

<論 文>

테프론 모울딩법에 의한 S. I. F. 의 광탄성 실험해석

—이차원 S.I.F.문제에 대한 실험방법의 정도평가—

崔善浩* · 黃在錫** · 蔡泳皙*

(1982년 6월 19일 접수)

Photoelastic Determination of Stress Intensity Factors
by Teflon Molding Method

—Evaluation of the Method in Terms of Two Dimensional Mode I and Mode II—

Sun Ho Choi, Jai Sug Hawong and Young Suck Chai

Abstract

The photoelastic determination of S.I.F. in Fracture mechanics has been regarded as one of the most effective and practical experimental methods in which stresses are read directly, except a few shortcomings involved in the process of experiment; the difficulties of making a sharp crack tip similar to the practical one and nearly impossibilities of carving an arbitrarily shaped crack on the test plate, etc.

To eliminate flaws mentioned above, recently, Kitagawa and Watanabe of Tokyo Univ. developed a new method named "Teflon Insert Method" which has improved experimental accuracy to a considerable extent but remaining still room for further improvement, that is, the elimination of bonding boundary scars which render photoelastic fringes obscure.

In this paper, a newly exploited "Teflon Molding Method" was attempted for the completion of teflon-epoxy experimental method. The experimental results obtained by this method are compared with existent theoretical and experimental values to evaluate its accuracy.

As a result, 1-6% of margin of errors were appeared in a series of photoelastic experiments which defied any other conventional method in terms of experimental accuracy.

기 호 설 명

- 2a : 크랙 길이
- c : 굴절크랙(kinked crack)의 투상 길이
- K_I, K_{II} : 응력확대계수
- K_{AP} : 절보기 응력확대계수
- r, θ : 크랙첨단을 원점으로 한 극좌표
- r_m : 주어진 부너(fringe)의 최대 반지름
- θ_m : 크랙진행 방향과 r_m 가 이루는 각도

- F_I, F_{II} : 무차원 응력확대계수
- $\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{xy}$: 크랙첨단에서 발생하는 응력
- σ_0 : 무한 평판에 작용하는 인장응력
- $\sigma_{xx}^0, \sigma_{yy}^0, \sigma_{xy}^0$: 크랙첨단의 비(非)특이응력(non-singular stress components)

1. 序 論

* 정회원, 영남대학교 공과대학 기계설계학과

** 정회원, 영남대학교 공과대학 기계공학과

파괴역학에 있어서 크랙 첨단부근의 응력분포는 응력확대계수에 의하여 지배된다는 것은 널리 알려진 사

실이다. 이 응력확대계수를 결정하는 방법으로서, 이론적으로는 복소수 응력함수를 利用하는 方法¹⁾, 體積 方法²⁾, 有限要素法³⁾ 등을 들 수 있고, 실험적 해석법으로는 스트레인 게이지에 의한 J 積分法⁴⁾, 光彈性 實驗法⁵⁾, 및 슬랩이나로지(slab-analogy)法⁶⁾ 등을 들 수 있다. 그러나 이론적해석은 경계조건에 따라 불가능한 것이 태반이며 많은 해석이 실험에 의존되고 있는 현실이다. 이들 실험방법중 특히 광탄성에 의한 응력확대계수 결정은 광탄성이 지니는 특성 즉 응력값을 직접 얻을 수 있다는 장점이 있어 타실험에 비하여 널리 사용되고 있다. 광탄성의 파괴역학에의 응용은 여러 연구자에 의하여 여러 실험법이 제안되어 왔으나 다음의 단점도 없지는 않다.

- 1) 예리한 크랙의 가공상의 난점
 - 2) 굴절 분기 분포를 포함한 임의의 크랙 가공의 곤란
 - 3) 크랙첨단 위치 결정상 난점
 - 4) 데이터의 측정범위(r, θ) 및 크랙첨단의 소성문제
 - 5) 응력 확대계수 결정법
 - 6) 프린츠차수(Fringe-order)의 정밀 결정상의 문제점
- 이들 단점을 해소하기 위하여 역시 많은 연구와 방법이 제시된 바 있다. 특히 日本 東大 北川, 渡邊 등에 의하여 제시된 “테프론삽입법”은 위의 諸단점을 보완하는데 큰 도움을 준 바 있었다.” 그러나 이 방법에도 역시 테프론삽입시 접촉면의 불균등 및 접촉체의 異質, 탄성에 의한 단층에 따른 크랙위치의 不分明 및 멀티플리케이션(multiplication)에 의한 측정위치의 이탈 등의 문제가 남아 있다. 본 論文에서는 이를 감안하여 접촉면의 이질성과 불균등성을 해소하는 방안으로 기존의 에폭시 판(epoxy plate) 대신 아랄다이트(Araldite)를 몰딩 하는 과정에서 테프론을 鑄込하는 방법을 채택하여 직선, 경사, 분포, 굴절 크랙 등을 제작하는 방법을 개발하고 아울러 이들의 응력확대계수를 측정하고 종래의 결과와 비교하여 그 정도를 평가함으로써 그 유효성을 확인하였다.

2. 시편제작 방법

2.1. 에폭시수지(Epoxy-Resin)와 테프론(Polytetrafluoroethylene)⁸⁾

에폭시(Epoxy) 수지는 분자내에 2개 이상의 에폭시기를 가지고 있는 화합물이며 실온에서의 접착성이 매우 강하여 폴리에틸렌이나 가소화된 폴리염화비닐을 제외한 거의 모든 물질에 강한 접착력을 발휘한다. 특히 광탄성감도가 높아 광탄성실험에 사용되는 대표적

인 재료이다. 한편 테프론의 용점은 327°C 이고 -100°C 의 저온부터 250°C 까지 넓은 범위에서 안정된 열가소성 수지이다. 내열성 내약품성 내후성 전기적 성질, 내마모성 등이 우수하다. 이와 같은 물리적 성질에 의하여 용융가공이 불가능하며 용매와 접촉체가 없다. 즉 비접착성이 강한 수지이다.

2.2. 테프론-몰딩(Teflon-Molding)에 의한 시편 제작법

前述한 바와 같이 에폭시수지와 테프론이 서로 접촉하지 않는 성질을 이용하여 테프론 몰딩에 의한 테프론 크랙(Teflon-crack) 제작법과 실험은 아래와 같은 과정을 밟았다.

- 1) 우선 테프론을 크랙에 알맞는 길이로 절단하고 몰딩 상자를 시편의 크기와 가공의 여유(5mm 정도)를 감안하여 제작한다. 그리고 몰딩 상자 하부에는 몰딩된 에폭시 블럭(Epoxy-Block)이 몰딩 상자에서 용이하게 이탈되도록 은박지를 하부에 깔고 Fig. 1 과 같이 테프론을 장치한다. 이때 아랄다이트의 주입시 용액이 누출되지 않도록 몰딩 상자 하부에 있는 슬릿(slit)을 접촉체로 밀봉한다. Fig. 1 은 본 논문에서 제작한 몰딩 장치중의 하나이다.
- 2) 아랄다이트수지(CT 200)와 경화제(HT 901)의 중량비율 10 : 3 으로 하고 우선 아랄다이트만 용액 동결로에서 130°C 로 1.5 시간 가열한다. 동시에 Fig. 1 의 몰딩 장치도 예열한다.
- 3) 완전히 담황색 액체로 변환 아랄다이트 수지에 경화제를 혼합하고 균일한 색상이 될때까지 교반한다.
- 4) 혼합된 용액을 130°C 에서 1 시간 정도 가열하여 Fig. 1 의 몰딩 상자에 주입한다. 주입후 완전히

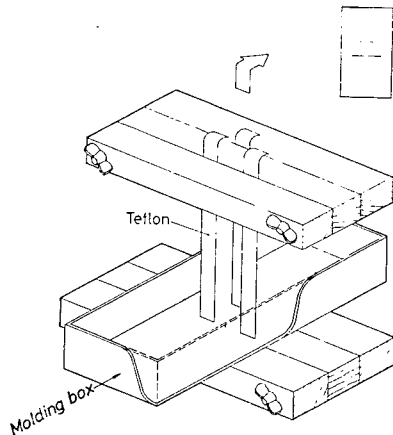


Fig. 1 Molding apparatus.

기포가 제거될 때까지 130°C로 계속 가열한다.

- 5) 기포의 제거를 확인한 후 노내에서 Fig. 2의 큐어링 사이클(Curing-Cycle)에 따라 큐어링(curing)한다. 특히 노냉시에 발생되기 쉬운 열응력을 방지하기 위하여서는 주위 실온을 감안하여 서냉(5°C/h)하는 것이 바람직하다.
- 6) 生成된 에폭시 블록을 밀링머신 또는 선반에서 정밀가공(1/100mm 정도)한다. 이때 특히 테프론크랙 주위의 가공에는 주의를 요하며 테프론 크랙의 압쇄가 일어나지 않도록 하여야 한다.
- 7) 정밀가공된 시편 표면에 알파-브로모나프타린(α -Brom-naphthalene)과 유동파라핀(paraffin)의 혼합액(용적비, 1 : 0.585)을 도포하여 표면조도에 따른 프링스(fringe)의 굴곡을 제거한다.
- 8) 에폭시판과 같은 굴절율인 위의 혼합액을 도포한 시

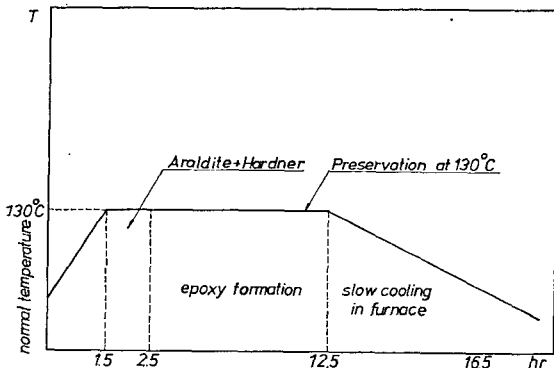


Fig. 2 Curing cycle.

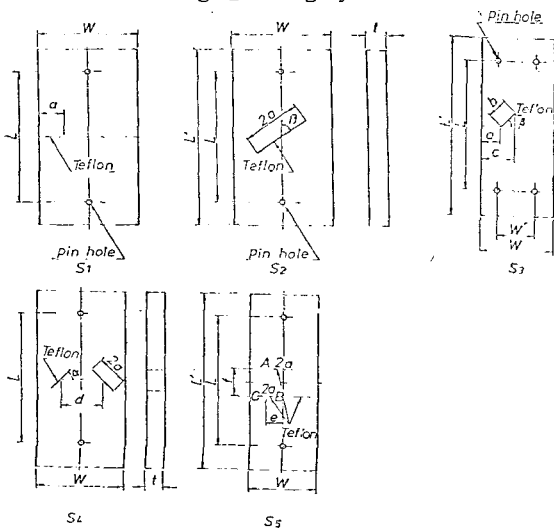


Fig. 3 Specimens.

편을 광탄성 실험장치에 장치하여 등색선의 무늬를 촬영한다.

- 9) 촬영된 등색선 사진을 1/1000mm 까지 측정 가능한 디지털 마이크로미터와 $\frac{1^\circ}{60}$ 까지 측정이 가능한 버니어(Vernier)가 부착된 광학 확대기(optical comparator)에 장치하여 필요한 데이터(r, θ)를 측정한다.
- 10) 측정 결과의 데이터를 결정식에 대입하여 응력확대계수를 구한다.

위의 과정을 통하여 제작된 시편은 Fig. 3에 예시한다. Fig. 3에 나타난 모든 시편의 $\frac{L}{W}$ 의 비는 3보다 크게 하였다.

Fig. 4는 테프론 모울딩법에 의하여 주조된 크랙을 50 배로 확대한 것이다. (10mm의 눈금은 500mm에 해당)

Fig. 4에서 보는 바와같이 크랙의 두께는 $50\mu\text{m}$, 크

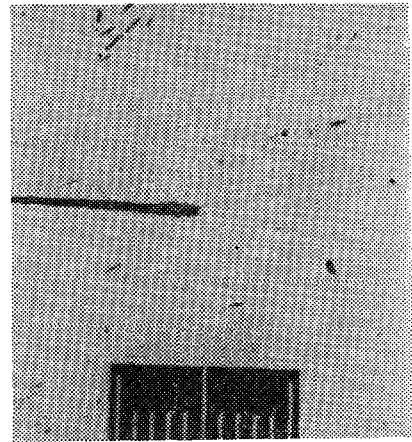
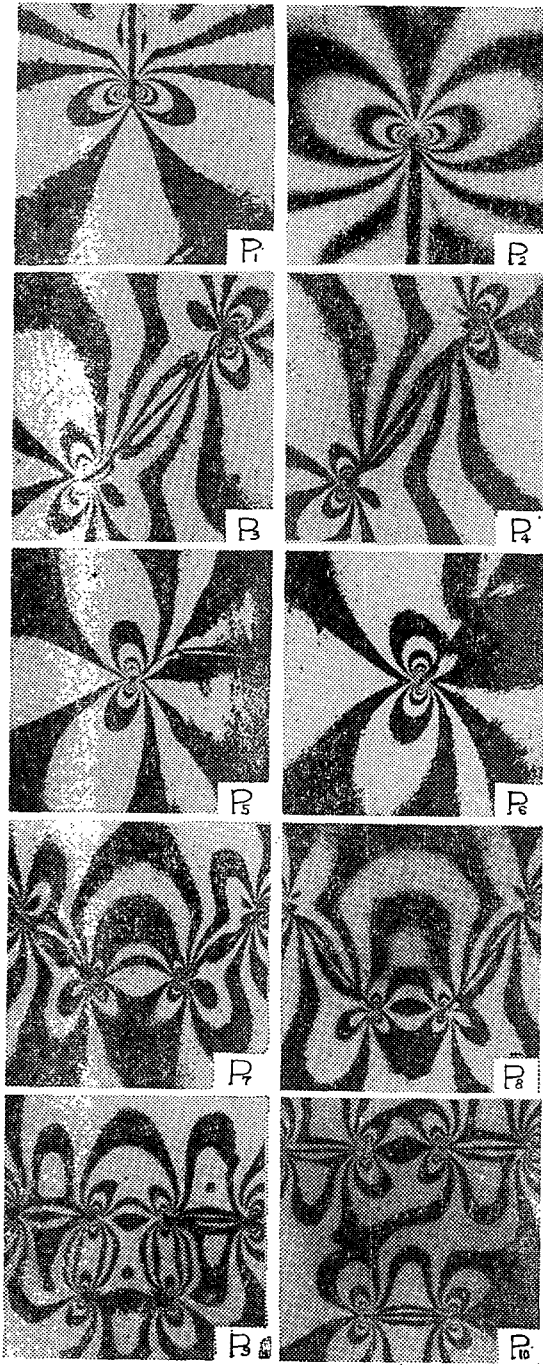


Fig. 4 Crack configuration molding by teflon molding method (50x).

랙침단의 곡률반경은 $25\mu\text{m}$ 정도이다. 크랙 길이 $2a$ 와 곡률반경 ρ 는 $0.01a < \rho < 0.05a$ 의 조건을 만족하면 곧 자연 크랙에 가까운 것으로 간주된다.⁹⁾ 종래의 실험법에 따른 슬릿의 곡률반경 ρ 는 $0.05a < \rho < 0.1a$ 의 범위의 것이 보통이며,¹⁰⁾ 따라서 테프론 모울딩법에 의하여 주조된 크랙은 극히 理想에 가까운 것이라고 할 수 있다.

3. 테프론 모울딩

테프론 모울딩법에 의하여 시행한 1) 외부 직선 크랙 2) 내부 경사 크랙 3) 킹키드크랙(kinked crack) 4) 내부 대칭 경사 크랙 5) 내부 2층 분포 크랙의 광



- p_1, p_2 : edge crack
- p_3, p_4 : central slant crack
- p_5, p_6 : kinked crack
- p_7, p_8 : two inclined crack
- p_9, p_{10} : two collinear cracks parallel crack

Fig. 5 Photoelastic fringes for various cracks.

탄성 무늬 사진을 Fig. 5에 표시한다. 이 사진에서 보는 바와 같이 종래의 광탄성 실험에 비하여 크랙 끝의 에리도가 높고 이상적인 크랙형상으로 잘 나타나 있는 것도 알 수 있다. 크랙끝의 프린츠차수도 종래의 가공법에 비하여 2~3차가 높아짐을 알 수 있다.

Fig. 5의 p_1 과 p_2 는 Fig. 3의 S_1 인 경우에 인장하중을 34.64kg, 25.98kg을 준 경우의 등색선 사진이다. 크랙의 길이 a 는 10.5mm, 12mm이다. P_3 와 P_4 는 Fig. 3의 S_2 인 경우이고 하중은 54.7kg, 36.8kg이며, 크랙의 길이는 각기 10.64mm, 15.48mm이고 경사각은 40° , 40° 이다. P_5 와 P_6 은 S_3 인 경우이다. 하중은 69.33kg, 73.67kg이고, a 는 10mm, 10mm이며 b 는 4mm, 8mm이다. P_7 과 P_8 은 S_4 인 경우이다. $2a$ 는 12mm, 16mm이고 인장하중은 99.6kg, 82.3kg, α 는 40° , 50° 이다. Fig. 9와 Fig. 10은 S_5 인 경우를 말하며 인장하중은 91kg, 82.33kg이고 $2a/w$ 은 0.25, 0.25이고, f/w 도 0.25, 0.5이다.

보통 광탄성 실험에서 10배 이상 확대한 크랙첨단에서 r 가 1mm 이상이면 수반하는 오차는 5% 정도이다.¹¹⁾

이를 감안하여 본 논문에서는 광탄성 실험에서 얻은 프린즈(fringe) 사진을 20배 확대한 영상에서 더지탈 마이크로 미터(1/1000mm)와 버니어(1/60")를 사용하여 필요한 데이터를 측정하였다.

Fig. 6은 지금까지(1982.3) 광탄성 실험으로 파괴역역을 연구한 논문에서 나타난 r/a 의 구간의 빈도를 표시한 것이다. 본 논문에서 취한 r/a 는 0.01~0.06의 범위이고, Fig. 6에서 보는 바와 같이 가장 빈도가 많은 二重 빔금 부분에 해당한다.

開口形(Mode I)의 경우에 크랙의 진행방향과 r 가 이루는 각도 θ 는 대부분 90° 와 120° 사이에서 측정하

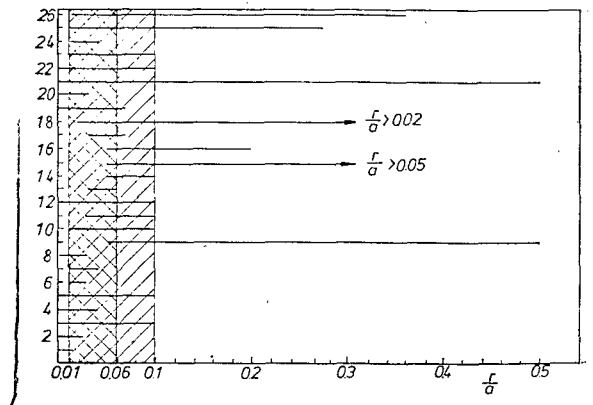


Fig. 6 Data-distance to crack-length.

고 혼합 모드(Mode)에서는 측정하고자 하는 프린즈 (fringe)상의 데이터 위치가 ϕ_1 과 ϕ_2 사이의 프린즈 (fringe)위에 포함되도록 하고 그 프린즈 (fringe)의 r_m 은 반드시 ϕ_1 과 ϕ_2 사이에 포함되도록 하여야 하며 이때 $\phi_2 - \phi_1 = 70^\circ$ 가 되도록 하는 것이 보통이다.

측정 데이터는 Emery-Barret-Kobayashi Method⁵⁾, D.G. Smith-C.W. Smith Method⁵⁾, Sanford-Dally's Classical Approach⁵⁾¹⁴⁾, Irwin's Method⁵⁾, Bradley-Kobayashi Method⁵⁾, Schroedl-Smith Method⁵⁾ 중 알맞는 식을 골라 적용하여 응력확대계수를 구한다.

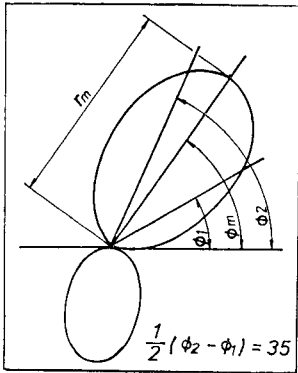


Fig. 7 Angle of spread.

크랙첨단 주위에는 소성변형의 영향에 의한 비선형 영역(non-linear-zone)의 발생에 따라 정확한 응력확대계수를 얻기가 매우 어렵다. 따라서 본 논문에서는 다음과 같은 외삽법¹²⁾을 사용하였다.

아래의 외삽법은 開口形(Mode I)의 경우의 예들 든 것이다. (Fig. 8 참조)

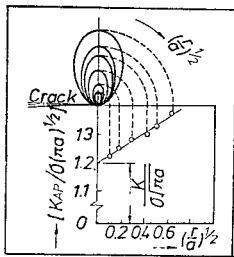


Fig. 8 Determination of S.I.F. from photo-elastic data.

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2}\theta \right] - \sigma^0_{xx}$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3}{2}\theta \right] - \sigma^0_{yy}$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3}{2}\theta - \tau^0_{xy}$$

$$\theta = \frac{\pi}{2} \text{에서 } B(\sigma_{ij}^0) = \sum_{n=0}^{\infty} B_n r^{\frac{n}{2}}$$

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2} [(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 4\sigma_{xy}^2]^{\frac{1}{2}} = \frac{A}{\sqrt{r}} + B$$

단, $A = \frac{K_I}{\sqrt{8\pi r}}$, $\sigma_{\max} = \frac{N}{at}$

$$\frac{\tau_{\max} \sqrt{8\pi r}}{\sigma_0 \sqrt{\pi a}} = \frac{K_I}{\sigma_0 \sqrt{\pi a}} + \frac{B \sqrt{8}}{\sigma_0} \sqrt{\frac{r}{a}}$$

$$\frac{K_{AP}}{\sigma_0 \sqrt{\pi a}} = \frac{K_I}{\sigma_0 \sqrt{\pi a}} + \frac{B(8)^{\frac{1}{2}}}{\sigma_0} \sqrt{\frac{r}{a}} : \text{선형방정식}$$

$$K_{AP} : \tau_{\max} \sqrt{8\pi r}$$

위에서 보는 바와 같이 K_I 의 결정식은 $\sqrt{\frac{r}{a}}$ 의 직선식으로 나타나고, 최종 K_I 의 값은 Fig. 8의 원점의 세로좌표에서 얻을 수 있다. 본 논문에서는 외삽법과 병용하여 최소자승법¹³⁾, 뉴우튼-랩손방법 (Newton-Rapson Method)¹⁴⁾ 등을 사용하여 응력확대계수를 결정하였다.

이러한 방법에 따른 실험결과를 각각 Fig. 9에서 Fig. 19까지 그래프로서 표시한다.

Fig. 9에서 보는 바와 같이 이론값 F_1 ⁽⁵⁾과 본 실험의 실험치와 비교하면 $\frac{a}{W}$ 가 0.185 미만일 때는 오차가

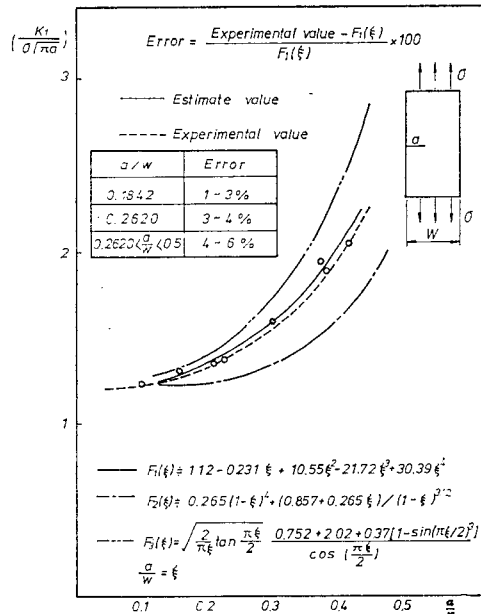


Fig. 9 Experimental S.I.F. for external crack with various $\frac{a}{W}$.

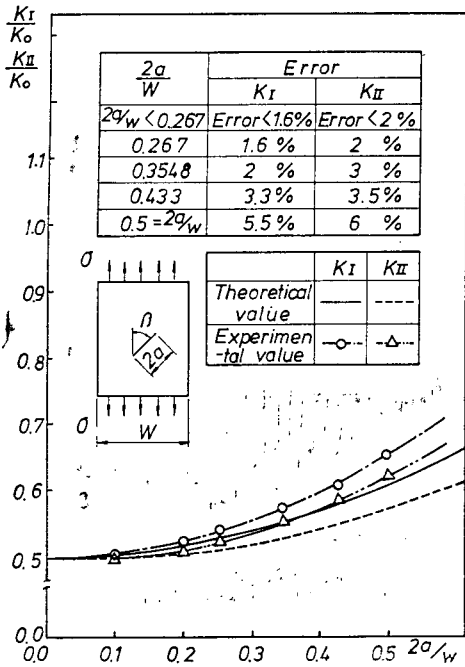


Fig. 10 Variation of the K_I and K_{II} with $2a/w$ ($\beta=45^\circ$).

1.3% 미만이고 $\frac{a}{w}$ 가 0.26 이상일 때는 오차가 3%와 6% 사이에 있다는 것을 알 수 있다. Fig. 10은 W.K. Wilson¹⁶⁾이 選點法(Boundary Collocation)으로서 구한

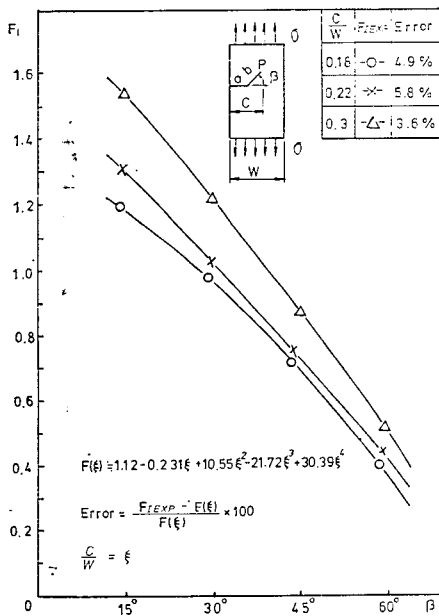


Fig. 11 Variation of the F_1 with β (tip p).

이론식과 본 논문에서 구한 실험치를 비교한 것이다. 이 경우에도 오차는 1~6% 정도이다.

Fig. 11은 $\frac{c}{w}=0.18, 0.22, 0.3$ 일 경우에서 β 의 변화에 따른 F_1 을 나타낸 그래프이다. 여기서 β 가 0으로 수렴할 때 즉 $\frac{c}{w}=0.18$ 인 외부직선 크랙이 될 때 $F_1=1.391$ 이고 $\frac{c}{w}=0.22$ 일 때는 $F_1=1.51$ 이며 $\frac{c}{w}=0.3$ 일 때는 $F_1=1.72$ 가 됨을 나타낸다. 이는 유한판 외부 직선 크랙의 경우에 알려진 이론식¹⁵⁾과의 비교에서 각각 4.9%, 5.8%, 3.6%의 오차를 나타낸다. 따라서, Figs. 9, 10, 11, 등을 통하여 볼 때 테프론 모듈 덩벌이 매우 우수한 정도로 가지고 있음이 입증되고 있다.

Fig. 12는 $\frac{b}{a}$ 의 변화에 따른 F_{II} 의 변화이며 $\frac{b}{a}=0.7$ 전후에서 완만하게 감소하는 경향을 볼 수 있다. 무한판인 경우에 F_{II} 의 이론값은 β 가 증가함에 따라 증가하지만¹⁷⁾, 실험에 의한 유한판 외부 킵크드 크랙(kinked crack)의 F_{II} 값은 β 가 0°에서 45°까지는 증가하고 다시 45° 이상에서는 다시 감소함을 볼 수 있다.

이것은 초보적인 추리에서도 직관적으로 짐작할 수 있는 것으로 무한판의 이론식은 경사각 45°까지가 적용 범위라는 점도 알아낼 수 있다.

Fig. 13은 β 의 변화에 따른 F_{II} 의 변화를 나타낸 그래프이다. β 가 30°일 때 보다 β 가 60°일 때 F_{II} 값

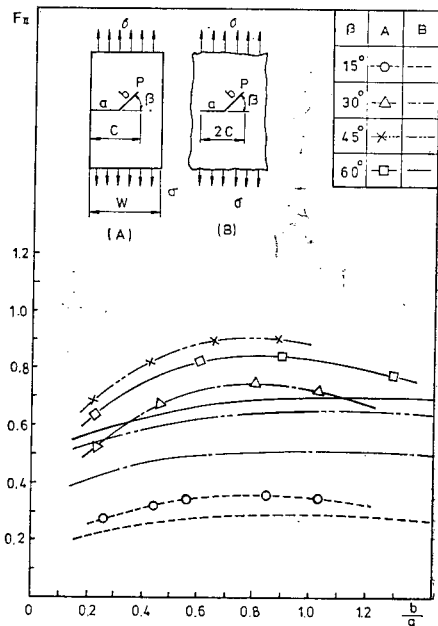


Fig. 12 Variation of the F_{II} with $\frac{b}{a}$ (tip p).

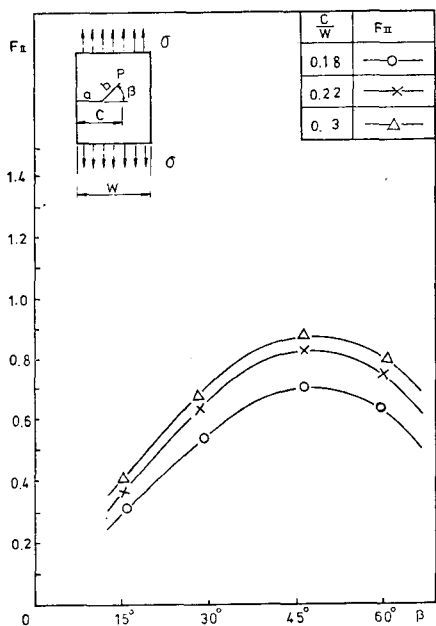


Fig. 13 Variation of the F_{II} with β (tip p).

이 큰 것은 β 가 커짐에 따라 크랙 b 의 길이가 상대적으로 길어져 F_{II} 값이 증가하는 사실을 입증하고 있다.

Fig. 14는 $\frac{2a}{d}$ 에 대하여 Isida가 구한 무한판의 F_{I18} 과 본 실험에서 구한 유한판 F_I 을 비교한 것이다. 상호간섭의 영향을 많이 받는 크랙첨단 A부분의 무한판에 대한 유한판의 편차는 경사각이 30°에서 0.9~13%, 크랙의 경사각이 40°, 50°, 60°에서는 0.1~4% 사이에서 증가한다. 한편 상호간섭의 영향을 받지 않는 크랙첨단 B부분의 편차는 크랙의 경사각이 30°에서는 4~24% 정도이고, 크랙의 경사각이 40°, 50°, 60°에서는 0.7~2.7%로 나타난다. 크랙의 경사각이 30° 미만에서는 외부경계의 영향을 크게 받고 40° 이상에서는 내부 간섭의 영향을 많이 받는다는 사실을 알아낼 수 있다. ($\frac{d}{w} = \frac{1}{2}$, $\frac{2a}{d} = 0.8$ 일 경우)

Fig. 15는 크랙의 경사각에 대한 F_{IA}/F_{IB} 의 값을 나타낸 그래프이다. F_{IA}/F_{IB} 의 값은 경사각에 관계없이 0.95~1.05 사이에 실험치가 존재한다. 즉 F_{IA}/F_{IB} 는 경사각에 크게 영향을 받지 않으며 간섭 부분과 비간섭 부분의 응력확대계수는 크게 차이가 없다는 점을 알 수 있다.

Fig. 16은 A부위에서 $\frac{2a}{d}$ 에 대하여 Isida가 구한 무한판의 F_I 과 본 실험에서 구한 유한판의 F_I 의 편차를 나타낸 그래프이다. 편차 η 는 경사각이 40°, 50°

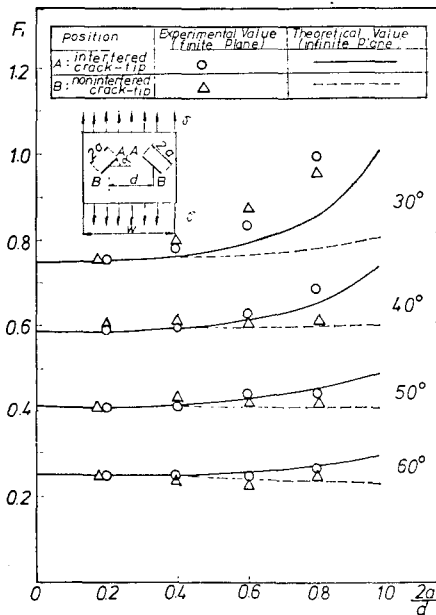


Fig. 14 Variation of F_I with $\frac{2a}{d}$ in the vicinity of crack tip.

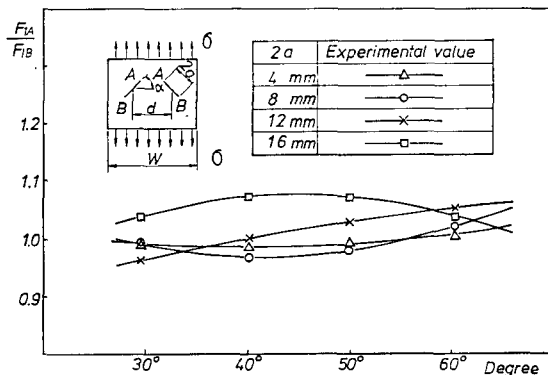


Fig. 15 Variation of $\frac{F_{IA}}{F_{IB}}$ with inclined angle.

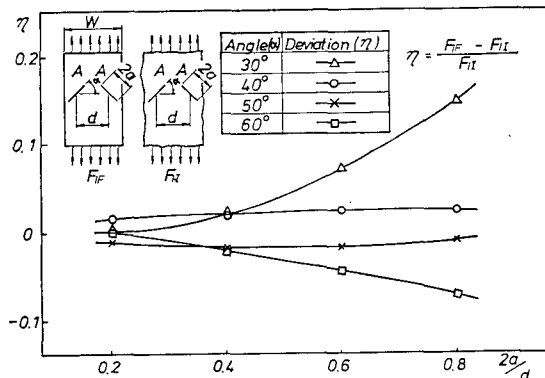


Fig. 16 Deviation curve for F_I at the interfered crack tip (point A).

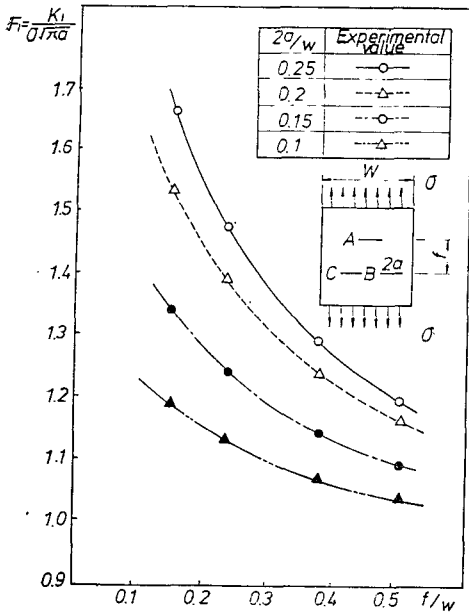


Fig. 17 Variation of the $\frac{K_I}{\sigma \sqrt{\pi a}}$ with f/w (point c).

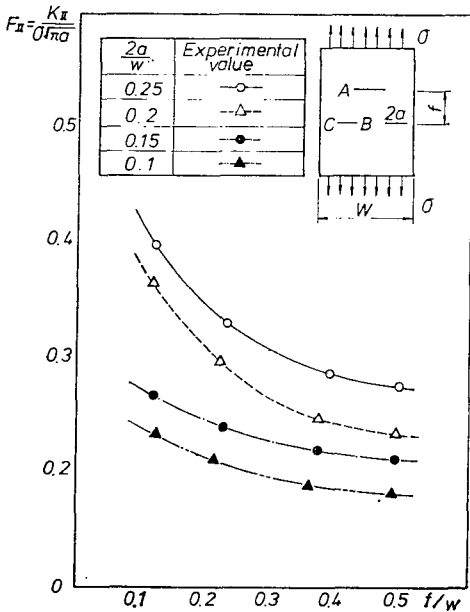


Fig. 18 Variation of the $\frac{K_{II}}{\sigma \sqrt{\pi a}}$ with f/w (point c).

에서는 $\frac{2a}{d}$ 의 영향을 거의 받지 않고 경사각이 30°와 60°에서는 $\frac{2a}{d}$ 의 증가에 따라 거의 같은 추세로 커지거나 감소하는 경향을 나타낸다.

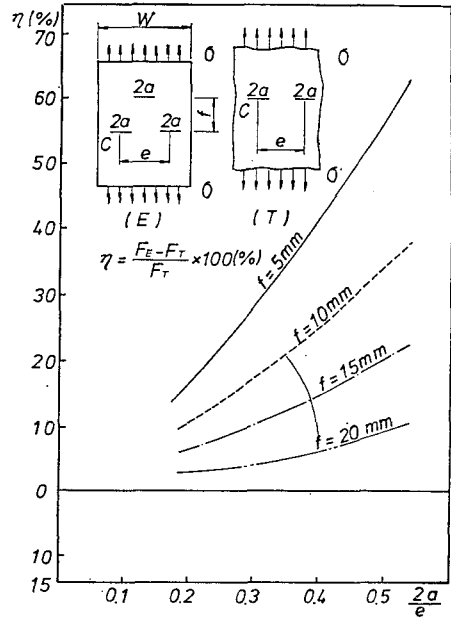


Fig. 19 Deviation curve for η with $\frac{2a}{e}$ (point c, $w=40$)

Fig. 17 및 Fig. 18은 下段 크랙 침단인 C점에 있어서 F_I 및 F_{II} 와 f/w 의 관계를 $\frac{2a}{w}$ 가 0.25, 0.2, 0.15, 0.1에 대하여 나타낸 실험치이다. 각 크랙 침단의 A, B, C점에서의 F_I 의 크기의 순서는 C, B, A의 순위이고 F_{II} 는 C, A, B의 순이 된다.

Fig. 19는 $w=40\text{mm}$ 이고 일직선상에 2개 직선 분포 크랙을 가진 무한판¹⁹⁾의 K_I 에 대한 2단 평행한 3개 직선 분포 크랙을 가진 유한판의 K_I 의 편차를 나타낸 그래프이다.

4. 結 論

테프론-모울딩법은 기타의 광탄성 해석법에 비하여 아래와 같은 장점을 가졌음을 알았다.

- 1) 직선, 굴절, 분기, 분포를 포함한 임의의 형태의 크랙을 갖는 시편제작이 가능하다.
- 2) 실물에 가까운 예리한 크랙침단을 얻을 수 있다. (크랙폭이 0.05~0.08mm이다.)
- 3) 테프론 삽입법에서와 같은 단층을 제거할 수 있고 측정오차를 줄일 수 있다.
- 4) Figs. 8, 9, 10에서 얻은 데이터에 따라 이 방법의 실험 정도는 타 실험에 비하여 뒤 떨어지지 않는다(1~6% 이내).
- 5) 실험 절차 시간 및 비용을 대폭 절감할 수 있다.

後 記

본 연구는 1981년도 문교부 학술 연구 조성비에 의하여 연구되었으며 이에 감사하는 바입니다.

Reference

1. a) N.I. Muskhelishvili, Some Basic problems of the Mathematical Theory of Elasticity (3rd ed.) 1953
- b) H.M. Westergaard, Bearing Pressures and Cracks, J. Appl. Mech., 649-53 (1939)
- c) M. Isida, Method of Laurent Series Expansion for Internal Crack Problems, (editor, G.C. Sih, Methods of Analysis and Solutions of Crack problems, 1973)
2. 西谷弘信, 日本機械學會誌, 71卷 580號, 1967, pp. 627-635.
3. 宮本 博, 有限要素法と破壊力學, 培風館 1972.
4. J.R. Rice, A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentrations by Notches and Cracks J. Appl. Mech., (1968) pp. 379-386.
5. a) G.R. Irwin, Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate, J. Appl. Mech., 24(Sept, 1957)
- b) W.B. Bradley: Ph.D. Thesis. University of Washington (1969)
W.B. Bradley and A.S. Kobayashi, An Investigation of Propagating Cracks by Dynamic Photoelasticity, Experimental Mechanics, 10 (3), (March, 1970)
- c) M.A. Schroedl and C.W. Smith, Local Stress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTMSTP 536, ATM, 45-63(1973)
- d) A.F. Emery, C.F. Barrett and A.S. Kobayashi, Exp. Mech., 6(1966) 602-608.
- e) D.G. Smith and C.W. Smith, Photoelastic Determination of Mixed Mode Stress Intensity Factors, Eng. Fract. Mech, 4, 1972, p. 357-366.
- f) Robert J. Sanford, A General Method for Determining Mixed-mode Stress Intensity Factors from Isochromatic Fringe Patterens, Eng. Fracture Mech., 11, 1979, p. 621-633.
- g) D. Post, Photoelastic Stress Analysis for an Edge Crack in a Tensile Field, Proc. of SESA, 12(1) 99-166 (1954).
6. 崔善浩, 北川英夫, 結城良治, 東郷敬一郎, モアレ法とスラブアナロソンの組合わせによる應力擴大係數の實驗的解析法, 日本機械學會 關西支部講演會 Proceedings(1980.11) pp. 159-161.
7. 渡邊勝彦, 久田俊明, 平野八州男, 北川英夫, 三次元き裂問題. 光弾性實驗による解析(第一,二,三報) 日本機械學會論文集, 昭和 53-12, 44卷 388號
8. a) Robert W. Lenz, Organic Chemistry of Synthetic Highpolymers. Interscience publishers a Division of John Wiley & Sons, 1967.
- b) Charles A. Harper, Hand Book of Plastics and Elastomers, McGraw-Hill Book-company, 1975, p. 3-25.
9. M.A. Schroedl and C.W. Smith, A Study of Near and Far Field Effects in Photoelastic Stress Intensity Determination, Engineering Fracture Mechanics, 1975, Vol. 7, pp. 341-355.
10. P.S. Theocaris and E.E. Gdoutos, A Photoelastic Determination of K_I Stress Intensity Factors, Engineering Fracture Mechanics, 1975, Vol. 7, pp. 331-339
11. J.F. Doyle, S. Kamle and J. Takezaki, Error Analysis of Photoelasticity in Fracture Mechanics, Experimental Mechanics, 1981, November, pp. 429-435.
12. a) C.W. Smith, W.H. Peters, M.I. Jolles, Stress Intensity Factors for Reactor Vessel Nozzle Cracks, Journal of Pressure Vessel Technology, May, 1978, vol 100 pp. 141-149
- b) C. William Smith, Photoelasticity in Fracture Mechanics, Experimental Mechanics, November 1980, pp. 390-396
13. Robert J. Sanford, Application of the Least-square Method to Photoelastic Analysis, Experimental Mechanics, June, 1980, p. 192-197
14. R.J. Sanford, J.W. Dally, Stress Intensity Factors in the Third-stage Fan Disk of the TF-30 Turbine Engine Naval-Research Laboratory Report 8202. Washington, D.C. May, 1978.

15. W.F. Brown, J.E. Strawley, STP 410, ASTM (1966)
16. W.K. Wilson, J. Bas. Engng, 93,685(1971)
17. 結城良治, 等角寫像法 にするき裂の解析と き裂形態論の 研究 日本 機械學會論文集(1974-1976) 昭和 51年 月 12日)
18. Makoto Isida, Analysis of Stress Intensity Factors for Plates Containing Random Array of Cracks, Bulletin of the JSME 1970, vol. 13, p.635-642.
19. 石田誠, 日本 機械學會論文集, 35卷 277號 1969, pp.1815-1822.