

<論 文>

炭素纖維強化 複合材料의 혼합모우드 層間破壞靱性値에 대한 研究

尹 成 浩* · 洪 昌 善**

(1985年 9月 20日 接受)

A Study of Mixed-Mode Interlaminar Fracture Toughness of Graphite/Epoxy Composite

Sung Ho Yoon and Chang Sun Hong

Key Words: Graphite/Epoxy(탄소섬유강화 복합재료), Interlaminar Fracture Toughness(층간파괴인성치), Critical Stress Intensity Factor(임계응력강도계수), Critical Energy Release Rate(임계에너지 방출율), Fracture Surface(파단면), Matrix(기지)

Abstract

This study investigates interlaminar fracture characteristics of Graphite/Epoxy composite (HFG Graphite/Epoxy) under mode I (opening mode), mode II (sliding mode) and mixed mode loading conditions. The effects on interlaminar fracture toughness due to different fiber orientations on the crack surface are also investigated. The antisymmetric test fixture proposed by M. Arcan is used for this test. Both critical stress intensity factors and critical energy release rates were determined and several mixed mode fracture criteria were compared to the experimental data. Also fracture surfaces were investigated to obtain informations on the fracture behaviors of Graphite/Epoxy composite by means of a scanning electron microscope(SEM).

1. 서 론

일반적으로 탄소섬유강화 복합재료의 적층판 파괴는 섬유와 파단·기지의 미세균열·섬유와 기지의 분리·적층판사이의 층간분리등 여러가지 메카니즘이 복합적

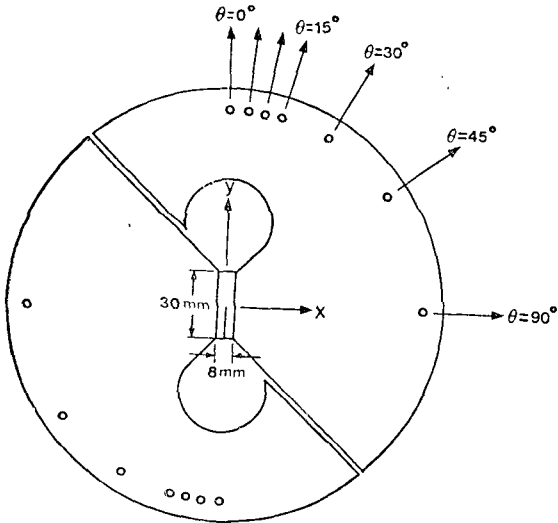
으로 결합되어 발생한다. 특히 적층판이 굽힘모멘트를 받을 때 생기는 층간전단응력이나 단일축하중을 받을 때 층간의 포아송 비의 차이에 의해 생기는 층간수직 응력등에 의해 층간결합이 형성되어 결합이 없는 구조물에서 예상되는 강도보다 훨씬 낮은 응력범위에서도 구조물에 치명적인 손상을 초래하게 된다. 이와같은 층간결합에 의한 파괴현상을 규명하기 위해서는 층간 파괴인성치를 알아야 한다. 최근 파괴인성치를 측정하기 위한 여러가지 방법이 제시되어 있지만 특히 모우

* 韓國科學技術院 機械工學科

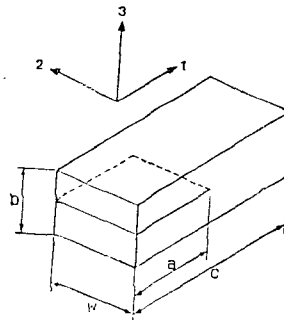
** 正會員, 韓國科學技術院 機械工學科

드 II 실험방법은 시편부위에 충분한 순수전단응력영역을 형성시키지 못한다는 단점을 내포하고 있다. M. Arcan, Z. Hashin 과 A. Voloshin 등은 시편부위에 곡률이 있는 비대칭형상의 실험장치에 대해 광탄성방법과 스트레인지지를 이용한 응력해석법으로⁽¹⁾, 또 L. Banks-Sills, M. Arcan 등은 시편부위에 곡률이 없는 비대칭형상의 실험장치에 대해 광탄성방법과 유한요소해석법으로 모우드 II 실험방법의 타당성을 입증하였다⁽²⁾. 또한 R.A. Jurf 와 R.B. Pipes 등은 균열선단에서의 응력특이성이 시편의 파괴거동을 지배하며 혼합모우드 하중을 준 경우도 시편부위에 균일응력분포가 작용한다고 가정하여 균열면에서의 섬유방향이 [0/0]인 탄소섬유강화 복합재료의 혼합모우드 층간파괴인성

치를 구하였다⁽³⁾. 본 연구에서는 Fig. 1과 같이 시편부위에 균일응력분포가 작용하도록 M. Arcan 등에 의해 제시된⁽⁴⁾ 비대칭형상의 시편고정물에 층간균열을 가진 시편을 부착한 다음 하중각도를 바꾸어가며 모우드 II 뿐 아니라 혼합모우드 및 모우드 I 까지도 실험할 수 있는 실험장치를 사용하여 균열면에서의 섬유방향이 [0/0]이고 초기균열길이비가 0.4, 0.5, 0.6 인 시편의 모우드 I, 혼합모우드 및 모우드 II 층간파괴인성치들을 실험적으로 구해 혼합모우드 파괴결정조건식에 적용시켜 보았다. 또한 균열면에서의 섬유방향 [0/0], [0/30], [0/45] 및 [0/60]인 경우의 층간파괴인성치와 이때의 파괴현상에 대해 관찰하였다.



(a) Test fixture with SEN specimen



Dimension values
 b = 7.8mm
 c = 30mm
 w = 11mm

(b) Dimension of SEN specimen

Fig. 1 Configurations of the test fixture with SEN specimen

2. 이론적 배경

일반적으로 선형탄성 파괴역학에서는 소성영역이 균열길이와 시편크기에 비해 상대적으로 작으므로 파괴에 저항하는 정도를 나타내는 파괴인성치는 균열이 있는 재료의 파괴를 예측할 수 있는 재질의 고유한 재료상수이며 초기균열길이에 무관한 일정한 값을 갖는다. 본 연구에서 다루고자 하는 탄소섬유강화 복합재료는 통계적으로 볼 때 균질성을 띠는 등방성 재질과는 달리 미시적으로 이질성을 띠기 때문에 균열이 어떤 면에 포함되어 있는가에 따라 파괴인성치가 달라지며 선형탄성파괴역학을 적용하기에도 여러가지 어려운 점이

많다. 하지만 기지가 파괴의 주를 이루며 self-similar 균열전파가 보장되는 층간면상의 파괴현상에서는 선형탄성이론을 적용시킬 수 있다⁽⁵⁾.

균열이 있는 재료가 하중을 받을 때 균열선단 주위의 응력분포는 Fig. 2와 같이

$$\sigma_{ii} = \frac{K}{\sqrt{2\pi r}} f_{ii}(\theta) \quad (1)$$

로 응력강도계수 K 는 외부하중 · 균열길이 · 시편형상에 의해 결정되며 이 응력강도계수 K 를 알면 균열주위에서의 응력분포를 결정할 수 있다.⁽⁶⁾

본 연구에서는 K_I 와 K_{II} 를 하중-변위곡선에서 얻은 임계하중 P_0 에서의 응력강도계수로 정의하며 시편에 균일응력이 분포한다고 가정하면 Fig. 1의 시편에 대해

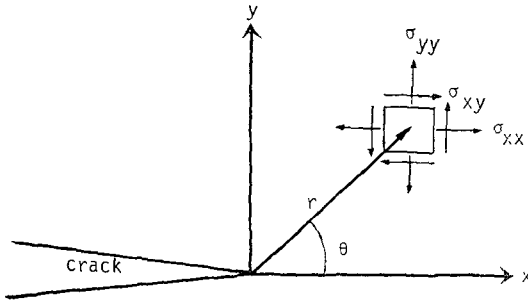


Fig. 2 Stress fields in the vicinity of crack tip

$$\begin{aligned} K_I &= \frac{P_\theta}{cw} \sin\theta \sqrt{a} Y_I\left(\frac{a}{c}\right) \\ K_{II} &= \frac{P_\theta}{cw} \cos\theta \sqrt{a} Y_{II}\left(\frac{a}{c}\right) \end{aligned} \quad (2)$$

로 나타낸다. 이때 수정계수 $Y_I(a/c)$ 와 $Y_{II}(a/c)$ 는 시편형상과 외부하중에 따라 달라지므로 정확한 수정계수를 구하는 것이 필요하다.

모우드 I 수정계수 $Y_I(a/c)$ 는 Bowie가 제시한 $b/c=0.327$ (본 연구에서는 $b/c=0.267$)인 SEN(Single Edge Notch) 시편에 대한 자료를 이용해⁽⁷⁾

$$\begin{aligned} Y_I\left(\frac{a}{c}\right) &= 1.1384 - 0.4843\left(\frac{a}{c}\right) + 12.5726\left(\frac{a}{c}\right)^2 \\ &\quad - 25.9280\left(\frac{a}{c}\right)^3 + 32.6705\left(\frac{a}{c}\right)^4 \end{aligned} \quad (3)$$

을 얻었다. 모우드 II 수정계수 $Y_{II}(a/c)$ 는 L. Banks-Sills 등이 제시한 $b/c=0.2$, $0.3 \leq a/c \leq 0.56$ (본 연구에서는 $b/c=0.267$, $a/c=0.4, 0.5, 0.6$)인 경우의 수정계수

$$\begin{aligned} Y_{II}\left(\frac{a}{c}\right) &= 2.861 - 6.193\left(\frac{a}{c}\right) + 12.537\left(\frac{a}{c}\right)^2 \\ &\quad - 10.537\left(\frac{a}{c}\right)^3 + 3.375\left(\frac{a}{c}\right)^4 \end{aligned} \quad (4)$$

을 사용하였다⁽⁸⁾.

층간면내에 균열이 존재하는 경우 균열은 self-similar하게 전파하므로 임계에너지방출을 G_{Ic} 와 G_{IIc} 는 직교이방성 재료상수 $E_1, E_2, \nu_{12}, G_{12}$ 등을 알면 K_{Ic} 와 K_{IIc} 에 대해

$$\begin{aligned} G_{Ic} &= K_{Ic}^2 \left(\frac{1}{2E_1 E_2} \right)^{1/2} H \\ G_{IIc} &= K_{IIc}^2 \frac{1}{\sqrt{2} E_1} H \end{aligned} \quad (5)$$

$$H = \left[\left(\frac{E_1}{E_2} \right)^{1/2} - \nu_{12} + \frac{E_1}{2G_{12}} \right]^{1/2}$$

여기서 E_1 : 섬유방향의 탄성계수

E_2 : 섬유방향에 직각인 탄성계수

ν_{12} : 프와송 비

G_{12} : 복합재료의 전단계수

와 같이 나타낸다⁽⁹⁾.

섬유에 나란한 균열을 포함하는 적층판이 혼합모우드 하중을 받을 때 혼합모우드 파괴결정조건식은

$$\begin{aligned} g \left(\frac{K_I}{K_{Ic}} \right)^2 + (1-g) \frac{K_I}{K_{Ic}} + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}} \right)^2 &= 1 \\ g &= \frac{G_{Ic}}{G_{IIc}} = \left(\frac{E_1}{E_2} \right)^{1/2} \left(\frac{K_{Ic}}{K_{IIc}} \right)^2 \end{aligned} \quad (6)$$

로 주어지지만 일반적으로 탄소섬유강화 복합재료의 경우는 $g \ll 1$ 이므로 (본 연구에서는 $g=0.108$)

$$\frac{K_I}{K_{Ic}} + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}} \right)^2 = 1 \quad (7)$$

과 같은 혼합모우드 파괴결정조건식을 얻을 수 있다⁽¹⁰⁾.

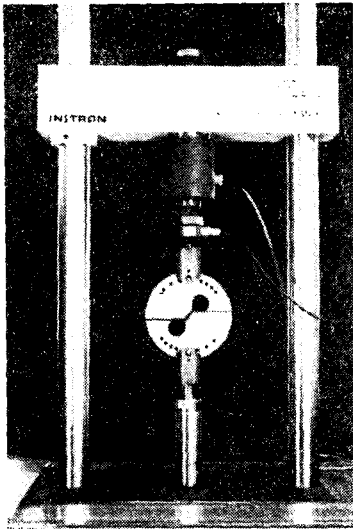
본 연구에서는 다른 문헌에 제시된 혼합모우드 파괴결정 조건식^(11,12)

$$\begin{aligned} \left(\frac{K_I}{K_{Ic}} \right)^2 + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}} \right)^2 &= 1 \\ \frac{K_I}{K_{Ic}} + \left(\frac{K_{II}}{K_{IIc}} \right)^6 &= 1 \end{aligned} \quad (8)$$

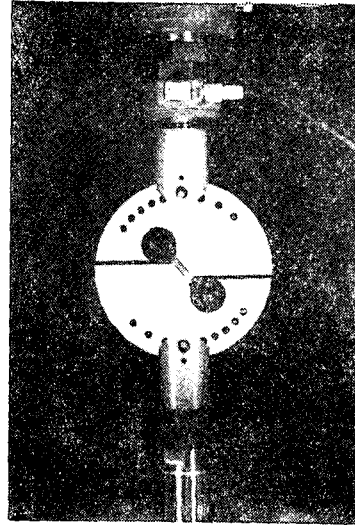
들을 아울러 적용시켜 적절한 혼합모우드 파괴결정조건식을 실험적으로 찾아보았다.

3. 실험장치 및 방법

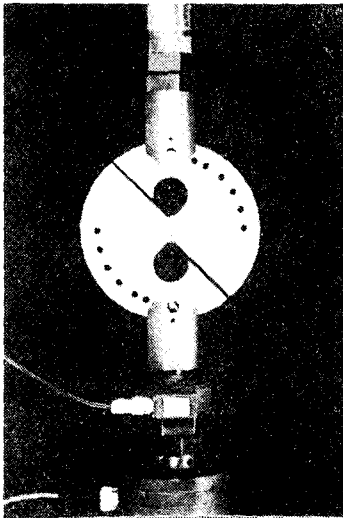
본 연구에서 사용한 재료는 (주)한국화이바의 HFG Graphite/Epoxy 프리프랙(두께 : 0.15mm)이며 잔류응력등의 영향을 극소화시키기 위해 프리프랙 제작회사에서 제공한 큐어링사이클에 따라 blanket press로 시편을 제작하였다. 사용한 재료의 재료상수는 ASTM D3039-76에 의해 E_1, E_2, ν_{12} 를 결정하였고, ASTM D3518-76에 의해 G_{12} 를 측정하였다^(13,14). 층간파괴인 성치를 구하기 위한 시편은 균열면에서의 섬유방향성이 [0/0]인 경우 [0]₃₀와 [0]₃₀의 두 적층된 프리프랙사이 에 초기균열을 형성시키기 위해 테프론필름(두께 : 0.012mm)을 원하는 크기로 넣어 [0₃₀/0₃₀]의 적층판을 만들었고 균열면에서의 섬유방향성이 [0/30]인 시편의 경우는 적층판의 휨현상을 방지하기 위해 [0₂₇/30₃]와 [0₃/0₂₇]의 두 적층된 프리프랙사이 에 테프론필름을 원하는 크기로 넣어 적층판을 만들었다. 균열면에서의 섬유방향성이 [0/45]와 [0/60]인 경우도 [0/30] 적층판 제작때와 유사한 방법으로 적층판을 성형하였다. 형성된 적층판은 Fig. 1(b)와 같은 시편크기로 다이아몬드 휘일 절단기를 이용하여 절단한 다음 사포로 절단면을 연마하였다. 연마된 시편은 FM-73 접착제를 사용하여



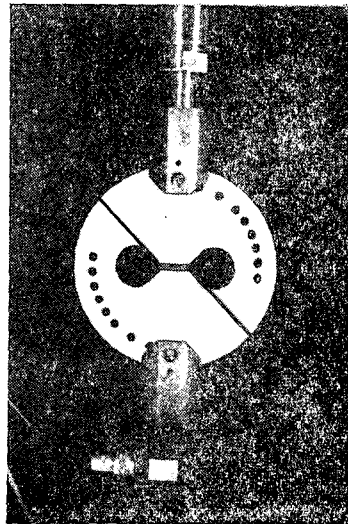
(a) Overview of setting



(c) Case of Mixed-mode test



(b) Case of Mode I test



(d) Case of Mode II test

Fig. 3 Photographs of the set-up

시편고정물에 부착하였다.

Fig. 3과 같이 시편이 접착된 실험장치를 Instron (Model 1350)에 장착하여 하중각도를 바꾸어가며 모우드 II뿐 아니라 혼합모우드 및 모우드 I 실험을 행하였다.

실험은 동적영향을 줄이기 위해 0.2mm/min 변위제어상태에서 수행하였으며 X-Y 기록계로 하중-변위곡

선을 그려 파괴가 일어난 순간의 인계하중 P_0 를 구해 층간파괴인성치를 구하였다.

4. 실험결과 및 고찰

4.1 층간파괴인성치의 측정

ASTM D3039-76과 ASTM D3518-76에 의해 측정

한 재료상수와 그배의 섬유체적비(V_f)는 Table 1에 나타나 있으며 Fig. 4는 재료상수 측정용 시편의 단면을 광학현미경을 이용하여 관찰한 것이다.

층간균열이 있는 재료의 파괴를 예측하는데 기준이 되는 층간파괴인성치를 균열면에서의 섬유방향이 [0/0]이고 초기균열길이비가 $a/c=0.4, 0.5, 0.6$ 인 시편들에 대해 조사하면 Table 2에서 보는 바와 같이 모드 I 층간파괴인성치는 초기균열길이비에 거의 무관하며 이때의 임계응력강도계수의 평균값은 $K_{Ic}=0.657 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 로 나타났다.

Table 1 Material properties of HFG Graphite/Epoxy

	Unit			Unit	
E_1	GPa	133.8	E_2	GPa	9.58
	psi	19.4×10^6		psi	1.39×10^6
ν_{12}	—	0.281	ν_{21}	—	0.032
G_{12}	GPa	4.80	V_f	—	71.7
	psi	0.70×10^6			

V_f : Fiber volume fraction

Table 3에서는 균열면에서의 섬유방향이 [0/0]인 시편의 초기균열길이비에 따른 모드 II 층간파괴인성치를 나타낸 것이다. 이를 고찰해 보면 모드 II 임계응력강도계수는 초기균열길이비가 0.4, 0.5인 경우 초기균열길이비에 거의 무관한 $K_{IIc}=3.851 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 로 나타났지만 초기균열길이비가 0.6인 경우는 $K_{IIc}=3.141 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 로 초기균열길이비가 0.4, 0.5인 경우보다 낮게 나타났다. 이는 모드 II 수정계수 식 (4)의 적용범위가 $b/c=0.2, 0.3 \leq a/c \leq 0.56$ 으로 본

Table 2 Mode I fracture toughness for various crack lengths

a/c	$K_{Ic}(\text{MPa}\sqrt{m})$	Mean value	$G_{Ic}(\text{J/m}^2)$	Mean value
0.4	0.673 (0.095)	0.657 (0.012)	37.9 (10.9)	36.5 (1.0)
0.5	0.644 (0.142)		35.7 (16.2)	
0.6	0.655 (0.077)		35.8 (8.6)	

() : Standard deviation

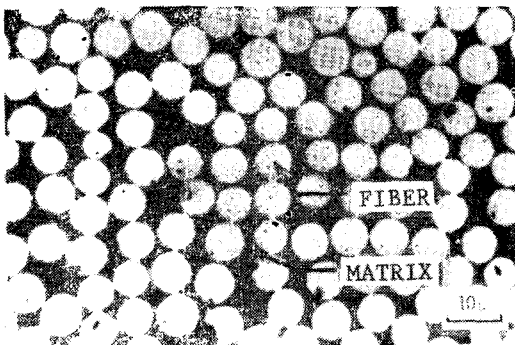
Table 3 Mode II fracture toughness for various crack lengths

a/c	$K_{IIc}(\text{MPa}\sqrt{m})$	Mean value	$G_{IIc}(\text{J/m}^2)$	Mean value
0.4	3.965 (0.264)	3.851 (0.115)	347.7 (47.8)	328.8 (18.9)
0.5	3.736 (0.348)		310.0 (59.4)	
0.6	3.141 (0.256)		222.7 (30.7)	

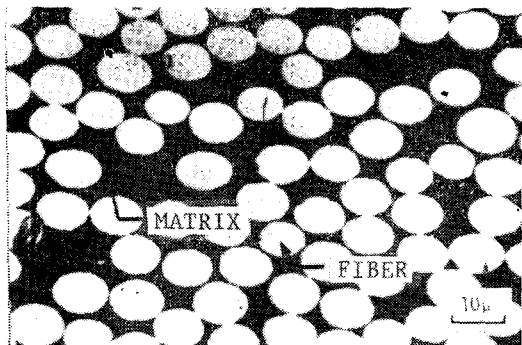
() : Standard deviation

연구에서 사용한 $b/c=0.267, a/c=0.6$ 인 SEN 시편의 경우에 대해서는 수정계수가 과소평가되어 있기 때문이다. 만약 $a/c=0.6$ 인 경우에 대해 정확한 수정계수를 구해 층간파괴인성치를 조사하면 초기균열길이비가 0.4, 0.5인 경우와 비슷한 값을 얻을 수 있을 것으로 기대된다.

따라서 모드 I 임계응력강도계수는 $K_{Ic}=0.657 \text{ MPa}\sqrt{m}$ 이며 모드 II 임계응력강도계수는 $K_{IIc}=$



(a) Typical microstructure of [0]₈₇ Graphite/Epoxy specimen



(b) Typical microstructure of [±45]_s Graphite/Epoxy specimen

Fig. 4 Typical microstructures observed for tensile specimens

Table 4 Critical stress intensity factors for laminates

Types of laminates	Critical stress intensity factors	
	K_{Ic} (MPa \sqrt{m})	K_{IIc} (MPa \sqrt{m})
[0/0]	0.657 (0.012)	3.851 (0.115)
[0/30]	0.490 (0.066)	3.156 (0.304)
[0/45]	0.539 (0.109)	3.187 (0.294)
[0/60]	0.500 (0.109)	3.265 (0.391)

() : Standard deviation

3.851 MPa \sqrt{m} 로 모우드 II 임계응력강도계수 K_{IIc} 가 모우드 I 임계응력강도계수 K_{Ic} 보다 5.9배 크게 평가되고 있다.

Table 4에서처럼 균열면에서의 섬유방향에 따른 층간파괴인성치를 고찰해 보면 모우드 I 임계응력강도계수는 균열면에서의 섬유방향이 [0/30]인 경우 0.490 MPa \sqrt{m} , [0/45]인 경우 0.539 MPa \sqrt{m} , [0/60]인 경우 0.500 MPa \sqrt{m} 로 거의 비슷하게 나타났지만 균열면에서의 섬유방향이 [0/0]인 경우보다 낮게 나타났다.

모우드 II 임계응력강도계수는 균열면에서의 섬유방향에 따라 [0/30]인 경우 3.156 MPa \sqrt{m} 이고, [0/45]인 경우는 3.187 MPa \sqrt{m} , [0/60]인 경우는 3.265 MPa \sqrt{m} 로 균열면에서의 섬유방향에 따라 [0/0]인 경우보다 모우드 I의 경우처럼 낮게 나타났다. 이는 균열면에서의 섬유방향에 따라 [0/0]인 시편에서는 균열면에서의 섬유방향에 따라 [0/30], [0/45], [0/60]인 시편의 경우와 달리 적층판 성형시 fiber-bridging 현상이 생겨 균열전전에 필요한 파괴에너지를 증가시켰기 때문이라 판단된다. 또한 Table 2와 Table 3과 같이 균열면에서의 섬유방향에 따라 [0/0]인 시편에 대한 임계에너지방출율을 구해보면 모우드 I 임계에너지방출율 G_{Ic} 는 36.5 J/m²이고 모우드 II 임계에너지방출율 G_{IIc} 는 328.8 J/m²으로 모우드 II 임계에너지방출율이 모우드 I 임계에너지방출율보다 9배 더 크게 나타났다.

4.2 혼합모우드 층간파괴인성치의 고찰

Table 5는 균열면에서의 섬유방향에 따라 [0/0]인 시편에 혼합모우드 하중을 가했을 때의 초기균열길이비에 따른 층간파괴인성치를 나타낸 것이다.

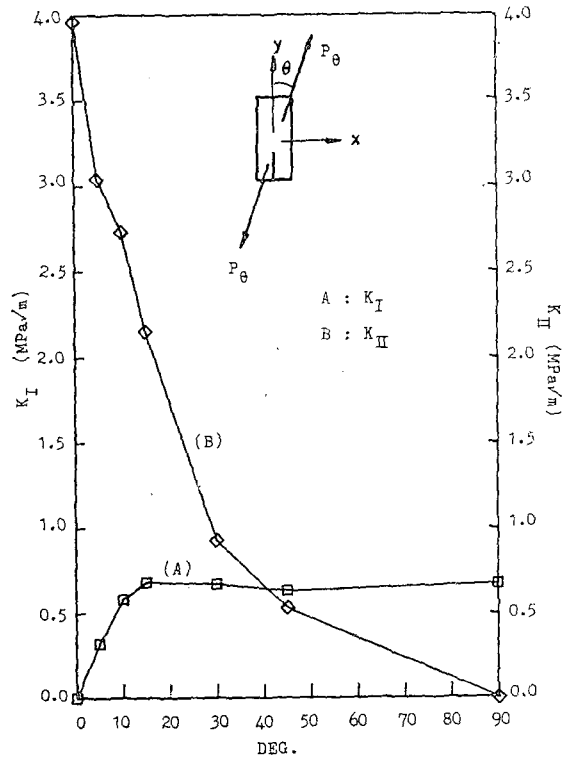


Fig. 5 K_I and K_{II} with various loading directions for $a/c=0.4$ of [0/0] laminate

Table 5 Stress intensity factors for Mixed-mode with various loading angles and crack lengths of [0/0] laminates

Angle (DEG.)	Stress intensity factors	Crack lengths		
		0.4	0.5	0.6
0°	K_I	0	0	0
	K_{II}	3.965	3.736	3.141
5°	K_I	0.324	0.370	0.507
	K_{II}	3.041	2.654	2.612
10°	K_I	0.583	0.566	0.653
	K_{II}	2.371	2.023	1.727
15°	K_I	0.683	0.638	0.642
	K_{II}	2.153	1.537	1.120
30°	K_I	0.671	0.627	0.745
	K_{II}	0.927	0.677	0.603
45°	K_I	0.632	0.647	0.666
	K_{II}	0.531	0.400	0.310
90°	K_I	0.673	0.644	0.655
	K_{II}	0	0	0

Unit : MPa/ \sqrt{m}

Fig. 5, 6, 7에서처럼 혼합모우드 하중을 받을 때 응력강도계수와 하중각도와와의 관계를 고찰하면 모우드 I 응력강도계수 K_I 은 하중각도 θ 가 15° 보다 큰 범위에서는 거의 일정한 경향을 나타내지만 모우드 II 응력강도계수 K_{II} 는 하중각도 θ 가 증가함에 따라 민감하게 감소하는 경향을 나타내고 있다. 이는 하중각도 θ 가 증가함에 따라 모우드 II 하중상태에서 모우드 I 하중상태로 변해 임계하중 P_θ 의 값이 감소하기 때문이다.

적절한 혼합모우드 파괴결정조건식을 결정하기 위해 Fig. 8, 9, 10에서와 같이 균열면에서의 섬유방향이 $[0/0]$ 이고 초기균열길이비가 0.4, 0.5, 0.6인 시편에 대해 고찰하면 혼합모우드 층간파괴인성치들은 주어진 혼합모우드 파괴결정조건식들에 대체로 잘 적용되고 있지만 실험결과치의 분산 때문에 적절한 한가지의 혼합모우드 파괴결정조건식을 정하기가 어렵다.

4.3 파단면 해석

탄소섬유강화 복합재료의 층과 층의 접착부 또는 기지와 섬유사이의 접착부에서는 등방성재질과는 달리

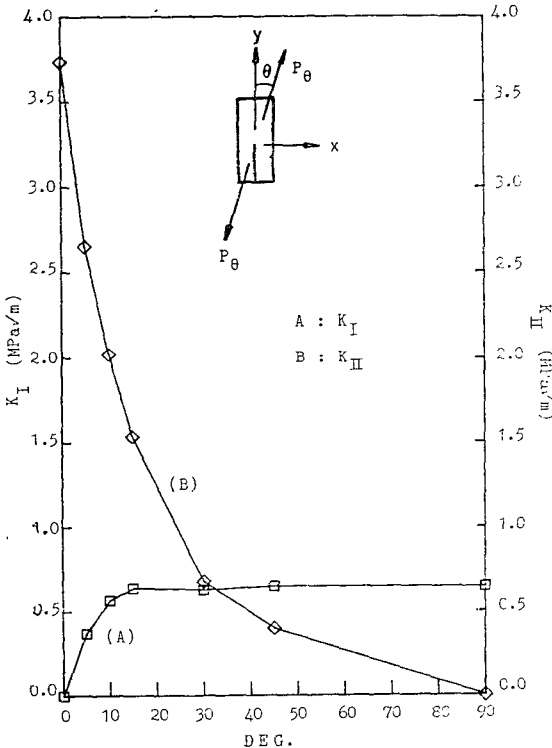


Fig. 6 K_I and K_{II} with various loading directions for $a/c=0.5$ of $[0/0]$ laminate

기지의 비늘형상의 파면현상(hackle)과 미세균열의 분지현상(branching of microcracks) 등의 복잡한 파단면 양상들이 나타난다.⁽¹⁵⁾.

Fig. 11에서 보는 바와 같이 전자현미경으로 관찰한 파단면 사진을 조사해 보면 (a), (b) 및 (c)처럼 모우드 II 하중을 받는 경우는 기지와 섬유사이의 접촉분리현상(debonding)과 섬유와 섬유사이의 기지에서 생긴 비늘형상의 파면현상이 생기며 층간전단응력 등에 의한 기지의 미세균열 분지현상도 관찰할 수 있다.

(d), (e)처럼 모우드 I 하중을 받아 파괴된 경우는 모우드 II 하중때와는 달리 기지의 미세균열 분지현상은 거의 나타나지 않으며 기지와 섬유경계면에서 기지의 벽개현상(cleavage)이 지배적으로 발생하고 있음을 관찰할 수 있다.

(f)처럼 혼합모우드 하중을 받는 경우는 섬유와 섬유사이의 기지에서 생긴 비늘형상의 파면현상과 기지의 벽개현상을 관찰할 수 있으며 이로 미루어 보면 혼합모우드 하중을 받는 경우는 모우드 I과 모우드 II의 복합적인 하중상태가 파단면의 양상을 결정하고 있음을 알 수 있다.

이처럼 하중상태에 따라 파단면 특성이 변하므로 파단면 사진은 파괴를 유발시킨 응력상태를 예측할 수 있는 정보를 제공해 준다.

5. 결 론

비대칭형상의 실험장치를 이용해 균열면에서의 섬유방향이 $[0/0]$, $[0/30]$, $[0/45]$ 그리고 $[0/60]$ 인 시편에 대해 모우드 I과 모우드 II의 층간파괴인성치들을 구하였으며 균열면에서의 섬유방향이 $[0/0]$ 인 경우에 대해 혼합모우드 파괴결정조건식도 조사해 보았다. 균열면에서의 섬유방향이 $[0/0]$ 일 때의 모우드 II 임계응력강도계수 ($K_{IIc}=3.851 \text{ MPa}\sqrt{m}$)는 모우드 I 임계응력강도계수 ($K_{Ic}=0.657 \text{ MPa}\sqrt{m}$)보다 5.9배 크게 나타났다. Self-similar 균열전파가 보장되는 이 경우에는 모우드 II 임계에너지방출율 ($G_{IIc}=328.8 \text{ J/m}^2$)은 모우드 I 임계에너지방출율 ($G_{Ic}=36.5 \text{ J/m}^2$)보다 9배 큰 값을 나타내었는데 이는 모우드 II 파괴때 기지에 미세균열현상이 지배적으로 일어나 균열전전에 필요한 파괴에너지를 증가시켰기 때문이다. 균열면에서의 섬유방향에 따른 층간파괴인성치를 임계하중때의 응력강도계수로 비교하면 균열면에서의 섬유방향이 $[0/0]$ 인 경우가 $[0/30]$, $[0/45]$ 그리고 $[0/60]$ 인 경우보

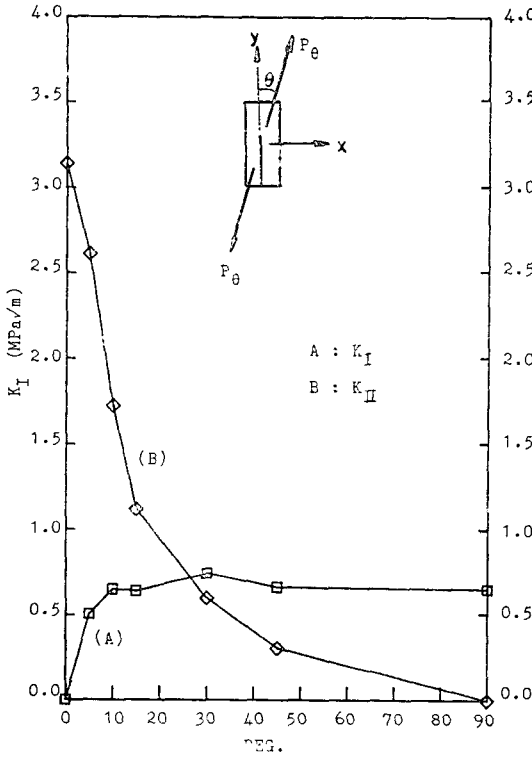


Fig. 7 K_I and K_{II} with various loading directions for $a/c=0.6$ of $[0/0]$ laminate

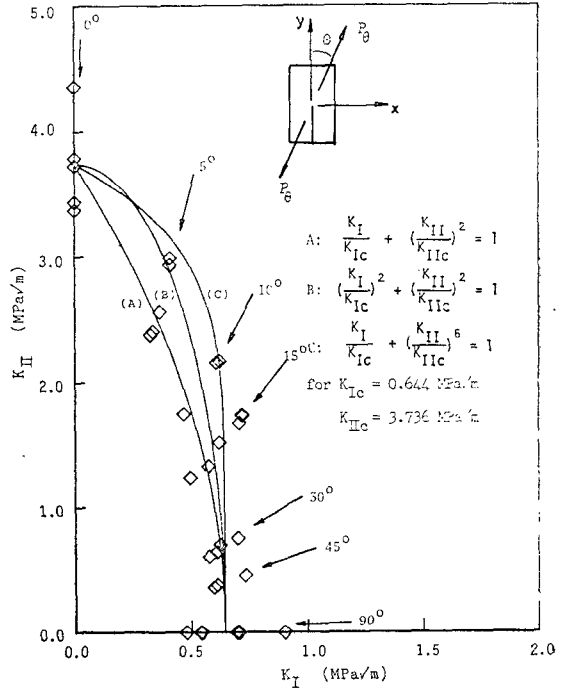


Fig. 9 Mixed mode fracture envelopes for $a/c=0.5$ of $[0/0]$ laminate

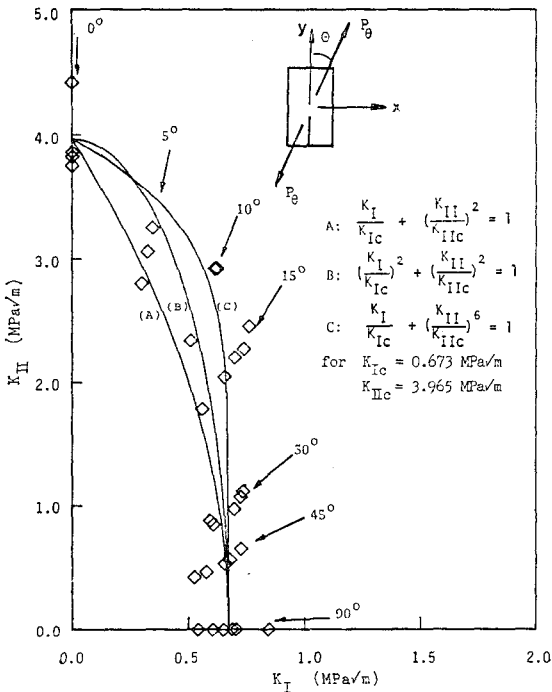


Fig. 8 Mixed mode fracture envelopes for $a/c=0.4$ of $[0/0]$ laminate

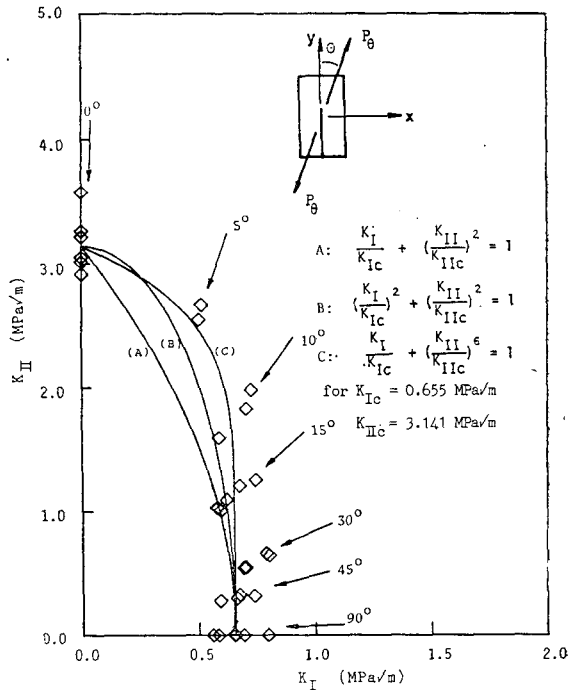
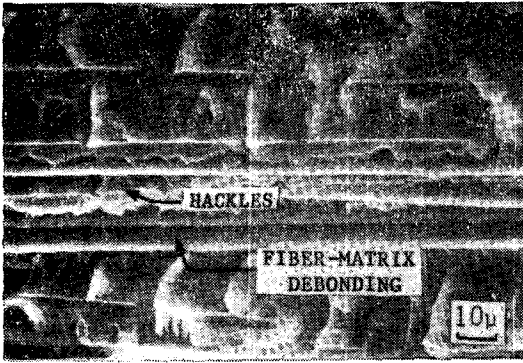
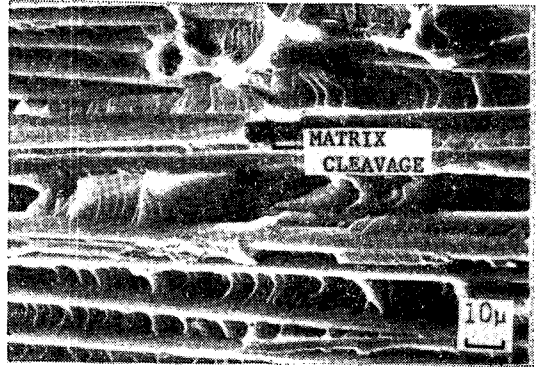


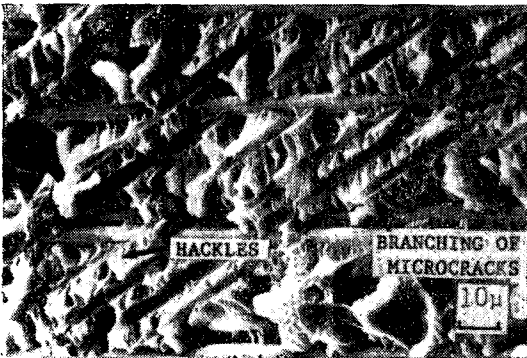
Fig. 10 Mixed mode fracture envelopes for $a/c=0.6$ of $[0/0]$ laminate



(a) Loading angle 0° for [0/0]



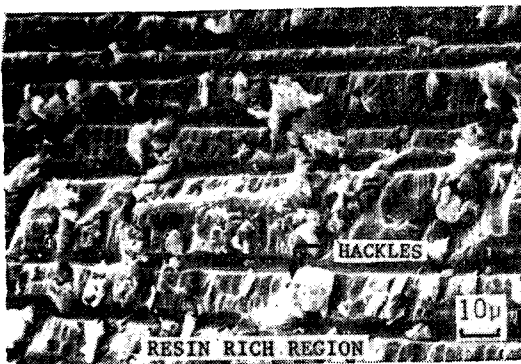
(d) Loading angle 90° for [0/0]



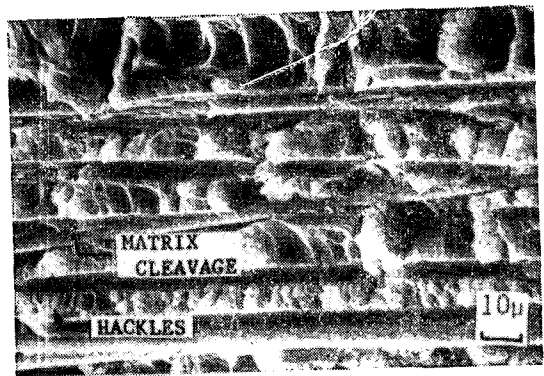
(b) Loading angle 0° for [0/30]



(e) Loading angle 90° for [0/30]



(c) Loading angle 0° for [0/60]



(f) Loading angle 15° for [0/0]

Fig. 11 SEM-micrographs of fracture surfaces of Graphite/Epoxy specimens ($\times 750$)

다 조금 높은 층간파괴인성치를 나타낸다. 이는 적층판의 성형시에 fiber-bridging 현상이 생겨 균열진전에 필요한 파괴에너지를 증가시키고 있기 때문이다. 실험적으로 구한 혼합모우드 층간파괴인성치는 K_{Ic} 와 K_{IIc} 에서 얻은 혼합모우드 파괴결정조건식들에 잘 적용되었으며 혼합모우드 파괴결정조건식들은 혼합모우드때의 파괴를 예측할 수 있는 좋은 정보를 제공해 준다.

참 고 문 헌

(1) M. Arcan, Z. Hashin, and A. Voloshin, A Method to Produce Plane-Stress States with Application to Fiber-Reinforced Materials, *Experimental Mechanics*, pp.141~146, April, 1978

(2) L. Banks-Sills and M. Arcan, An Edge-Cracked Mode II Fracture Specimen, *Experimental Mechanics*, pp. 257~261, Sep., 1983

(3) R.A. Jurf and R.B. Pipes, Interlaminar Fracture of Composite Materials, *J. Composite Materials*, Vol. 16, pp. 386~394, 1982

(4) L. Banks-Sills, M. Arcan, and H.D. Bui, Toward a Pure Shear Specimen for K_{Ic} Determination, *Int. Journ. Fracture*, Vol. 22, pp. R9~R14, 1983

(5) Shahrokh Parhigar, Loren W. Zachary, and C.T. Sun, Application of the Principles of Linear Fracture Mechanics to the Composite Materials, *Int. Journ. Fracture*, Vol. 20, pp. 3~15, 1982

(6) G.R. Irwin. Analysis of Stresses and Strains near the End of a Crack Traversing a Plate, *Trans. ASME, Journ. of Applied Mechanics*, Vol. 24, 1957

(7) G.C. Sih, *Handbook of Stress-Intensity Factors*, Lehigh Univ., Bethlehem, Pennsylvania

(8) L. Banks-Sills, M. Arcan, and H. Gabay, A Mode II Fracture Specimen-Finite Element Analysis, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 19, pp. 739~750, 1984

(9) H. Liebowitz, *Fracture*, Vol. II, Academic Press

(10) H.T. Hahn, A Mixed-Mode Fracture Criteria for Composite Materials, *Composites Technology Review*, Vol. 5, pp.26~29, Spring, 1983

(11) D. Broek, *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, Sijhoff and Noordhoff, pp.337~347, 1978

(12) S.L. Donaldson, Mixed Mode Fracture of Unidirectional Composites, *Mechanics of Composite Review*, pp.117~122, Oct., 1983

(13) ASTM Designation D3039-76, Standard Test Method for Tensile Properties of Fiber-Resin Composites Plastics

(14) ASTM Designation D3518-76, Inplane Shear Stress-Strain Response of Unidirectional Reinforced Plastics

(15) G.E. Morris, Determining Fracture Directions and Fracture Origins on Failed Graphite/Epoxy Surfaces, *Nondestructive Evaluation and Flaw Criticality for Composite Materials*, ASTM STP 696, R.B. Pipes, ED., American Society for Testing and Materials, pp.274~297, 1979

(16) S.H. Yoon, Effects of Fiber Orientations on the Crack Surface on the Interlaminar Fracture Toughness of Gr/Ep Composites, M.S. Thesis, KAIST, 1985