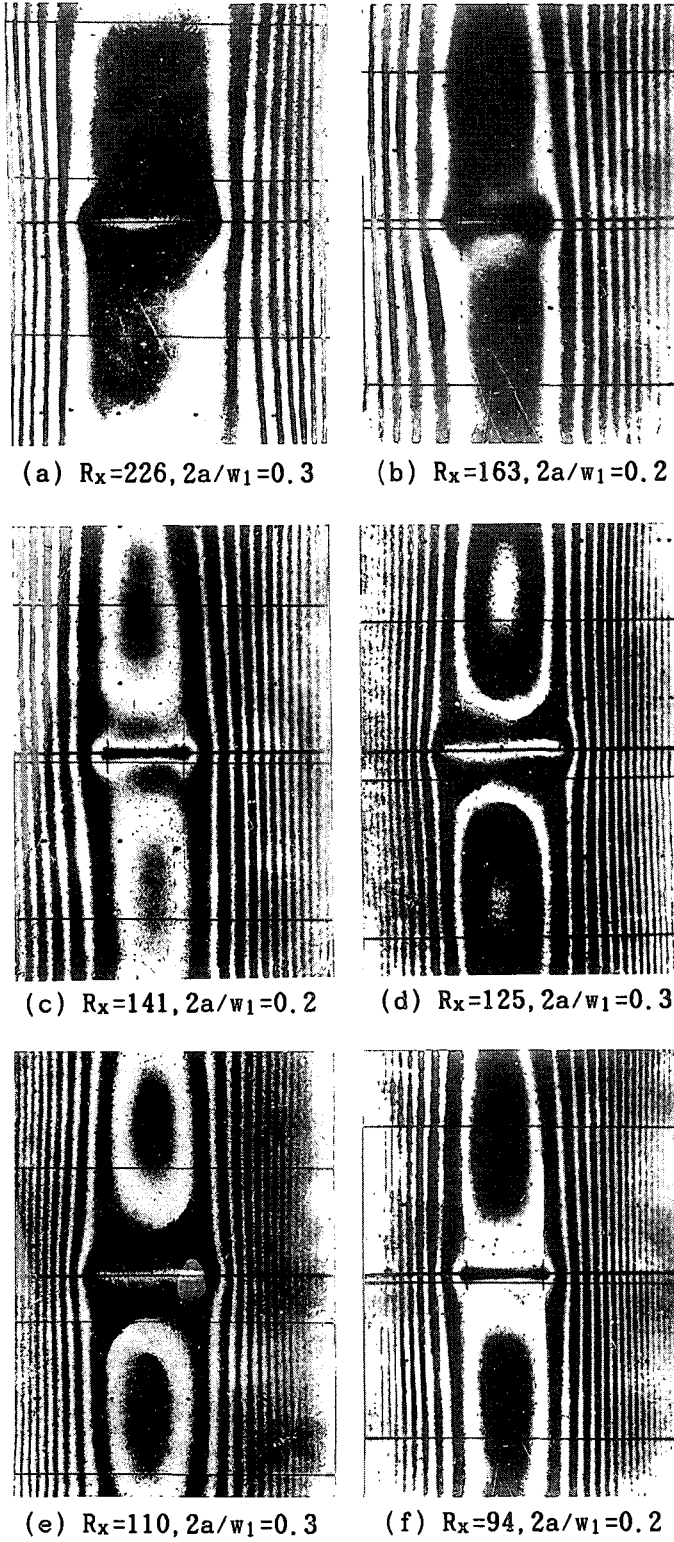


Fig. 9 Moiré fringe patterns with the variation of curvature radii

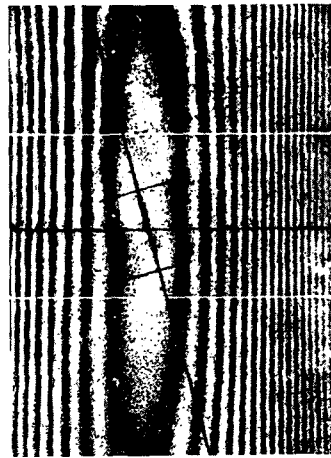
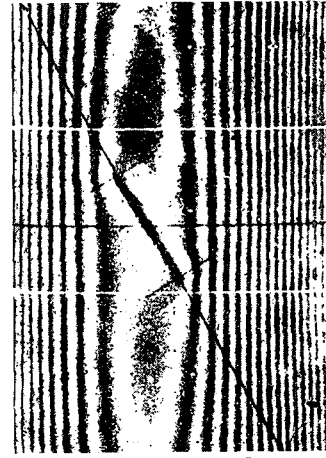
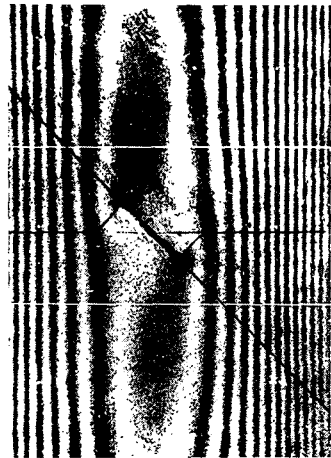
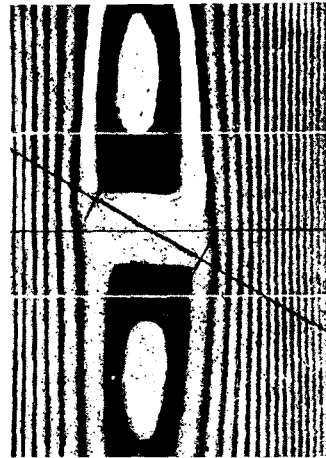
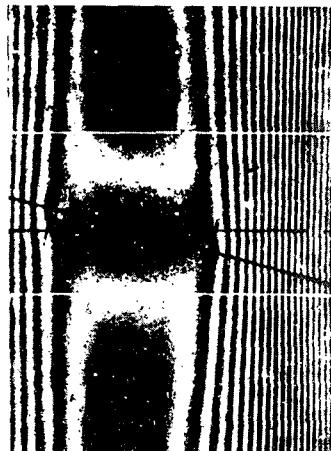
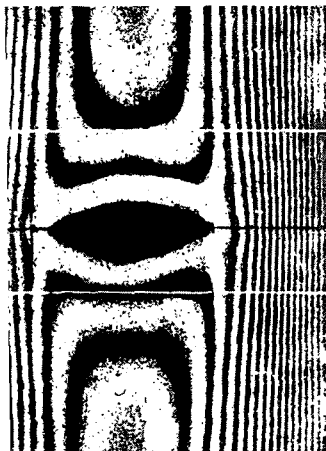
(a) $R_x=125$, $\beta=15^\circ$, $2a/w_1=0.2$ (b) $R_x=125$, $\beta=30^\circ$, $2a/w_1=0.3$ (c) $R_x=125$, $\beta=45^\circ$, $2a/w_1=0.2$ (d) $R_x=125$, $\beta=60^\circ$, $2a/w_1=0.3$ (e) $R_x=125$, $\beta=75^\circ$, $2a/w_1=0.4$ (f) $R_x=125$, $\beta=90^\circ$, $2a/w_1=0.5$

Fig. 10 Moire fringe patterns of specimen with center slant crack

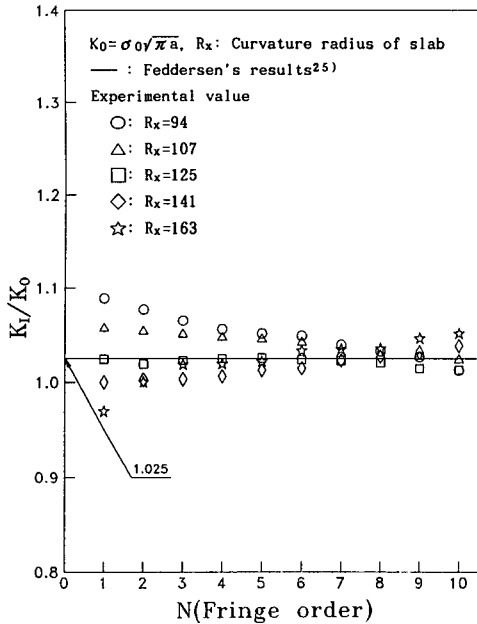


Fig. 11 Stress intensity factors with the variation of curvature radii ($2a/w_1=0.2$)

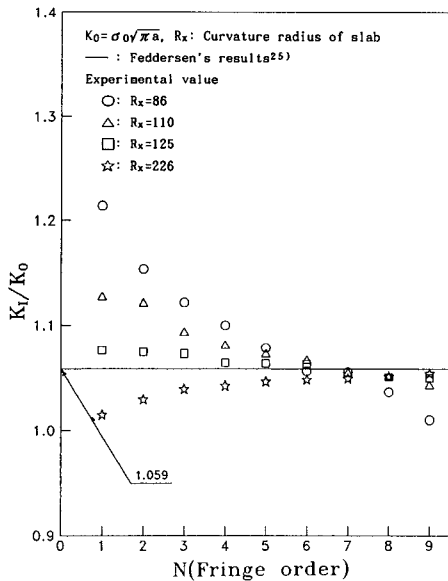


Fig. 12 Stress intensity factors with the variation of curvature radii ($2a/w_1=0.3$)

오차의 폭이 비교적 크며, $R_x=107$ mm와 $R_x=141$ mm인 경우는 오차가 비교적 적으나 무늬 차수에 따른 K_I/K_0 값의 기복이 다소 있음을 알 수 있다. 그러나, $R_x=125$ mm인 경우에는 무늬 차수의 전

반에 걸쳐 Feddersen의 연구 결과와 잘 일치하고 있다.

Fig.12는 Fig. 11의 결과를 다시 확인하고자, $2a/w_1=0.3$ 인 경우의 응력확대계수를 $R_x=86, 110, 125, 226$ mm에 대하여 나타낸 것이다. Fig.12에서 보듯이 $R_x=86$ mm인 경우, K_I/K_0 값은 Feddersen의 연구 결과와 비교했을 때 최대 14.7%의 오차가 발생했으며, 무늬차수 N 에 따른 K_I/K_0 의 최대값과 최소값의 차이가 0.208로 매우 크고, 값의 산포(deviation)도 심하다는 것을 알 수 있다. $R_x=226$ mm인 경우, 무늬차수에 따른 K_I/K_0 값의 차이는 0.059 정도로 값의 분포기복은 그다지 심하지 않으나 전반적으로 이론치 보다 낮은 값을 나타낸다. 이것은 너무 적은 굽힘으로 인하여 균열첨단 부근의 곡률 감응도(response)가 저하되기 때문인 것으로 추정된다. 그러나, $R_x=125$ mm인 경우에는 역시 Feddersen의 연구결과와 잘 일치하고 있으며, 오차의 발생도 최대 1.6%, 최소 0.05%이고, 무늬차수에 따른 K_I/K_0 값의 최대차이도 0.021이다.

Fig. 11과 12에서 보듯이 균열첨단 가까운 곳의 무늬에 데이터를 사용하여 얻는 K_I/K_0 은 R_x 에 따라 많은 영향을 받는다는 것을 알 수 있다. 이는 굽힘곡률이 클수록 균열첨단에 소성변위가 발생하기 쉬워 굽힘감응이 정확하지 않기 때문인 것으로 판단된다.

따라서, 본 연구에서 고안한 고정 슬랩상사 장치 및 박판으로써 응력확대계수(K_I, K_{II})를 구할 때는 $R_x=125$ mm 정도가 최적이라는 것을 알 수 있다.

Fig. 13은 $2a/w_1$ 가 0.3인 내부 수평 강체균열인 경우, $R_x=86, 110, 125, 226$ mm에 대하여 균열첨단에서 균열진행 방향으로 떨어진 거리 x' 와 균열길이 $2a$ 의 비인 $x'/2a$ 에 따른 K_I/K_0 을 나타낸 것이다. 여기서 보는바와 같이 $x'/2a$ 가 0.4~0.7일 때는 R_x 의 값에 관계없이 거의 이론치에 접근함을 알 수 있다. 그러나, 분포균열과 같이 균열이 서로 인접되어 x' 의 측정범위가 좁은 경우에도 정확한 실험치를 얻기 위해서는 역시 R_x 를 125 mm로 하는 것이 적합하다는 것도 미루어 알 수 있다.

Fig. 14는 내부 수평 강체균열을 가진 슬랩의 무늬차수 N 와 $2a/w_1$ 에 대한 K_I/K_0 을 나타낸 것이고, $2a/w_1$ 가 0.2, 0.3 0.4, 0.5, 0.6, 0.7인 경우 Feddersen의 연구 결과와 본 실험의 결과를 비교한 그래프이다. 이들 값들을 비교하여 보면 $2a/w_1$

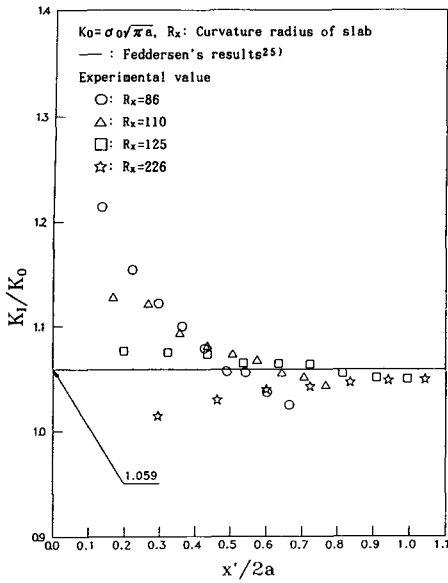


Fig. 13 Stress intensity factors with the variation of $x'/2(2a/w_1=0.3)$

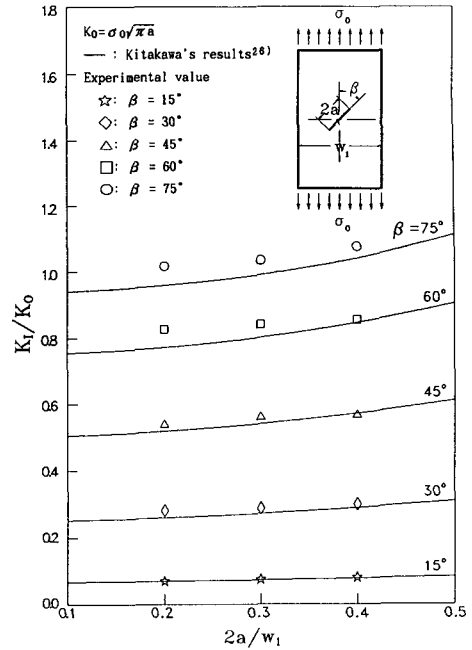


Fig. 15 Stress intensity factors versus $2a/w_1$

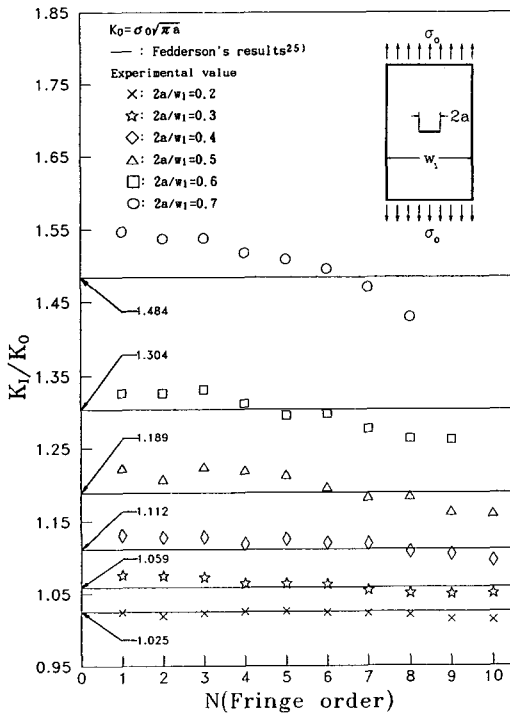


Fig. 14 Stress intensity factors versus the variation of fringe numbers

=0.2일때 최대오차가 1.15%, 최소오차가 0.02%이며, $2a/w_1=0.3$ 일때는 1.67%, 0.33%이고, $2a/w_1=0.4$ 일때는 1.76%, 0.32%이며, $2a/w_1=0.5$ 일때 2.89%, 0.37%, $2a/w_1=0.6$ 일때는 3.21%, 0.65%, $2a/w_1=0.7$ 일때는 4.28%, 0.94%이다.

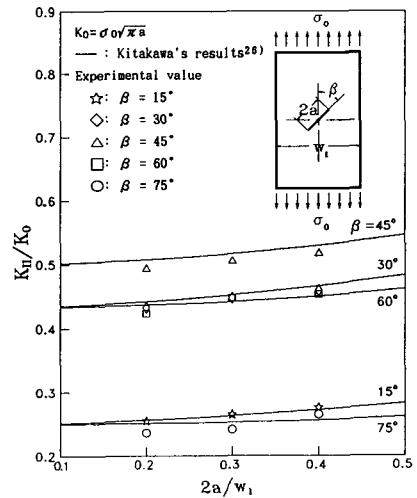


Fig. 16 Stress intensity factors versus $2a/w_1$

이와같은 실험결과에서 알 수 있듯이 $2a/w_1$ 가 0.4까지는 최대오차가 매우 작으나, $2a/w_1$ 가 0.5 최소오차는 $2a/w_1$ 가 0.5이하 일때는 거의 같고 미소하나, $2a/w_1$ 가 0.6이상 일때는 최소오차도 커진

다. 이러한 현상은 균열의 길이가 커짐에 따라 시편의 외부경계의 근접성 영향을 받는것으로 추정된다. 그러나 어떠한 경우에도 여타 실험법에 의한 결과 보다 오차는 오히려 적으므로, 본 연구에서 개발한 고정 슬랩장치의 모아레 실험법은 응력확대계수를 구하는데 매우 유용하다는 것이 입증된 것으로 안다.

Fig. 15는 내부 경사 균열을 가진 유한판이 단순 인장을 받을때의 $2a/w_1$ 에 대한 K_{I1}/K_0 의 관계를 경사각($\beta=15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$)에 대하여 Kitagawa의 연구 결과⁽²⁶⁾와 대비하여 나타낸 그래프이다. Fig. 15에서 보는 바와 같이 본 실험의 K_{I1}/K_0 은 $2a/w_1$ 가 같은 내부 경사 균열의 Kitagawa의 K_{I1}/K_0 과 비교하여 보면 β 가 15° 일때는 4.72%, β 가 30° 일 경우에는 8.25%, β 가 45° 경우에는 4.42%, β 가 60° 에서는 6.98%, β 가 75° 일때는 6.2%의 최대오차가 발생함을 알수있다. 따라서, 어떠한 내부 경사 균열에 대해서도 오차는 실용상의 한계를 충분히 만족하고 있음을 알 수 있다.

Fig. 16은 내부 경사 균열을 가진 유한판이 단순 인장을 받을때, 경사각 β 가 $15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ$ 인 경우의 $2a/w_1$ 에 대한 K_{II1}/K_0 의 관계를 Kitagawa의 K_{II1}/K_0 값에 대비하여 나타낸 그래프이다. Fig. 16에서 보는 바와 같이 본 실험의 K_{II1}/K_0 값은 $2a/w_1$ 가 같은 내부경사균열의 Kitagawa의 K_{II1}/K_0 와 비교하여 보면 β 가 15° 일때는 4.3%, β 가 30° 일 경우에는 2.08%, β 가 45° 경우에는 2.6%, β 가 60° 에서는 3.14%, β 가 75° 일때는 7.57%의 최대오차가 발생한다는 것을 알 수 있다. 이 경우에도 이 실험 방법의 정확성이 입증된 것으로 판정된다.

위의 실험 및 고찰을 종합할때, 본 실험의 최대 오차는 내부 수평 균열의 경우는 4.28%, 내부 경사균열의 경우는 8.25%를 넘지 않는다는 사실에서 새로이 고안한 고정 슬랩장치의 모아레 실험법은 모드-I (Mode I) 이나 혼합 모드 상태의 응력확대계수를 구하는데 종래의 방법과 비교하여 결코 뒤지지 않음을 알 수 있다.

5. 결론

위와같은 일련의 실험결과 및 고찰을 통하여 아래와 같은 결론을 얻을수 있다.

(1) 본 연구에서 개발한 고정 슬랩상사 장치와 모아레 실험법에서 구한 응력확대계수의 오차는 내부 수평 강체균열을 가진 슬랩인 경우에는 최대 4.28%, 내부 경사 강체균열인 경우에는 최대 8.25%로서, 종래의 어떠한 실험적 응력확대계수 해석법에 비하여 손색이 없음을 알았다.

(2) 본 연구에서 고안한 고정 슬랩장치와 모아레 실험법으로 얻은 모아레 무늬에서, 곡률반경 R_x 의 변화에 관계없이 정확한 응력확대계수값을 얻을수 있는 범위는 균열첨단에서 균열 진행방향으로 떨어진 거리 x' 와 균열길이 $2a$ 의 비인 $x'/2a$ 가 0.4~0.7 사이임을 알았다.

(3) 본 연구에서 고안한 고정 슬랩장치와 본 실험에 사용한 슬랩박판(0.15 mm)으로서, 모아레 무늬차수에 관계없이 일정하며 정확한 응력확대계수를 얻을수 있는 슬랩의 최적 곡률반경 R_x 는 약 125 mm임을 알았다.

(4) 두께가 얇은 슬랩에 강체균열을 접촉제로 부착하는 방법을 도입하므로써 균열첨단의 굽힘 감응도의 효과가 크게 향상되었고, 균열의 제작 또한 매우 용이하여, 본 연구에서 개발된 방법은 분포균열 및 임의형 균열의 제작 및 해석에 매우 유효한 수단이 될수 있음을 알았다.

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) Hetenyi, M. 1957, "Handbook of Experimental Stress Analysis," John Willey and Sons, pp. 702 ~789.
- (3) 崔善浩, 北川英夫, 1980, "모아레와 슬랩アナロジー의組合にとる應力擴大係數の實驗的解釋法", 日本機械學會關西支部論文集, 804-7, pp. 160~162.
- (4) Srawley, J.E. Jones M.H. and Gross, B. 1964, "Experimental Determination of the Dependence of Crack Extension Force on Crack Length for a Single Edge-Notch Tension Specimen," NASA TN D-2396.

- (5) Bubsey R.T., et al, 1973, "Experimental Techniques in Fracture Mechanics I," edited by A.S. Kobayashi, Soc. Exp. Stress Analysis, pp. 76~95.
- (6) Manogg, P. 1964, "Schattenoptische Messung der Spezifischen Bruchenergie während des Bruchvorgang bei Plexiglas," Physics of Noncrystalline Solids, Proceedings of International Conference, Amsterdam, pp. 481~490.
- (7) Theocaris P.S. 1981, "Elastic Stress Intensity Factors Evaluated by Caustics," Mechanics of Fracture VII, Martinus-nijhoff Pub., pp. 189~252.
- (8) Rosakis, A. 1980, "Analysis of the Optical Method of Caustics for Dynamic Crack Propagation," Eng. Fract. Mech., Vol.13, pp.331~347.
- (9) Theocaris, P.S., 1971, "Stress Concentrations in Anisotropic Plates by the Method of Caustics," Journal of Strain Analysis, Vol. 11, No.3, pp.154~160.
- (10) Kalthoff, J.F. and Beinert, J. "Experimental Determination of Dynamic Stress Intensity Factors by Shadow Patterns," Mechanics of Fracture VII, Martinus-nijhoff Pub., pp. 281~330.
- (11) Lee, O.S. Han, M.G. and Hong, S.K., 1989, "Effects of Non-singular Stress Terms and Birefringent Coefficient on Caustics under Various Fracture Mode Loadings", KSME Journal, Vol.3, No.2, pp.159~163.
- (12) 백명철, 최선호, 조상봉, 1991, "의사 등방성 재료내 균열에 대한 코스틱스 방법의 적용 (1)", 대한기계학회논문집, 제15권 제3호, pp. 944~953.
- (13) Etheridge J.M. and Dally, J.W., 1977, "A Critical Review of Methods for Determining Stress Intensity Factors from Isochromatic Fringes," Exp. Mech., pp. 248~254.
- (14) Gdoutos, E.E. and Theocaris, P.S. 1978, "A Photoelastic Determination of Mixed Mode Stress Intensity Factors," Exp. Mech., pp. 87~96.
- (15) Sanford R.J. and Dally, J.W. 1978, "Stress Intensity Factors in the Third Stage Fan Disk of the TF-30 Turbine Engine," Naval-Research Laboratory Report 8202, Washington, D.C.
- (16) 최선호, 황재석, 채영석, 1983, "테프론 모울 디어에 의한 S.I.F.의 광탄성 실험해석-이차원 S. I.F.문제에 대한 실험방법의 정도평가-", 대한기계학회논문집, 제7권, 제1호, pp. 1~10.
- (17) Smith D.G. and Smith, C.W., 1972, "Photoelastic Determination of Mixed Mode Stress Intensity Factors", Eng. Fract. Mech., Vol.4, pp.357~366.
- (18) 최선호, 황재석, 1988, "직교 이방성의 광탄성 실험법 개발에 관한 연구(I)", 대한기계학회논문집, 제12권, 제1호, pp. 8~18.
- (19) Irwin, G.R. 1957, "Analysis of Stress and Strains near the End of a Crack Transversing a Plate", J. Appl. Mech., Vol.24, p.361.
- (20) 최선호, 권재도, 김종주, 서인보, 1983, "변위동결법에 의한 응력확대계수의 실험적 결정법", 대한기계학회논문집, 제7권, 제4호, pp. 434~440.
- (21) Rudolph Szilard, 1974, "Theory and Analysis of Plate", Prentice-Hall Inc.
- (22) Love, A.E.H. 1944, "A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity," 4th edition, Dover Pub., New York, pp. 453~465.
- (23) 崔善浩, 金鍾周, 徐仁輔, 權在度, 黃在錫, 北川英夫, 1990, "스라브アナログ-とモアレの組合せによる混合モードの應力擴大係數の實驗的解釋法", 日本機械學會論文集(A編), 55卷, 521號, pp. 63~71.
- (24) Durelli, A.J. and Parks, V.J. 1970, "Moire Analysis of Strain," Prentice Hall Inc., pp. 251~256.
- (25) Feddersen, C.E., 1966, Discussion to : Okabe Strain Toughness Testing of Metallic Materials, ASTM STP 410, p. 77.
- (26) Kitakawa, H. and Yuuki, R. 1977, "Analysis of Arbitrarily Shaped Crack in a Finite Plate Using Conformal Mapping, 1st Report-Construction of Analysis Procedure and its Applicability," Trans. Japan Soc. Mech. Engrs., Vol.43, No. 376, pp.4354~4362.