

〈論 文〉

Glass/Epoxy 복합재료의 파괴조건 및 균열진전거동

김정규* · 김도식**

(1992년 3월 17일 접수)

A Study on the Crack Growth Behavior and Fracture Criterion of Glass/Epoxy Composites

Jung-Kyu Kim and Do-Sig Kim

Key Words : Glass/Epoxy Plain Woven Composites (glass/epoxy 평직 복합재료), Energy Release Rate (에너지 해방률), Fracture Toughness (파괴인성), Crack Growth Rate (균열성장속도), Crack Deflection (균열 휨), Notch Depth (노치깊이)

Abstract

The effects of the stress ratio and the fiber orientation ($0^\circ/90^\circ$ and $\pm 45^\circ$) to the load direction on the fracture behavior of the glass/epoxy plain woven composites were studied. The tests were carried out using compact tension specimens under both static and fatigue loading. The values of K_Q obtained from the energy release rate are independent of notch depth ($a/W=0.2\sim 0.6$) for the $0^\circ/90^\circ$ specimens, but decreases with an increase in a/W for the $\pm 45^\circ$ specimens. And K_Q has higher values than K_{ASTM} has been evaluated by the ASTM E399 test procedure. It is shown in the relation between fatigue crack growth rate da/dN and stress intensity factor range ΔK using modified shape correction factor that da/dN decreases with a decrease in stress ratio and is lower for $\pm 45^\circ$ specimens than for $0^\circ/90^\circ$. These phenomena can be explained by the crack deflection to the load direction.

1. 서 론

복합재료는 비강도 및 비강성의 기계적 특성과 내식성, 내마멸성 등의 기능적 특성의 우수성으로 인하여 항공우주산업 및 자동차산업을 비롯한 1차 기계 구조물부재에 이르기까지 이의 사용이 확대되고 있다. 따라서 이를 이용한 기계 구조물의 신뢰성 향상을 위하여 결합강도의 평가,^(1,2) 균열의 안정 또는 불안정 성장조건,^(3,4) 피로손상거동^(5,6) 등에 관하여 많은 연구가 진행되고 있다. 이들 연구는 복합재료를 이방성균질재 또는 비균질재로 취급하

여 등방성재료를 대상으로 한 파괴역학적 및 응력 해석적 방법이 널리 응용되고 있으며 또한 AE 등의 비파괴 실험방법 등이 도입되어 검토되고 있다.

특히 파괴인성 평가는 금속재료에서의 평면변형을 파괴인성치 K_{Ic} , J_{Ic} 에 해당하는 것이 아니고 단순히 파괴개시조건으로서의 G_c, K_c 또는 J_c 등으로 논하는 경우가 많다. 이는 복합재료의 파손양상 및 손상기구가 강화섬유의 배열방향에 따라 다를 뿐만 아니라 예균열 (pre-crack) 선단에서의 균열진전이 동일 평면상에 일어나지 않는 경우가 많아서 평면변형을 파괴인성을 만족하기 위한 실험조건이 없기 때문이다. 또한 피로균열진전거동에 있어서도 피로손상과 미시적 파괴기구와의 관계가 미약할 뿐만 아니라 이방성효과를 평가할 수 있는 기구도 불

* 정희원, 한양대학교 기계설계학과

** 정희원, 한양대학교 기계설계학과 대학원

충분한 상태이다. Wang등⁽⁷⁾ 및 Kocsis등⁽⁸⁾은 단섬유 강화복합재료에서 피로 균열진전속도를 등방성재료에 적용되고 있는 K 에 의하여 관계지수로 표현하고 있으나 이방성이 존재하는 경우에는 이를 고려한 형상보정계수 등에 의하여 K 의 평가가 가능함이 보고되고 있다.^(9,10) 그러므로 복합재료를 광범위하게 응용하기 위해서는 이의 손상허용평가 및 파손조건이 얻어져야 하고, 특히 섬유 배열 방향에 따른 균열성장거동 및 안정, 불안정 파괴조건을 평가할 수 있는 방법이 확립되어야 한다.

본 연구에서는 유리섬유 강화 플라스틱 복합재료를 준비하여 이 재료의 섬유 방향에 따른 파괴인성 및 피로 균열성장거동을 평가하였다.

2. 에너지 해방률 및 형상보정계수

단위표면당 균열성장동안의 변형에너지 변화율로서 규정되는 에너지 해방률 G 는 다음과 같이 컴플라이언스의 변화로 나타낸다.

$$G = \frac{P^2}{2} \frac{dC}{da} \tag{1}$$

여기에서 P 는 하중, C 는 컴플라이언스 그리고 a 는 균열길이이다.

따라서 두께가 B 이고, 폭이 W 인 시험편에서의 에너지 해방률 G 는 다음과 같다.

$$G = \frac{1}{2} \frac{P^2}{BW^2} \frac{dC}{d(a/W)} \tag{2}$$

또한 이방성이 존재하는 복합재료에서는 균열의 성장이 Fig. 1에서와 같이 반드시 동일 평면상에서 일어나지 않는 경우가 있으며 미소한 굴곡균열(kink crack)의 성장에 따른 에너지 해방률 G 는 식(3)과 같이 나타내어진다.⁽¹¹⁾

$$G = \left[\left(\frac{a_{22}}{a_{11}} \right)^{1/2} + \frac{2a_{12} + a_{66}}{2a_{11}} \right]^{1/2} \left[\left(\frac{a_{11}a_{22}}{2} \right)^{1/2} \tilde{K}_{Ib}^2 + \frac{a_{11}}{\sqrt{2}} \tilde{K}_{IIb} \right] \tag{3}$$

여기서 a_{ij} 는 컴플라이언스 강성텐서이며, \tilde{K}_{Ib} 및 \tilde{K}_{IIb} 는 Mode I 및 Mode II에서의 응력확대계수이다. 그러나 식(3)에서 균열진전이 Mode I 이라면($\alpha=0$) $\tilde{K}_{IIb}=0$ 이므로

$$G = EK_I^2$$

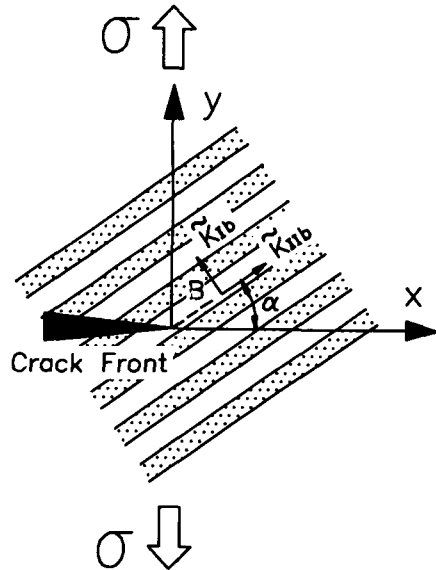


Fig. 1 Geometry of kink crack formation for an initial crack. α is the angle between fiber direction and the X-direction

$$= \left[\left(\frac{a_{22}}{a_{11}} \right)^{1/2} + \frac{2a_{12} + a_{66}}{2a_{11}} \right]^{1/2} \left(\frac{a_{11}a_{22}}{2} \right)^{1/2} K_I^2 \tag{4}$$

한편 균질탄성체에 있어서 컴팩트인장 시험편의 경우, Mode I에서의 응력확대계수 $K^{(12)}$ 는 식(5)와 같이 표현된다.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} f(a/W) \tag{5}$$

이때의 $f(a/W)$ 는 유한폭에 대한 형상보정계수로서 식(6)과 같다.

$$f(a/W) = 5.320 - 7.459(a/W) + 16.574(a/W)^2 - 23.798(a/W)^3 + 18.219(a/W)^4 \tag{6}$$

따라서 이방성 또는 준등방성체인 경우, 식(5)를 응용하여 K 를 구하기 위해서는 식(4)와 (5)의 관계로부터 새로운 형상보정계수 $f^*(a/W)$ 의 산출이 필요하다.

3. 실험방법

사용재료는 모재 Epoxy와 강화섬유 E-Glass가 함유된 ($V_f \approx 60\%$) 평직(plain woven) 복합재료로서, 한층의 두께가 약 0.18~0.20 mm인 플라이를 30매 적층하여 가압(온도 180~190°C, 압력 100 kgf/mm², 시간 1~2 hr.)한 것이다. 파괴거동에 미치는

Table 1 Mechanical properties

	E_{XX} (GPa)	E_{YY} (GPa)	ν_{XY}	G_{XY} (GPa)	E (GPa)
$0^\circ/90^\circ$	23.6	23.6	0.11	4.1	17.1
$\pm 45^\circ$	11.7	11.7	0.45	10.6	15.8

E_{XX} : longitudinal elastic modulus

E_{YY} : transverse elastic modulus

ν_{XY} : Poisson's ratio

G_{XY} : shear modulus

E : equivalent elastic modulus, Eq.(4)

섬유방향의 영향을 파악하기 위하여 시험편의 채취는 하중방향에 대한 섬유방향이 $0^\circ/90^\circ$ 및 $\pm 45^\circ$ 가 되도록 하였다. Table 1은 이들 시험편의 탄성특성을 정리한 것으로, ASTM D3039규정에 의한 인장실험으로 평가하였다.

시험편 형상은 CT형(폭 $W=50.8$ mm, 두께 $B=6$ mm)이며, 초기균열 a 는 두께 3 mm의 금속 톱으로 가공하였지만 이 선단의 $0.2a$ 는 더욱 예리하게 하기 위하여 슬리팅 메탈 쏘(slitting metal saw)로 주의깊게 넣었다. 파괴인성 평가는 1 mm/min의 일정변위속도로 하였으며, 각 시험편의 G 값 산출에 있어서의 컴플라이언스는 균열길이 a/W 가 0.2~0.6의 시험편을 각각 2개씩 준비하여 이들 시험편의 하중-변위곡선으로부터 구하였다.

한편 피로시험은 $a/W=0.4$ 인 CT시험편에 대하여 하중반복속도 10 Hz인 정현파로 하고, 응력비 R 은 0.1 및 0.3으로 하였다. 균열길이는 실험중 균열선단에서 발생하는 백화현상으로 인하여 이의 측정이 어려우므로 균열선단에 잉크를 투입하여(dye injection penetrant method)⁽¹³⁾ 시험편 표면에 가시화된 양상을 이동현미경으로 측정하였다.

4. 실험결과 및 검토

4.1 균열성장거동

Fig. 2는 $\pm 45^\circ$ 및 $0^\circ/90^\circ$ 시험편의 하중-변위곡선을 나타낸 대표적인 예로서 $a/W=0.4$ 의 것이다. P_0 는 초기탄성기울기의 95% 오프셋라인(offset line)으로 구한 하중값이며, P_{max} 는 최대하중값이다. a/W 의 값에 따라 $\pm 45^\circ$ 시험편에서는 P_{max} 의 56~60% 그리고 $0^\circ/90^\circ$ 시험편에서는 56~64% 정도에서부터 비선형거동을 나타내며, 최대하중 이후

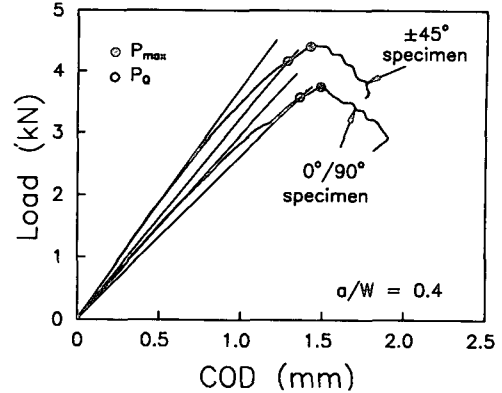
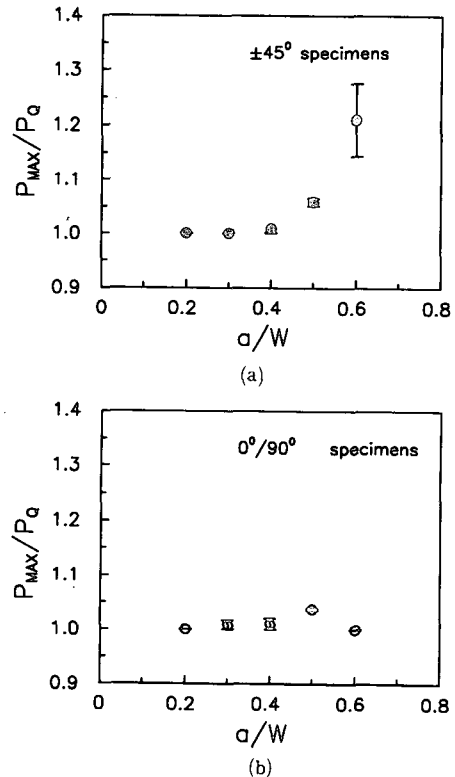


Fig. 2 Typical load versus COD curves

Fig. 3 (a), (b) Relation between P_{max}/P_0 and a/W
(a) $\pm 45^\circ$ specimen (b) $0^\circ/90^\circ$ specimen

에서는 하중의 완만한 저하가 계속되면서 불안정파괴가 일어나고 있다. 일반적으로 복합재료의 균열 발생하중으로는 (i) 미시적 균열발생에 주목한 비선형거동의 개시하중⁽¹⁴⁾ 또는 팝-인(pop-in)하중⁽¹⁵⁾, (ii) ASTM E399에 기본을 두고 거시적 균열

성장에 주목한 P_Q 하중, ^(16,17) (iii) 거시적 불안정 파괴에 주목하는 최대하중⁽¹⁷⁾ 등이 있다. 본 연구에서와 같이 섬유와 모재와의 계면강도가 낮은 재료에서는 비교적 낮은 하중에서 국부적인 손상이 생긴다고 보고되고 있다.⁽¹⁴⁾ 그러나 예균열 선단에 존재하는 섬유의 방향에 따라 미시적 손상이 발생하는 하중값에 변화가 크므로, 균열성장거동을 (ii) 및 (iii)의 하중에 주목하였다.

먼저 균열선단에서의 변형 및 파괴거동을 밝히기 위하여 P_{max}/P_Q 와 a/W 와의 관계에 대하여 검토하였다. Fig. 3(a,b)는 이의 결과로서, $\pm 45^\circ$ 시험편의 $a/W=0.6$ 의 것을 제외하고는 $P_{max}/P_Q \leq 1.10$ 의 범위에 존재하여 응력확대계수 K 에 의하여 파괴조건을 평가할 수 있다고 생각되며 또한 이들의 값에 커다란 변화가 보이지 않으므로 이들 시험편의 거시적 균열성장거동의 양상에는 차이가 없음을 시사한다고 할 수 있다.

Fig. 4 및 Fig. 5는 이들 시험편의 미시적 및 거시적 균열성장거동을 표면 및 파면에서 관찰한 대표적인 예이다. $0^\circ/90^\circ$ 시험편에서는 최대인장응력이 작용하는 0° 방향의 섬유에서 인발 및 파손을 유발하여 심하게 굴곡되면서 진전하지만 90° 방향의

섬유에서는 스플리팅(splitting) 현상 및 섬유와 모재와의 박리(debonding) 현상으로 하중방향에 대하여 거의 수직으로 진전한다. 한편 $\pm 45^\circ$ 시험편의 경우, $\pm 45^\circ$ 방향으로 접하는 섬유경계에서의 전단 파괴에 의하여 균열은 지그재그(zig-zag) 형태를 이루면서 성장하지만 거시적인 파괴경로는 전자의 경우와 마찬가지로 원래의 노치방향과 동일한 평면에 남게 된다.

그러나 이들 균열은 P_{max} 근처에 도달하게 되면 전자는 지금까지와 같은 경로로 진전하지만 후자의 경우는 하중방향에 대하여 45° 방향으로 진전하게 되므로 이들 재료의 거시적인 균열성장거동은 P_{max} 에서부터 다른 양상을 나타낸다고 할 수 있다. 또한 $P_{max}/P_Q > 1.10$ 의 값을 나타낸 $\pm 45^\circ$ 시험편의 $a/W=0.6$ 에서는 노치선단에서부터 $+45^\circ$ 또는 -45° 방향으로 불안정 파괴가 일어나므로 Mode I에 의한 파괴인성평가는 불가능하며, 이러한 파괴가 일어나는 시점에서의 균열길이는 a/W 가 클수록 감소하는 경향이다.

4.2 파괴인성평가

파괴인성은 시험편의 컴플라이언스변화에 상당하

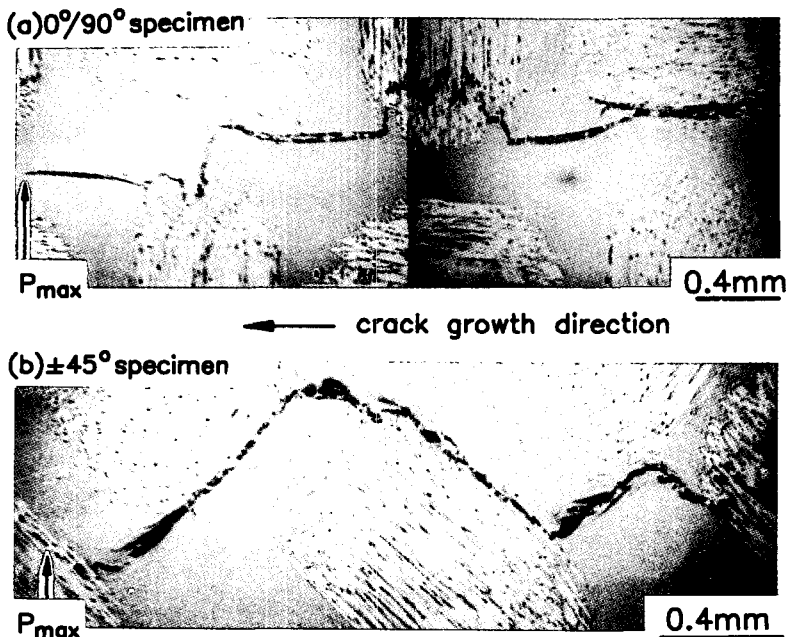


Fig. 4 Scanning acoustic micrographs showing the crack growth behavior at the surface of specimens ($a/W=0.4$)

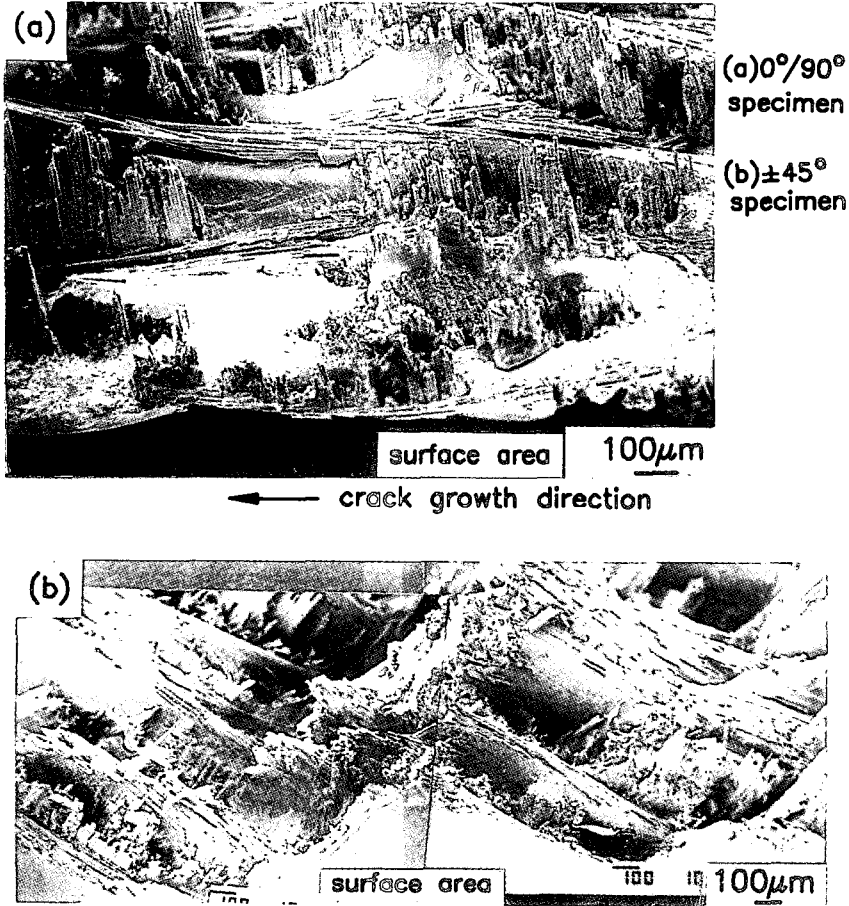


Fig. 5 Features of crack growth at the fracture surface of specimens ($a/W=0.4$)

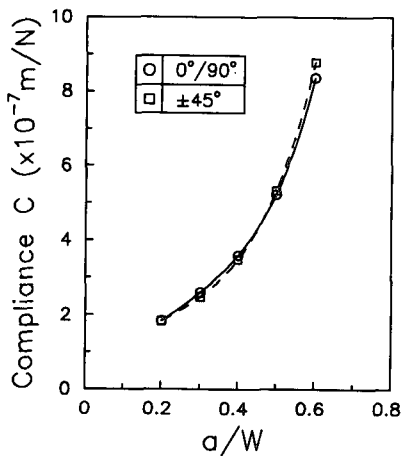


Fig. 6 Compliance of specimens as a function of notch depth a/W

는 하중 P_0 에 주목하여 에너지 해방을 G_0 를 평가하고 또한 이로부터 산출한 응력확대계수 K_0 및 ASTM E399⁽¹²⁾에 의한 K_{ASTM} 과의 관계로부터 검토하였다.

Fig. 6은 각 시험편에 있어서, a/W 에 대한 컴플라이언스의 변화를 나타낸 것으로 식(7)과 같다.

$$C = A_0 + A_1(a/W) + A_2(a/W)^2 + A_3(a/W)^3 + A_4(a/W)^4 \quad (7)$$

여기에서 상수 A_0, A_1, A_2, A_3, A_4 는 다음과 같다.

$0^\circ/90^\circ$ 시험편 : $A_0 = 3.497 \times 10^{-7}, A_1 = -3.04 \times 10^{-6}$
 $A_2 = 1.663 \times 10^{-5}, A_3 = -3.298 \times 10^{-5}$
 $A_4 = 2.667 \times 10^{-5}$
 $\pm 45^\circ$ 시험편 : $A_0 = 9.755 \times 10^{-8}, A_1 = 1.981 \times 10^{-7}$

$$A_2 = 2.115 \times 10^{-6}, A_3 = -6.919 \times 10^{-6}$$

$$A_4 = 1.077 \times 10^{-5}$$

이들 관계로부터 식(2)에 의하여 산출한 에너지 해방률 G_0 는 a/W 의 변화에 대하여 Fig. 7의 관계를 나타낸다. $a/W=0.3 \sim 0.5$ 에서의 G_0 는 커다란 변화가 보이지 않지만, 일반적으로 G_0 는 a/W 의 증가에 따라 감소하며 이의 경향은 $\pm 45^\circ$ 시험편의 경우가 현저하다. 또한 G_0 는 $\pm 45^\circ$ 시험편의 것이 $0^\circ/90^\circ$ 의 것에 비하여 높은 값을 나타내지만 $a/W=0.6$ 에서는 오히려 반대의 현상이 나타나고 있다. 이것은 전 절에서 시사한 바와 같이 예균열(노치) 선단에서부터 Mode II에 의하여 불안정파괴가 일어나기 때문이라고 할 수 있다.

한편 균열의 진전거동에 있어서, 미시적으로는 지그재그형태로 성장하지만 거시적으로는 Mode I

의 상태이므로 에너지 해방률과 응력확대계수사이에는 식(6)과 같은 관계가 얻어진다. Fig. 8 및 9는 G_0 로부터 산출한 K_Q 와 ASTM E399에 의한 K_{ASTM} 의 값을 a/W 에 대하여 나타낸 결과이다. Thorat등⁽¹⁷⁾은 3점굽힘 시험편의 파괴인성평가에 있어서, E399에 의한 K 값이 G 로부터 환산한 K 값보다 높은 값을 나타내고 있으나 본 연구에서는 K_{ASTM} 이 K_Q 에 비하여 오히려 낮은 값을 나타낸다. 또한 $0^\circ/90^\circ$ 시험편에서는 a/W 가 증가함에도 불구하고 이의 값은 거의 일정하여 파괴인성에 미치는 균열길이($a/W=0.2 \sim 0.6$)의 영향은 없다고 할 수 있다. 그러나 $\pm 45^\circ$ 의 경우는 a/W 가 증가함에 따라 K 값은 저하하므로 파괴인성평가에 있어서 a/W 의 영향이 반드시 고려되어야 하겠다.

준등방성 적층재의 파괴인성평가에서는 등방성체에서 사용되고 있는 형상계수 $f(a/W)$ 에 의하여 검토되는 경우가 많다.^(15,18,19) 그러나 이상의 결과에서 보는 바와 같이 G_0 로부터 산출한 K_Q 는 K_{ASTM} 의 값과 일치하지 않는다. 따라서 준등방성재라 하여도 E399에 의하여 K 를 평가하기 위해서는 복합재료의 적층구조에 따른 탄성특성의 변화를 고려한 새로운 형상보정계수 $f^*(a/W)$ 의 산출이 필요하다.

식(8)은 각 시험편의 실험결과 및 식(4)와 (5)의 관계로부터 구한 형상보정계수 $f^*(a/W)$ 의 관계식이다.

$$f^*(a/W) = B_0 + B_1(a/W) + B_2(a/W)^2 + B_3(a/W)^3 + B_4(a/W)^4 \quad (8)$$

$0^\circ/90^\circ$ 시험편 : $B_0 = -6.61, B_1 = 144.5, B_2 = -596.5$

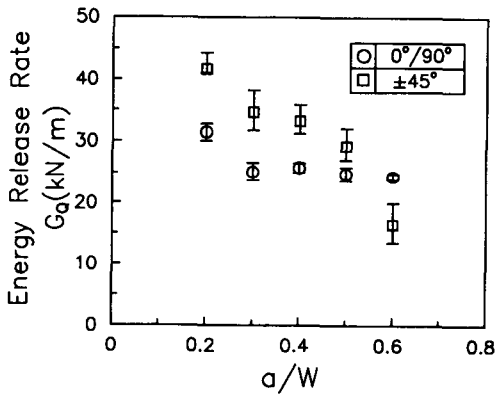


Fig. 7 Variation of energy release rate with notch depth a/W

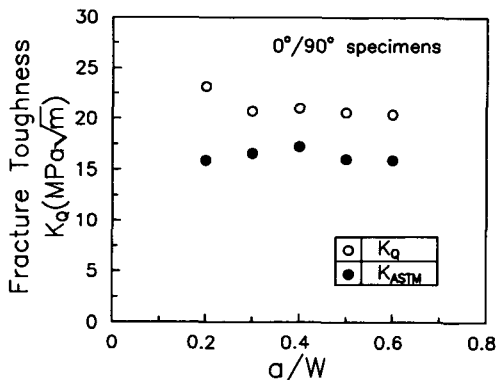


Fig. 8 Comparison of K_Q and K_{ASTM} of $0^\circ/90^\circ$ specimens

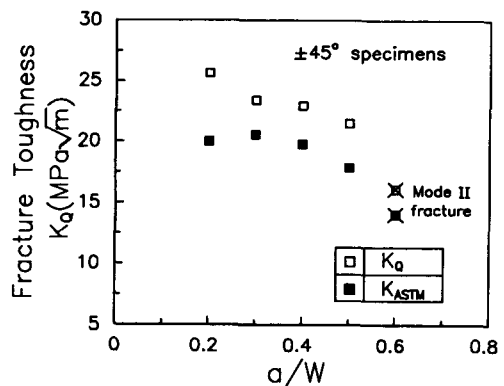


Fig. 9 Comparison of K_Q and K_{ASTM} of $\pm 45^\circ$ specimens

$B_3=999.0, B_4=-590.4$
 $\pm 45^\circ$ 시험편 : $B_0=13.32, B_1=-69.8, B_2=196.2$
 $B_3=-227.8, B_4=90.4$

Fig. 10은 $f^*(a/W)$ 와 a/W 와의 관계를 식(4)의

형상보정계수 $f(a/W)$ 와 함께 나타낸 것으로 이들 형상보정계수는 서로 다른 양상을 보이고 있다. 이는 $f^*(a/W)$ 에 시험편에 대한 형상보정 뿐만 아니라 섬유방향에 따른 탄성특성의 변화도 포함되어

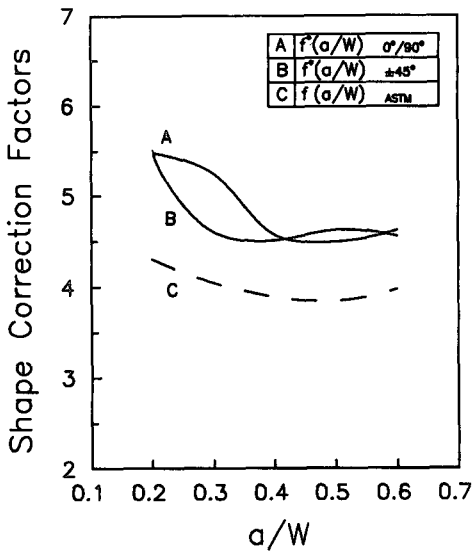


Fig. 10 Variation of $f^*(a/W)$ and $f(a/W)_{ASTM}$ with notch depth a/W

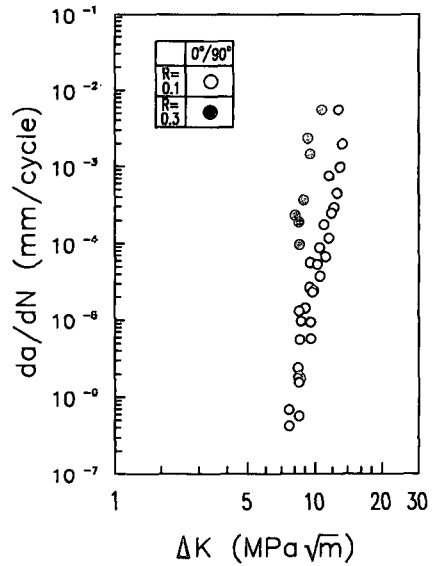


Fig. 12 Relation between fatigue crack growth rate da/dN and ΔK for the $0^\circ/90^\circ$ specimens ($a/W=0.4$)

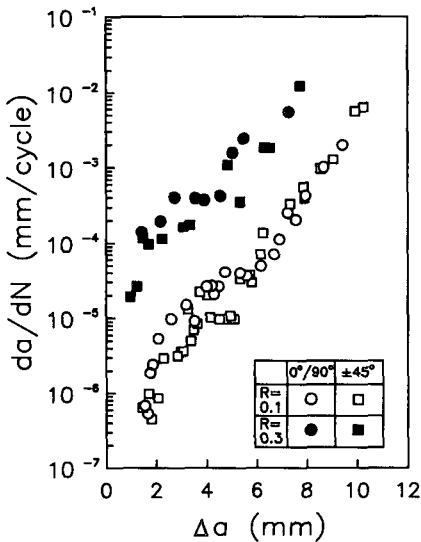


Fig. 11 Relation between fatigue crack growth rate da/dN and crack extension Δa ($a/W=0.4$)

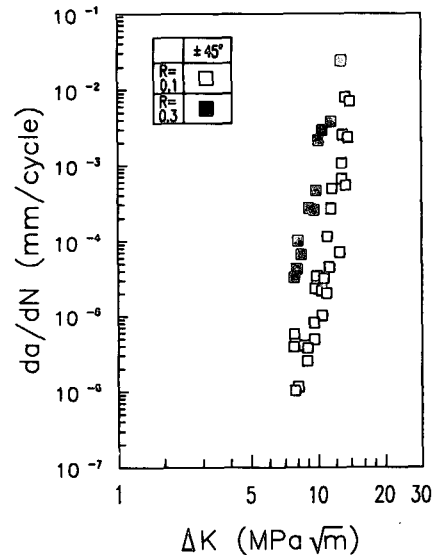


Fig. 13 Relation between fatigue crack growth rate da/dN and ΔK for the $\pm 45^\circ$ specimens ($a/W=0.4$)

있기 때문이라고 할 수 있다.

4.3 피로균열진전거동

Fig. 11은 각 시험편의 피로균열진전속도 da/dN 과 균열길이 Δa 의 관계로서, $R=0.1$ 에서의 da/dN 은 $R=0.3$ 의 결과에 비하여 현저히 저하하므로 섬유방향에 관계없이 균열진전속도에 R 의 의존성이 있음을 알 수 있다. 또한 $R=0.1$ 의 경우, $\Delta a < 6 \text{ mm}$ 에서는 $0^\circ/90^\circ$ 시험편의 $da/dN_{\text{ave}} \pm 45^\circ$ 의 것보다 피로균열진전이 어려움을 알 수 있다.

한편 Fig. 12 및 13은 이의 결과로부터 평가한 $da/dN-\Delta K$ 의 관계이다. 전절에서 검토한 바와 같이 ASTM에 의한 K 값은 이방성을 고려한 값보다 과소평가되므로 이 그림에서의 ΔK 는 식(8)의 새로운 형상보정계수 $f^*(a/W)$ 를 이용하여 산출한

것이다.

Table 2는 Paris법칙에 의한 관계지수이다. 동일한 응력비에서 ΔK 에 대한 da/dN 은 $\pm 45^\circ$ 시험편이 $0^\circ/90^\circ$ 의 것에 비하여 낮음을 알 수 있고 또한 $R=0.1$ 의 결과가 $R=0.3$ 의 것에 비하여 피로

Table 2 The values of C and m from $da/dN - \Delta K$ relation

	R	C	m
$0^\circ/90^\circ$	0.1	1.0597×10^{-19}	14.6
	0.3	6.2639×10^{-16}	12.5
$\pm 45^\circ$	0.1	4.2744×10^{-20}	14.6
	0.3	4.9784×10^{-17}	13.1

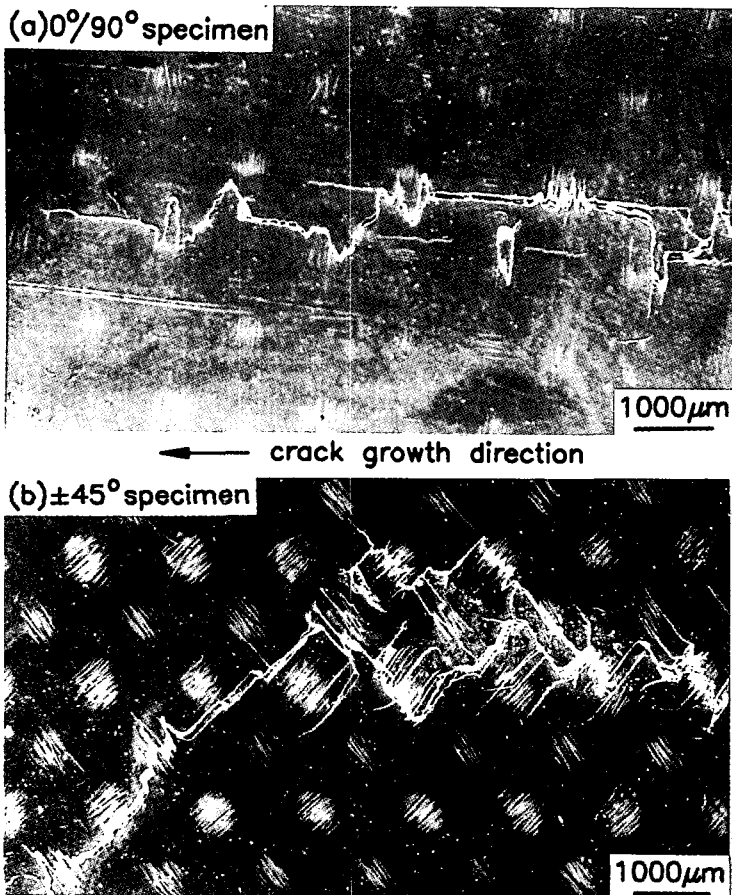


Fig. 14 (a),(b) Features of the fatigue crack growth at $R=0.1$: (a) $0^\circ/90^\circ$ specimen (b) $\pm 45^\circ$ specimen

균열진전속도가 현저히 저하함을 나타낸다. Sur-esh 등⁽²⁰⁾은 DP강의 피로균열진전거동에 있어서 균열의 굴곡현상이 현저할수록 da/dN 은 저하하며, 이의 요인으로서 마르텐사이트(martensite) 조직의 균열진전에 대한 저지역활임을 보고하였다. 이러한 관점에서 피로균열진전양상을 검토한 예가 Fig. 14이다. $R=0.1$ 에서의 피로균열진전거동은 Fig. 4와 같이 정적거동과 유사하여 $0^\circ/90^\circ$ 시험편의 경우, 피로균열은 0° 의 섬유방향에서 굴곡되어 진전하지만 $\pm 45^\circ$ 시험편에서는 지그재그형태로 진전하여 불안정 파괴개시점의 근처에 도달하게 되면 하중방향에 대하여 45° 방향으로 진전한다. 그러나 응력비가 증가하면 $0^\circ/90^\circ$ 시험편에서는 전자의 경우에 비하여 균열진전의 굴곡정도가 저하하게 되고, $\pm 45^\circ$ 시험편에서는 균열진전의 초기단계로부터 불안정하게 진전하는 양상을 나타내었다. 따라서 균열진전에 대한 섬유의 저지결과인 균열굴곡현상은 피로수명을 향상시키는 주요한 기구임을 알 수 있다.

5. 결 론

Glass/Epoxy 평직(plain woven) 복합재료의 파괴조건 및 피로균열성장거동을 규명하기 위하여 이에 미치는 섬유방향 및 응력비 R 의 영향을 미시적 및 거시적 관점에서 검토하였다. 얻어진 결과는 다음과 같다.

(1) $0^\circ/90^\circ$ 와 $\pm 45^\circ$ 시험편에 있어서 초기단계에서의 미시적 균열성장거동은 서로 다르지만, 거시적으로는 하중방향에 대하여 모두 수직으로 진전한다. 그러나 $\pm 45^\circ$ 시험편에서는 최대하중점 부근에서부터 하중방향에 대하여 $+45^\circ$ 또는 -45° 방향으로 불안정파괴가 일어난다.

(2) 에너지 해방률로 부터 K_0 는 $0^\circ/90^\circ$ 시험편에서 균열길이 ($a/W=0.2\sim 0.6$)에 관계없이 일정하지만 $\pm 45^\circ$ 의 경우는 a/W 가 증가함에 따라 저하한다. 또한 K_0 는 ASTM E399 평가법에 의한 파괴인성 K_{ASTM} 보다 과대평가되며, 이는 이방성효과를 고려한 형상보정계수 $f^*(a/W)$ 의 영향이다.

(3) 피로균열진전속도 da/dN 과 $f^*(a/W)$ 에 의한 ΔK 의 관계에서, da/dN 은 동일한 ΔK 에 대하여 $\pm 45^\circ$ 시험편이 $0^\circ/90^\circ$ 보다 그리고 응력비 R 이 감소함에 따라 저하한다. 이는 미시적 피로균열진전에 대한 섬유의 저지결과인 균열굴곡현상에 기인

한다.

후 기

본 연구는 교육부 지원으로 수행되었으며 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Tan, S.C., 1989, "Mixed-Mode Fracture of Notched Unidirectional and Off-Axis Laminates under Tensile Loading," J. of Comp. Mat., Vol. 23, pp.1082~1105.
- (2) Bäcklund, J. and Aronsson, C.G., 1986, "Tensile Fracture of Laminates with Holes," J. of Comp. Mat., Vol.20, pp.259~285.
- (3) Peters, P.W.M., 1983, "On the Increasing Fracture Toughness at Increasing Notch Length of $0/90$ and $0/\pm 45/0$ Graphite/Epoxy Laminates," Composites, Vol.14, No.4, pp.365~369.
- (4) 김정규, 박진성, 1989, "FRP(SMC재)의 균열 성장거동과 파괴인성평가에 관한 연구," 대한기계학회논문집, 제13권, 제3호, pp.472~478.
- (5) Poursartip, A. and Chinatambi, N., 1989, "Fatigue Damage Development in Notched ($0_2/\pm 45$) Laminates," ASTM STP 1012, pp.45~65.
- (6) Ye, L., 1989, "On Fatigue Damage Accumulation and Material Degradation in Composite Materials," Comp. Sci. Tech., Vol.36, pp.339~350
- (7) Wang, S.S., Chim, E.S.M. and Zahlan, N.M., 1983, "Fatigue Crack Propagation in Random Short-Fiber SMC Composite," J. of Comp. Mat., Vol.17, pp.250~266.
- (8) Kocsis, J.K., 1990, "Effects of Processing Induced Microstructure on the Fatigue Crack Propagation of Unfilled and Short Fiber-Reinforced PA-6," Composites, Vol.21, No.3. pp. 243~254.
- (9) Hojo, M., 1986, "Effect of Water Environment on Propagation of Delamination Fatigue Cracks in CFRP," 第4回次世代産業基盤技術 Symposium, pp.299~314.
- (10) Amijima, S., Tanimoto, T., Matsuoka, T. and Mori, M., 1985, "Fatigue Crack Propagation

- Process of Single Edge-Cracked FRP," J. Soc. Mat. Sci., Japan, Vol.34, No.378, pp.286~292
- (11) Ye, L., 1989, "An Energy Release Rate Criterion for Crack Growth in Unidirectional Composite Materials," Eng. Frac. Mech., Vol.32, No. 6, pp.861~869.
- (12) ASTM E399-83, 1983, "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials."
- (13) Slepetz, J.M and Carlson, L., 1975, "Fracture of Composite Compact tension Specimens," ASTM STP 593, pp.143~162.
- (14) Kawada, H., Otsuka, T., Kajitani, T. and Hayashi I., 1985, "Effects of Thickness and Specimen Size on Fracture Toughness of Glass/Epoxy Laminates," J. Soc. Mat. Sci., Japan, Vol. 34, No.377, pp.164~170.
- (15) Garg, A.C., 1986, "The Fracture Mechanics of Some Graphite Fiber-Reinforced Epoxy Laminates, Part I," Composites, Vol. 17, No. 2, pp.141~149.
- (16) Gaggar, S. and Broutman, L.J., 1977, "Fracture Toughness of Random Glass Fiber Epoxy Composites : An Experimental Investigation," ASTM STP 631, pp.310~330.
- (17) Thorat, H.T. and Lakkad, S.C., 1983, "Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Carbon Hybrid Composites," J. of Comp. Mat., Vol.17, pp.2~14.
- (18) Yanada, H. and Homma, H., 1983, "Study of Fracture Toughness Evaluation of FRP," J. Mat. Sci., Vol.18, pp.133~139.
- (19) Bathias, C., Esnault, R. and Pellas, J., 1981, "Application of Fracture Mechanics to Graphite Fiber-Reinforced Composites," Composites, Vol. 12, pp.195~200.
- (20) Suresh, S., 1983, "Micromechanisms of Fatigue Crack Growth Retardation Following Overloads," Eng. Frac. Mech., Vol.18, No.3, pp. 577~593