

탄소섬유/에폭시 복합재료의 층간파괴인성에 미치는 균열진전각도의 영향

황진호* · 황운봉**
(1998년 11월 11일 접수)

Effect of Crack Propagation Directions on the Interlaminar Fracture Toughness of Carbon/Epoxy Composite Materials

Jin Ho Hwang and Woonbong Hwang

Key Words: Fracture Toughness(파괴인성), Delamination(층간분리), Interlaminar Ply Orientation(층간 적층각도), Crack Propagation Direction(균열진전각도), Carbon/Epoxy Composites(탄소섬유/에폭시 복합재료), Width Tapered Double Cantilever Beam(WTDCB), End Notched Flexure(ENF), Crack-Tip Splitting(균열선단분열)

Abstract

Interlaminar fracture toughness of carbon/epoxy composite materials has been studied under tensile and flexural loading by the use of width tapered double cantilever beam (WTDCB) and end notched flexure (ENF) specimens. This study has significantly examined the effect of various interfacial ply orientation, α (0° , 45° and 90°) and crack propagation direction, θ (0° , 15° , 30° and 45°) in terms of critical strain energy release rate through experiments. Twelve differently layered laminates were investigated. The data reduction for evaluating the fracture energy is based on compliance method and beam theory. Beam theory is used to analyze the effect of crack propagation direction. The geometry and lay-up sequence of specimens are considered various conditions such as skewness parameter, beam volume, and so on. The results show that the fiber bridging occurred due to the non-midplane crack propagation and causes the difference of fracture energy evaluated by both methods. For safer and more reliable composite structures, we obtain the optimal stacking sequence from initial fracture energy in each mode.

1. 서론

섬유강화 복합재료는 비강도 및 비강성, 피로 특성 등 기계적 특성이 기존의 금속재료에 비해 높아 항공산업을 비롯한 우주 구조물 및 군수분야 등 다양한 분야에서 1차적인 구조용 재료로서 광범위하게 사용되고 있다.

일반적인 복합적층판의 파손모드는 섬유의 파

단, 모재의 미세균열, 섬유와 모재간의 분리, 그리고 섬유의 뽑힘 등의 요소가 상호 결합하여 복잡한 파괴손상거동을 보여준다. 그 중에서도 기존 재료를 적층판 복합재료로 대체하는데 가장 큰 장애요인은 층간분리(delamination)에 취약하기 때문이며, 이것은 적층판 복합재료의 대표적인 파괴모드이자 충격에 의해 나타나는 주요한 손상 중의 하나이다.⁽¹⁾

층간분리 현상은 복합재료 층(layer) 사이의 모재 구간에서 균열이 발생한 것으로, 층간의 수직 응력 또는 전단응력이 그 원인이 된다. 이러한 층간분리는 복합재의 외부에 나타나지 않고 내부

* 현대자동차(주) 승용제품개발 1연구소

** 회원, 포항공과대학교 기계공학과

에서 발생하여 구조물의 강도 및 강성에 현저한 저하를 가져오며 심하면 구조물의 파괴를 유발하기도 한다. 따라서 복합재료가 구조용 부재로서의 안전성과 신뢰성을 향상시키기 위해서는 층간 파괴 문제에 대한 종합적인 평가가 매우 중요하다.⁽²⁾

섬유강화 복합재료의 층간파괴 평가에 관한 연구는 최근 활발하게 진행되어 왔다. 모드 I의 경우는 double cantilever beam(DCB) 시편, 모드 II의 경우는 end notched flexure(ENF), end loaded split (ELS), center notch flexural(CNF) 시편, 혼합 모드의 경우는 ELS, mixed mode bending(MMB) 시편 등을 이용하여 많은 연구가 수행되고 있다.⁽³⁾

층간파괴에 대한 최근의 연구는 층간분리시 발생하는 섬유연계(fiber bridging) 현상에 관한 연구,^(4,5) 파괴인성에 미치는 적층각도의 영향에 관한 연구,⁽⁶⁾ 주사전자현미경(SEM) 분석을 통한 파괴기구 분석,⁽⁷⁻¹⁰⁾ 실험적인 수행의 어려움으로 인해 유한요소법을 사용하여 경계면에서의 파괴인성 변화나 다양한 조건에 대한 해석^(11,12)이 주로 연구되고 있다.

Huang 등⁽⁴⁾은 일방향으로 적층된 유리섬유 복합재료에서 섬유연계에 의해 파괴인성이 증가함을 보였고, Russell 등⁽⁵⁾은 온도와 습도가 파괴에너지에 미치는 영향을 분석하면서 섬유연계에 의해 모드 I 파괴인성이 증가함을 발견하였다. 또한 Hudson 등⁽⁶⁾은 θ/θ 와 $\theta/|\theta$ 를 갖는 적층각도를 사용하여 파괴인성에 미치는 경계면에서의 θ 의 영향을 측정하였다. 파괴기구 해석에 대한 연구로는 Arcan 등⁽⁷⁾이 일방향 적층 그래파이트 복합재료를 이용하여 파손모드에 따른 파단면 특징을 모델링하였으며, Hibbs 등⁽⁸⁾은 다양한 하중조건 하에서 층간파괴거동을 파괴인성, SEM, 파단후 형태 등을 통해 파괴기구를 분석하였다. 또 Smith 등⁽⁹⁾은 모드 I, 모드 II의 파괴기구 및 파손의 특이성을 분석하여 모델링하였으며, 파단면의 특징을 통해 균열진전방향을 결정하였다. Gilchrist 등⁽¹⁰⁾은 여러 방향으로 적층된 탄소섬유 복합재료를 이용하여 각각의 모드에서의 파면 특징과 정적, 피로 파괴의 차이를 광학현미경 및 SEM을 이용하여 분석하였다. 해석적인 접근에 대한 연구로는 Wang 등⁽¹¹⁾은 1, 2차원의 층간분리 진행 문제에 대해 여러 가지 적층각도를 적용하여 해석적으로 접근하여 이를 실험과 비교하였고, Liu 등⁽¹²⁾

은 평판과 원통형 복합재료 보를 이용하여 횡하중이 작용할 때의 손상에 대해 모재의 균열과 층간분리 진전 사이의 상호작용에 대해 유한요소법과 실험 결과를 비교하였다.

모드 I 층간파괴 평가에 있어 WTDCB(width tapered double cantilever beam) 시편을 이용한 연구는 DCB에 비해 매우 미미하다. 이 시편을 통한 연구는 일정한 하중하에서 이론적으로 파괴에너지는 균열길이와 무관하지만 DCB는 균열이 전파됨에 따라 파괴에너지가 증가하게 된다. 따라서 WTDCB에서는 균열길이에 대해 하중이 어떤 특정한 평균값을 갖게 된다는 것이 Hwang 등⁽¹³⁾의 연구에 나타나 있다. 또 Han 등⁽¹⁴⁾은 유리섬유 복합재료를 이용하여 WTDCB 시편형상이 파괴인성에 미치는 영향을 측정하였다. 특히, 시편 두께, 테이퍼진 부분의 비, 균열길이 등 시편체적과 관련된 인자에 대한 분석을 통해 최소한의 시편 조건을 제안하였다. Lee⁽¹⁵⁾는 WTDCB와 double torsion 실험을 통하여 층간분리와 횡방향 균열 사이에 파손모드의 유사성을 비교하였다. 또한 모드 II 층간분리 현상에 대한 연구는 모드 I에 비해 상당히 미흡한 실정이며, 최근에 그 연구의 중요성이 부각되고 있다. Maikuma 등⁽¹⁶⁾은 충격하중이 작용할 때의 모드 II 층간파괴에 대해 CNF 시편을 이용하여 분석하였고, Trethewey 등⁽¹⁷⁾은 모드 II 피로하중 하에서의 층간파괴에 대해 유한요소법과 실험을 통해 연구하였다.

한편, 국내에서는 이 등⁽¹⁸⁾이 고차 판이론을 사용해서 DCB 시편을 얇은 판으로 해석하여 새로운 에너지해방률 식을 제시하였으며, 그리고 이 등⁽¹⁹⁾은 DCB 시편을 이용하여 층간에서 다른 섬유배향각을 가질 때의 모드 I 층간파괴에 대해 연구하였다. 또한 최 등⁽²⁰⁾은 다방향 적층판의 균열 진전에 따른 시험편의 유효 굽힘탄성계수의 변동과 균열 진이에 따른 층간파괴에너지의 변화를 고찰하였다.

섬유강화 복합재료가 실제 구조물에 사용되기 위해서는 적층각도, 적층판의 두께, 적층순서 등 설계변수들에 대해 안전성과 신뢰성을 확보하기 위한 기준이 마련되어야 하며, 특히 실제 적용가능한 적층각도를 갖는 적층판에 대한 연구가 절실하다.

따라서 본 논문에서는 기존의 이론적인 컴플라이언스 방법과 보이론을 사용하여 균열진전방향

(층간분리 진행방향)이 파괴인성에 미치는 영향을 다양한 적층각도 차이를 적용하여 모드 I, II 층간분리에 대해 연구하였다.

2. 이론

2.1 WTDCB 시편의 변형에너지 해방률

2.1.1 컴플라이언스 해석

변형에너지 해방률은 파괴된 면적의 변화에 대한 보에 저장된 변형에너지의 변화율로 정의된다. 여기에 WTDCB의 파괴면적의 변화는 테이퍼진 부분의 비, k 의 함수로 나타낼 수 있으므로, 이를 적용하면 컴플라이언스, C 와 모드 I 변형에너지 해방률, G_{IC} 를 얻는다.⁽¹³⁾

$$C = \frac{\delta}{P} = m_1 a^2 + m_2 \quad (1)$$

$$G_{IC} = -\frac{dU}{dA} = \frac{1}{2} P_C^2 \frac{dC}{dA} \quad (2)$$

$$= k P_C^2 \frac{dC}{d(a^2)} = k m_1 P_C^2$$

여기서, δ 는 균열열림변위, a 는 균열길이, A 는 파괴면적, U 는 위치에너지, P_C 는 임계하중을 나타낸다. 위 식에서 상수 m_1 은 실험에서 구한 컴플라이언스와 균열길이의 관계로부터 선형 최소자승법으로부터 결정된다.

2.1.2 선형보 이론

순수 굽힘하중이 작용할 때의 보의 처짐에 대한 미분방정식에 $x=a$ (보의 고정 끝단)에서의 경계조건을 적용하면 다음과 같은 식을 얻는다.

$$w(x) = -\frac{6Pk}{E_x^b h^3} (x^2 - 2ax + a^2) \quad (3)$$

여기서, w 는 처짐, E_x^b 는 x 축 방향으로의 보의 유효굽힘계수이다. 이때 외팔보 끝 하중점에서의 처짐, δ 는 단일 외팔보에서의 처짐의 두배이다.

$$\delta = 2|w(0)| = \frac{12Pka^2}{E_x^b h^3} \quad (4)$$

따라서 WTDCB 시편의 컴플라이언스와 에너지 해방률은 다음 식과 같다.⁽¹³⁾

$$C = \frac{\delta}{P} = \frac{12ka^2}{E_x^b h^3} \quad (5)$$

$$G_{IC} = kP_C^2 \frac{dC}{d(a^2)} = \frac{12P_C^2 k^2}{E_x^b h^3} \quad (6)$$

2.2 ENF 시편의 변형에너지 해방률

2.2.1 컴플라이언스 해석

ENF 시편에서 파괴면적의 변화는 $dA = bda$ 이므로, 컴플라이언스와 모드 II 임계 변형에너지 해방률, G_{IIC} 는 다음과 같다.

$$C = \frac{\delta}{P} = m_1 a^3 + m_2 \quad (7)$$

$$G_{IIC} = \frac{1}{2} P_C^2 \frac{dC}{bda} = 1.5 m_1 P_C^2 a^2 / b \quad (8)$$

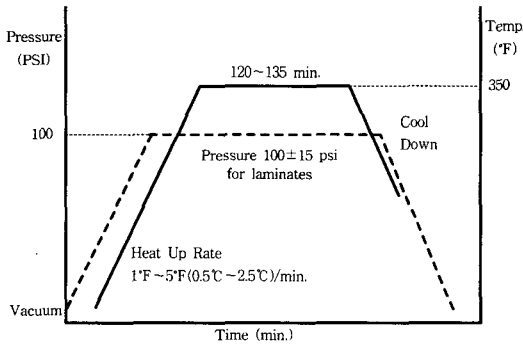
여기서 b 는 시편의 폭이다. 상수 m_1 은 모드 I과 마찬가지로 선형 최소자승법으로 결정한다. 식 (7)에서 WTDCB와의 차이는 컴플라이언스가 균열길이의 세제곱에 관계된다는 점이다.

2.2.2 보이론 해석

ENF 시편의 역학적 적용은 매우 복잡하지만, Carlsson 등⁽²¹⁾의 모델에 의해 보의 자유단 효과와 경화시 생기는 잔류응력 등은 무시하고 보의 휨에 의한 균열표면에서의 미끄러짐으로 인한 에너지 소실을 고려하면, ENF 시편은 3점 굽힘 적층보 모델로 모델링된다. 이 때 ENF 시편에는 횡방향 전단(transverse shear)과 휨하중(flexural loading)이 작용한다. 여기서 횡방향 전단력은 층간전단응력을 발생시켜 균열유발력을 형성시키며 위아래 적층판사이의 상대적인 미끄러짐 변형을 유발하게 된다. 또한 경계면에서의 휨응력은 상부보에서는 인장이 되고 하부보에서는 압축이 되며, 균열 선단에서의 이러한 편차는 모드 II 균열 전파로 나타나는 층간전단응력의 특이성에 의해 없어진다. 균열유발력의 형성에서 지배적인 기구는 시편의 형상과 물성에 의존하므로, 굽힘변형에 민감한 휨기구는 균열길이, 굽힘계수(flexural modulus) 그리고 시편두께에 큰 영향을 받으며, 횡방향 전단

Table 1 Properties of HT145/RS3232 prepreg

Longitudinal modulus (E_1)	118.9 GPa
Transverse modulus (E_2)	8.07 GPa
Shear modulus (G_{12})	4.79 GPa
Poisson's ratio (ν_{12})	0.3
Density(ρ)	1.516 g/cm ³
Long. tensile strength (X_T)	2182 MPa
Long. comp. strength (X_C)	1209 MPa
Trans. tensile strength (Y_T)	56 MPa
Trans. comp. strength (Y_C)	1308 MPa
Ply long. shear strength (S)	94 MPa

**Fig. 1** Curing cycle for HT145/RS3232 carbon/epoxy prepreg.

력의 균열형성기구는 균열길이에 대한 시편두께의 비 그리고 층간 전단탄성계수에 큰 영향을 받는다고 알려져 있다.

여기에 전단변형을 고려한 보이론인 Timoshenko 보이론에 의해서 얻어진 식에 각각의 경계조건을 대입하여 계산하면 전단변형을 고려한 컴플라이언스, C^{sh} 와 모드 II 변형에너지 해방률, G^{sh}_{IIC} 는 다음과 같다.⁽²¹⁾

$$C^{sh} = \frac{2L^3 + 3a^3}{8bh^3E} \times \left[1 + \frac{2(1.2L + 0.9a)h^2E}{(2L^3 + 3a^3)G} \right] \quad (9)$$

$$G^{sh}_{IIC} = \frac{9a^2P_C^2}{16b^2h^3E} \left[1 + 0.2 \frac{E}{G} \left(\frac{h}{a} \right)^2 \right] \quad (10)$$

위의 식 (9)와 식 (10)으로부터, 컴플라이언스 및 변형에너지 해방률에 미치는 층간 전단의 영향을 알 수 있다. 즉, 전단변형을 무시함으로써 생기는 오차는 보가 두꺼울수록 또는 전단강성 (shear rigidity)이 작을수록 커진다. 본 ENF 시편에서는 h/a 가 0.1이 되므로 식 (9), (10)에서 전단변형을 무시하여 계산하면 다음과 같은 모드 II 컴플라이언스 및 변형에너지 해방률을 얻을 수 있다.

$$C = \frac{2L^3 + 3a^3}{8bh^3E} \quad (11)$$

$$G_{IIC} = \frac{9a^2P_C^2}{16b^2h^3E} \quad (12)$$

3. 실험

3.1 시편준비

본 연구에 사용한 재료는 한국화이버에서 제조된 탄소섬유/에폭시 복합재료(HT145/RS3232)로서, 물성과 경화 사이클은 Table 1과 Fig. 1에 나타내었다. 이 프리프레그는 맥도널 더글라스사의 DM S(Douglas Material Specification) 2224, TYPE 1, CLASS T, GRADE 2를 만족한다. 본 재료의 섬유는 TORAY PAN계 T300 grade 탄소섬유이며, 모재는 에폭시 수지를 사용하였고, 경화제는 350 °F 용 DDS를 사용하였다. 섬유의 부피분율은 53.3 % 이다.

모드 I 실험을 위한 시편으로는 WTDCB 시편을 사용하였다. 시편의 형상은 Fig. 2에 나타나 있고, 시편의 테이퍼진 부분의 비는 3이며, 초기 균열은 25 μ m 두께를 가지고 있는 ETFE 릴리스 필름을 적층시 삽입하여 균열을 형성하였다. 그리고 Table 2에 나타난 적층각도로 80층을 적층하였고, 오토클레이브를 사용하여 제작처에서 추천한 경화 사이클로 제조하였다.

WTDCB 형상은 Hwang 등⁽¹³⁾의 연구에 기초하여 제작하였으며, Han 등⁽¹⁴⁾이 제안한 시편높이, 테이퍼진 부분의 비 등의 조건을 만족시켰다. 특히, 보의 두께는 0.5 인치보다 클 때 점탄성 변형 (viscoelastic deformation) 과 소성변형(plastic deformation)을 포함하여 비선형 거동을 최소화시킬 수 있기 때문에 본 연구에서는 80층을 적층하였다.

Table 2 Stacking sequence.

α	θ	Stacking sequence
0		$[0_{40}/0_{40}]$
0	15	$[0_{24}/15_4/0_8/-15_4// -15_4/0_8/15_4/0_{24}]$
	30	$[0_{24}/30_4/0_8/-30_4// -30_4/0_8/30_4/0_{24}]$
	45	$[0_{24}/45_4/0_8/-45_4// -45_4/0_8/45_4/0_{24}]$
45	0	$[0_{40}/45_4/0_8/-45_4/0_{24}]$
	15	$[0_{24}/15_4/0_8/-15_4//30_4/0_8/-30_4/0_{24}]$
	30	$[0_{24}/30_4/0_8/-30_4//15_4/0_8/-15_4/0_{24}]$
	45	$[0_{24}/45_4/0_8/-45_4//0_{40}]$
90	0	$[0_{40}/90_4/0_8/90_4/0_{24}]$
	15	$[0_{24}/15_4/0_8/-15_4//75_4/0_8/-75_4/0_{24}]$
	30	$[0_{24}/30_4/0_8/-30_4//60_4/0_8/-60_4/0_{24}]$
	45	$[0_{24}/45_4/0_8/-45_4//45_4/0_8/-45_4/0_{24}]$

α : Angle between the lower and the upper ply supposed to be in the 0° direction
 θ : Propagation direction of the delamination
 // : Teflon insert

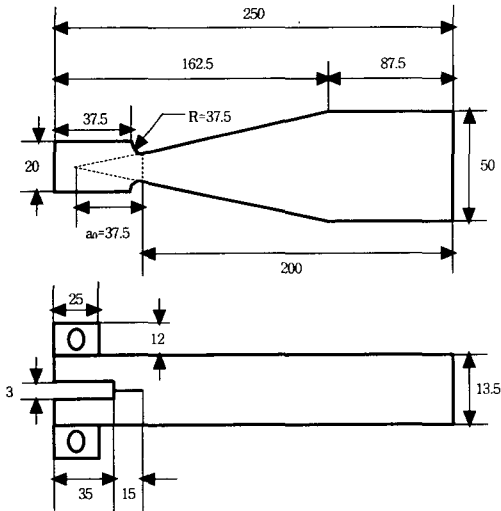


Fig. 2 Width tapered double cantilever beam (WT-DCB) specimen configuration with loading tap.

모드 II 실험을 위한 시편으로는 ENF 시편을 사용하였다. 시편의 형상은 Fig. 3에 나타나 있으며, 초기균열은 역시 $25 \mu\text{m}$ 릴리스 필름을 삽입하여 균열을 형성하였다. 또한 모드 I 시편과 마찬가지로 80층을 동일한 적층각도로 적층하여 경화시켰다.

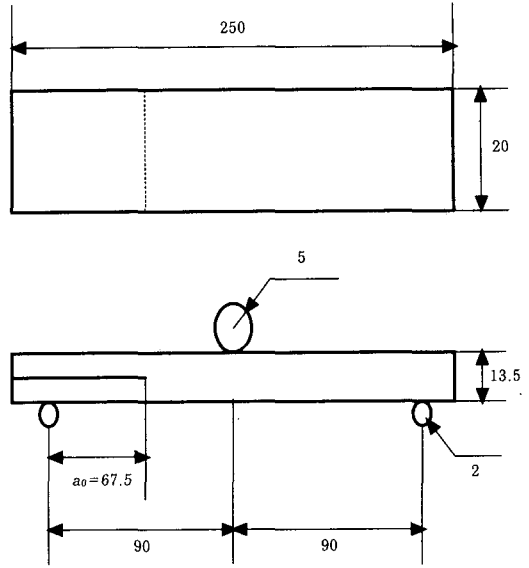


Fig. 3 End notched flexure (ENF) specimen configuration.

ENF 시편의 형상은 Carlsson 등^(21,22)이 제시한 것처럼 시편의 선형적인 거동을 위하여 h/a (thickness-to-crack length ratio)를 0.1로 작게 하였고, a/L (crack length-to-span ratio)를 0.75로 설계하여 안정적인 균열성장이 일어나도록 하였다.

3.2 적층순서 결정

Fig. 4는 본 연구에서 적용된 중립면(층간분리면) 상에서의 위아래 층사이의 적층각도 차이, α 와 균열진전방향, θ 와의 관계를 나타낸 그림이다. 중립면에서 상부 섬유방향을 기준으로 시계 방향으로 α 만큼 회전하여 하부 섬유를 적층하며, 상부 섬유방향에서 θ 만큼 회전하여 균열이 진전한다고 가정하였다. 따라서 층간분리가 성장하는 방향(균열진전방향)은 테프론 필름에 의해 형성된 균열선단에 수직이 되며, 중립면을 따라 진행한다고 가정한다. 이를 적용하여 얻어진 적층판의 적층각도는 다음과 같고, 이를 Table 2에 나타내었다.

$$[0_{24}/- \theta_4^{(1)}/0_8/\theta_4^{(1)}/\theta_4^{(2)}/0_8/- \theta_4^{(2)}/0_{24}]$$

여기서 //는 초기균열을 위한 테프론 필름이 삽입되는 위치이다. 본 연구에서 적용된 균열진전방

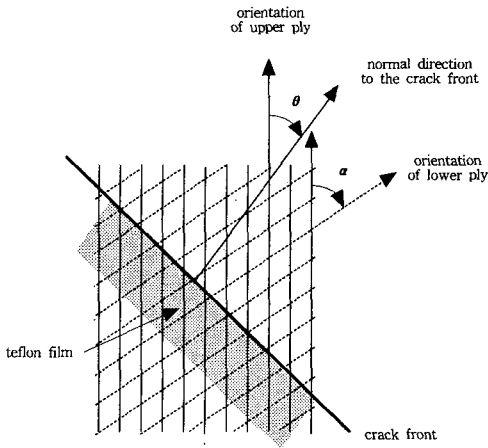


Fig. 4 Relationship between interfacial ply orientation, α and delamination growth direction, θ .

향은 0, 15, 30, 45도이며, 적층각도 차이는 0, 45, 90도이다.

위 적층각도는 경화시 발생하는 열에 의한 잔류응력을 줄이기 위해 $\pm\theta$ 층 수를 최소화하였고, 굽힘 비틀림 결합(bending twisting coupling)에 의한 모드 III 파괴에너지를 제거하기 위해 $\theta/ -\theta$ 적층각을 사용하였다. 또한 Sun 등⁽²³⁾에 의해 제안된 스큐니스 파라미터(skewness parameter), s 가 최소화되도록 하였다. 이 파라미터는 균열전파시 발생하는 균열선단의 기울어짐이나 곡선화되는 경향을 방지하기 위해 고안된 것이다. 스큐니스 파라미터는 다음과 같이 정의된다.

$$s = \left| \frac{D_{16}}{D_{11}} \right| \quad (13)$$

여기서 D 는 굽힘강성행렬이다.

3.3 실험방법

실험은 모드 I 인장실험과 모드 II 굽힘실험을 실시하였다. 모드 I 실험은 MTS를 이용하여 1.0 mm/min의 균열열림변위(crack opening displacement) 속도로 변위제어하에서 하중을 가하였으며, 하중 작용후 매 15초마다 균열길이를 측정하였다. 하중과 변위는 Lab-DAS 카드를 이용하여 매 초마다 기록하였다. 시편에 인장을 주기 위해서

Fig. 2에 나타난 것처럼 알루미늄 로딩탭을 가공하여 이를 3M사의 에폭시 접착제를 이용하여 시편에 붙였고, 특별히 설계된 그립을 이용하여 실험을 수행하였다. 실험중에 탭이 떨어지는 현상은 발생하지 않았으며, 균열길이의 측정을 위해 수정액을 이용하여 시편 옆면을 하얗게 칠하였다.

모드 II 실험은 Shimadzu사의 UTM을 이용하여 1.0 mm/min의 균열전단변위(crack shear displacement) 속도로 변위제어하에서 수행하였으며, 하중 작용후 매 30초마다 균열길이를 측정하였다. 하중은 로드셀에 의하여 측정하였고, 하중과 변위는 x-y 기록기로 기록하였다.

그리고 더 정확한 실험 데이터를 얻기 위해 JIS 표준을 위해 연구를 수행한 Hojo 등⁽²⁴⁾과 Tanaka 등⁽²⁵⁾의 연구를 참고하여 임계하중은 5% 오프셋점(offset point)으로 결정하였으며, 초기 균열을 위한 테프론 필름 두께의 영향 등도 고려하여 수행하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 모드 I 실험

Fig. 5는 $\alpha=90^\circ$, $\theta=45^\circ$ [90/45 경우]일 때 하중과 균열열림변위 곡선의 전형적인 예이다. 이 그림에서 임계하중은 335 N 이고, 440 N 까지 약 30 % 정도의 하중의 증가를 가져왔다. 이러한 하중 증가는 일방향으로 적층된 보의 경우 적층판을 경화하는 도중에 생기는 네스팅(nesting)이 주원인인 섬유연계 현상에 의해 발생하며,⁽²⁶⁾ 위 아래층 사이에 적층각도 차이를 가지고 있는 적층판의 경우에는 중립면에서 균열이 성장하면서 진행되는 균열선단 이외의 지역(비중립면)에서 아임계 균열(subcritical crack)에 의해 또 다른 균열선단이 발생하여 균열이 성장하는 균열선단 분열(crack-tip splitting) 현상⁽³⁾에 의해 네스팅에 의한 섬유연계 현상과는 또 다른 원인의 섬유연계가 발생한다. 이러한 균열선단 분열 현상은 위아래층 사이의 적층각도 차이가 클수록 또는 균열진전각도가 커질수록 더 많이 발생하였으며, 네스팅에 의해 연계된 섬유보다 더 큰 크기의 연계된 섬유가 발생하였다. Fig. 5에서 하중이 선형적으로 증가하다가 일시적으로 감소하는 영역은 균열선단의 분열에 의해 균열이 다른 층으로 전이되

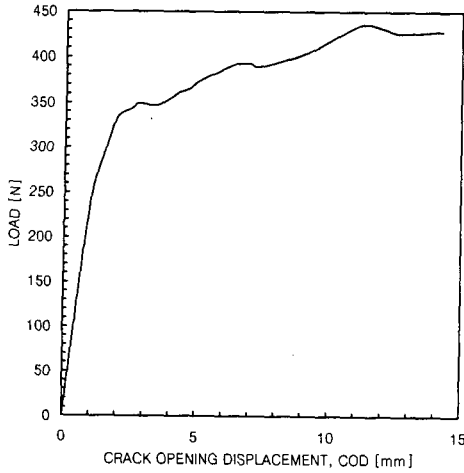


Fig. 5 Typical load versus crack opening displacement curve of mode I fracture [90/45 case].

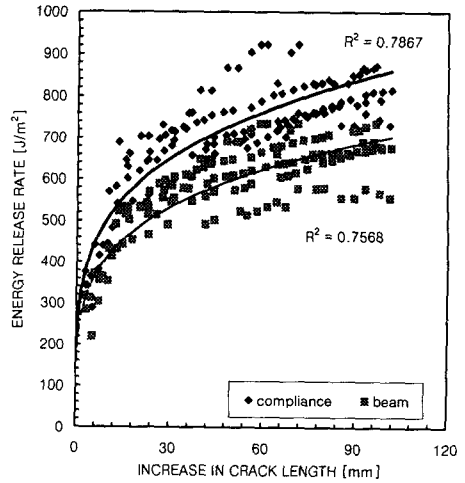


Fig. 7 Sample of energy release rate versus increase in crack length curves for WTDCB specimens [90/15 case].

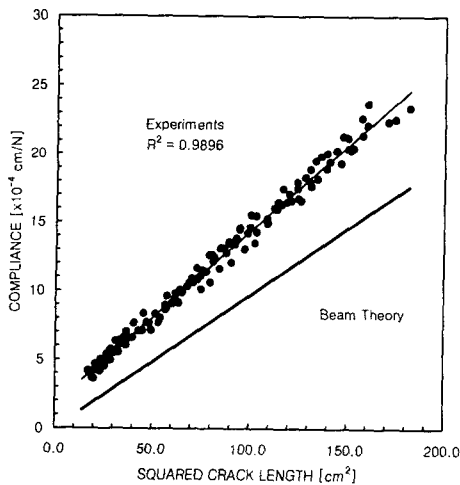


Fig. 6 Relationship between compliance and squared crack length for mode I tests [45/15 case].

면서 일어나는 균열정지(crack arrest)⁽²⁷⁾에 의한 것이며, 실험 중에 이러한 현상을 관찰할 수 있었다.

Fig. 6은 $\alpha=45^\circ$, $\theta=15^\circ$ [45/15 경우]일 때 균열길이의 제곱과 컴플라이언스의 관계를 나타낸 그래프이다. 이 그래프에서 실험에 의한 기울기, m_1 은 보이론을 적용했을 때보다 2배정도 크게 측정되었으며, 그 결과를 아래에 나타내었다. 이

러한 불일치는 비등방성 재료에 대한 보이론의 부정확성, 네스팅과 균열선단 분열 현상에 의한 섬유연계, 비중립면으로의 균열 진전의 전이, 그립의 컴플라이언스를 더하는 것과 같은 실험적인 오차에 의해 발생한다.⁽¹³⁾

$$\text{Experiment} : 2.0 \times 10^{-5} \left[\frac{1}{N \cdot cm} \right]$$

$$\text{Beam theory} : 1.0 \times 10^{-5} \left[\frac{1}{N \cdot cm} \right]$$

Fig. 7은 $\alpha=90^\circ$, $\theta=15^\circ$ [90/15 경우]일 때의 균열길이의 변화에 대한 파괴에너지 그래프이다. 데이터를 평가하는 방법에는 여러 가지가 있으나 본 연구에서는 기본적인 컴플라이언스 방법과 보이론을 사용하였다. Fig. 7에서 모드 I 임계 변형 에너지 해방률은 약 351 J/m²(컴플라이언스 방법)과 288 J/m²(보이론) 정도가 되며, 균열이 성장함에 따라 균열성장저항도 증가한다. 이러한 차이는 컴플라이언스 방법이 섬유연계 현상이 고려되었기 때문이며, 따라서 초기 파괴에너지는 선형보 이론이나 면적 이론을 이용하여 평가하고, 섬유연계 현상이 고려된 파괴에너지는 컴플라이언스 방법을 이용하여 평가하는 것이 바람직하다고 알려져 있다.⁽¹³⁾ 그러므로 본 연구에서는 적층각도 차이를 고려한 균열진전각도의 영향을

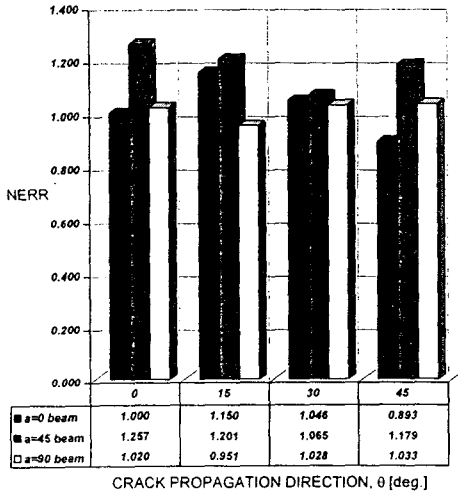


Fig. 8 Normalized initial fracture toughness for mode I tests.

평가시 모드 I과 II 모두 보이론에 의해 계산된 초기 파괴에너지를 이용하여 비교하였다. Fig. 7의 90/15 경우에서도 컴플라이언스 방법이 보이론보다 22% 정도 큰 파괴에너지를 가졌으며, 이것은 Fig. 5와 같은 하중과 균열열림변위 사이의 그래프에서의 하중 증가량과 거의 일치한다. 또한 최대 파괴에너지는 초기 파괴에너지보다 2.5배정도 더 크다.

모드 I 실험 결과로 얻어진 변형에너지 해방률 데이터로부터 $\alpha=0^\circ$, $\theta=0^\circ$ [0/0 경우]의 일방향으로 적층된 적층판의 초기 파괴에너지를 이용하여 각각의 초기 파괴에너지를 일반화시켰다.

$$NERR = \frac{G_C(\alpha, \theta)}{G_C(\alpha=0^\circ, \theta=0^\circ)}$$

$$= \frac{\text{각 경우의 초기 파괴에너지}}{\alpha=0^\circ, \theta=0^\circ \text{ 일 때의 초기 파괴에너지}}$$

여기서 $NERR$ 은 일반화된 에너지 해방률(Normalized Energy Release Rate)이며, α 는 0, 45, 90도이고, θ 는 0, 15, 30, 45도이다.

Fig. 8은 일반화시킨 파괴에너지, $NERR$ 을 균열진전각도, θ 와 적층각도 차이, α 로 나타낸 그래프이다. 그림에서 0 beam은 $\alpha=0^\circ$ 일 때 보이론을 적용하여 계산된 결과임을 의미한다. Fig. 8

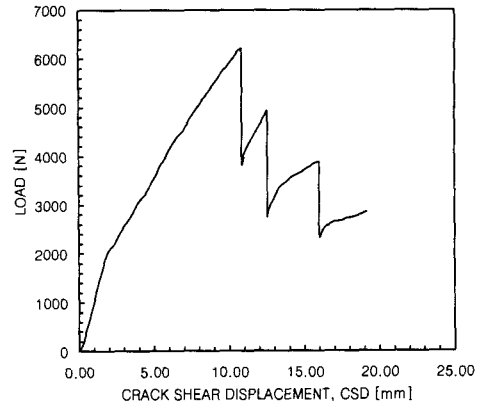


Fig. 9 Typical load versus crack shear displacement curve of mode II fracture [90/30 case].

에서 초기 파괴에너지는 위아래층의 섬유방향의 차이가 없을시($\alpha=0^\circ$)에는 15° 의 균열진전방향을 가질 때 가장 큰 값을 가지며, 섬유방향의 차이가 존재할 시($\alpha=45^\circ, 90^\circ$)에는 균열진전방향이 위아래층의 섬유방향과 45° 를 이룰 때 가장 큰 값을 가진다. 그리고 균열진전방향이 일정할 때는 α 가 90° 의 각도를 갖는 것(cross ply)보다는 45° 의 각도(non-cross ply)를 가질 때 파괴인성이 더 크게 나타났으며, α 가 0° 일 때는 균열진전각도에 따라 α 가 90° 의 각도일 때의 파괴에너지와 비교하여 크거나 작은 값을 가졌다. 이것은 균열진전방향과 위층 또는 아래층 섬유방향이 45° 를 이룰 때 균열진전에 대한 저항과 재료의 파괴분율 변화에 의한 모재간의 접촉면적이 최대가 되며, 상하보의 강성의 차이 등의 재료물성의 변화에 의해 적층각도에 따라 초기 파괴에너지가 변화되기 때문으로 사료된다. 또한 모드 I 파괴에너지만 고려된 설계시에는 $\alpha=45^\circ$, $\theta=0^\circ$ [45/0 경우]일 때 모든 적층각도에 대해 최대값을 가졌다.

4.2 모드 II 실험

Fig. 9는 $\alpha=90^\circ$, $\theta=30^\circ$ [90/30 경우]일 때 하중과 균열전단변위 곡선의 전형적인 예이다. 그림에서 임계하중은 2100 N이며 6300 N까지 하중의 증가를 보인 후 재료의 파단이 전단이 아닌

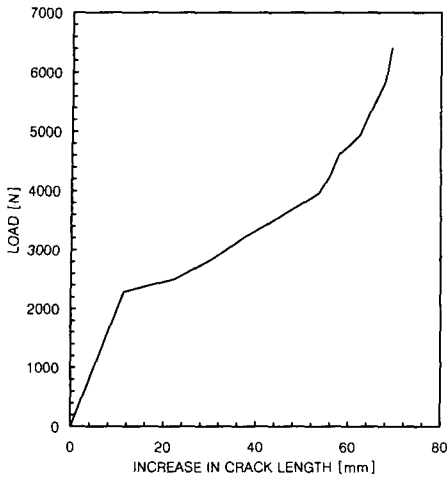


Fig. 10 Sample of load versus increase in crack length curves for an ENF specimen [45/45 case].

굽힘에 의한 섬유유 파단이 발생하면 점차적인 하중 강하를 보인다. Fig. 9에서 기울기가 감소하는 부분은 균열이 전파되어 하중이 일시적으로 감소하는 영역(crack arrest)이다. 또한 모드 I과 마찬가지로 아임계 균열에 의해 균열 진전이 비중립면으로 전이되는 현상을 관찰할 수 있었으며, 그 정도는 모드 I에 비해서는 미미하였다.

Fig. 10은 $\alpha=45^\circ$, $\theta=45^\circ$ [45/45 경우]일 때 하중과 균열길이 증분 사이의 곡선의 한 예이다. 초기 임계하중까지는 선형적인 경향을 보이지만 초기균열이 발생하면서 기울기(하중 증가량)가 감소하였다. 하지만 하중작용점(22.5 mm)을 지나면서 계속적으로 균열이 발생함에 따라 하중이 급격히 증가하게 되며 이로 인해 기울기도 증가하게 된다. 본 45/45 경우의 임계하중은 2300 N 이다.

Fig. 11은 $\alpha=45^\circ$, $\theta=0^\circ$ [45/0 경우]일 때의 컴플라이언스와 균열길이의 세계급과의 관계를 나타낸 그래프이다. 위 그래프에서 실험에 의한 기울기, m_1 은 보이론에 의해 측정된 것보다 1.2 배 정도로 측정되었으며, 그 결과는 다음과 같다.

$$\text{Experiment} : 7.0 \times 10^{-8} \left[\frac{1}{N \cdot \text{cm}^2} \right]$$

$$\text{Beam theory} : 6.0 \times 10^{-8} \left[\frac{1}{N \cdot \text{cm}^2} \right]$$

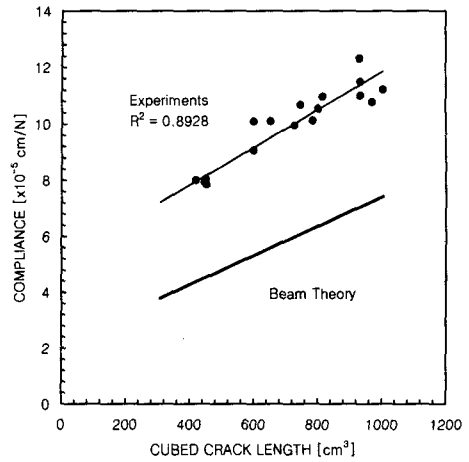


Fig. 11 Relationship between compliance and cubed crack length for mode II tests [45/0 case].

이러한 두 방법 사이의 차이는 비등방성 재료에서의 LEFM(linear elastic fracture mechanics)에 의해 얻어진 보이론의 부정확성, 전단변형을 무시하여 생기는 오차, 균열선단 분열에 의한 비중립면으로의 균열 진전의 전이 및 이로 인한 모드 I 효과의 발생 유무, 컴플라이언스 방법이 균열전파 길이와 시편길이가 길어야 정확한 값을 얻을 수 있는데 비해 본 시편의 초기균열부터 하중작용점 사이의 간격이 22.5 mm 뿐이므로 발생된 것이라 사료된다.

또한 $\alpha=0^\circ$, $\theta=0^\circ$ [0/0 경우]일 때는 Fig. 11에 의해 나타난 결과와 달리 실험과 보이론에 의해 얻어진 기울기가 거의 같아 두 방법에 의해 계산된 파괴에너지가 거의 동일하며, Table 3의 초기 파괴에너지도 거의 일치함을 알 수 있다. 이것은 Russell 등⁽⁵⁾과 Carlsson 등⁽²²⁾의 연구결과와 유사하며, 시편이 일방향으로 적층된 보(unidirectional laminate)에서만 적용되는 결과이다. 하지만 본 연구에서는 예외적인 경우(45/45 경우)가 있지만 컴플라이언스 방법에 의한 기울기가 보이론에 의해 계산된 결과보다 더 크게 측정되었다. 이러한 기울기 변화는 균열선단 분열에 의해 균열이 비중립면으로 전이되면서 순수한 전단에 의한 모드 II 균열형성기구를 변화시키며, 이로 인해 모드 I 하중상태가 작용되어 인장에 의한 섬유연계가 발생하게 된다. 따라서 ENF에서도 섬유연계 현상이 발생하며, 연계된 섬유의 발생

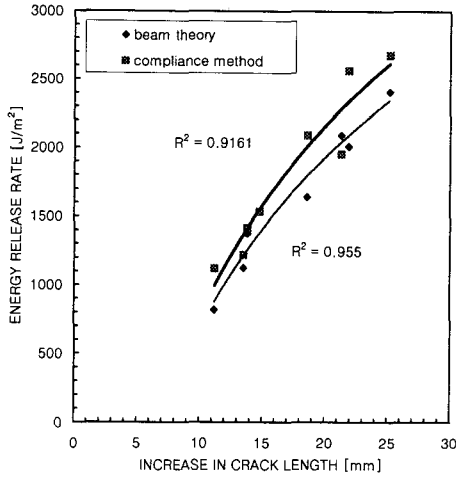


Fig. 12 Sample of energy release rate versus increase in crack length curves for ENF specimens [0/30 case].

량 및 크기는 WTDCB에 비하면 상당히 작으며, 두 방법사이의 기울기 차이도 감소되었다. 또한 α 가 0° 일 때는 균열진전방향에 관계없이 중립면에서는 일방향으로 적층되므로 두 방법에 의해 계산된 파괴에너지는 일치해야 하지만, 시편 전체로는 적층각도가 다르므로 섬유방향이 변하는 층에서 균열선단 분열에 의한 섬유연계가 발생하며, 파괴에너지는 균열진전방향이 45° 로 커질수록 두 방법사이에 차이가 발생하였다.

Fig. 12는 $\alpha=0^\circ$, $\theta=30^\circ$ [0/30 경우]일 때의 균열길이의 변화에 대한 변형에너지 해방률의 그래프이다. 모드 II 역시 모드 I과 마찬가지로 컴플라이언스 방법과 보이론을 사용하여 파괴에너지를 계산하였다. 본 0/30 경우의 경우 모드 II 임계 변형에너지 해방률은 약 991 J/m^2 (컴플라이언스 방법)과 875 J/m^2 (보이론) 정도가 되며, 균열성장저항도 역시 증가하였다. 이러한 균열성장저항의 증가는 비중립면으로 균열 진전이 전이됨에 따라 모드 I 효과의 발생에 의한 섬유연계 현상 때문이라 사료된다. 컴플라이언스 방법에 의한 파괴에너지가 보이론에 의한 것보다 오차가 상당히 크다. 또한 동일한 적층각도(0/30 경우)를 가진 모드 I 파괴인성과 비교해 볼 때 모드 II가 약 2.8 배 크다.

Fig. 13은 모드 II 초기 파괴에너지를 일반화시켜 균열성장방향과 적층각도 차이로 나타낸 그래

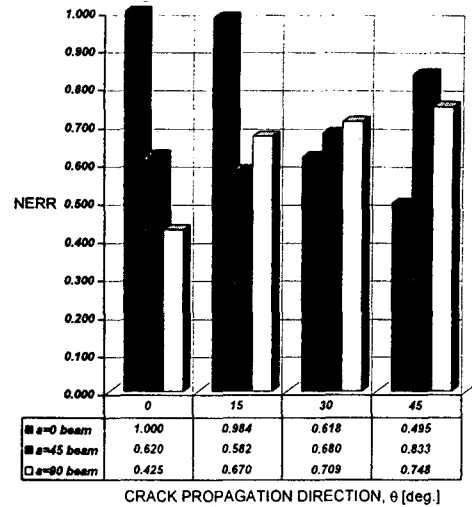


Fig. 13 Normalized initial fracture toughness for mode II tests.

프이다. 그림에서 45 beam은 $\alpha=45^\circ$ 일 때 보이론에 의해 계산된 결과임을 의미한다. 초기 파괴에너지는 위아래층의 섬유배향각의 차이가 없을 시($\alpha=0^\circ$)에는 균열성장방향이 커짐에 따라 감소하지만, 섬유방향이 차이가 존재할 때는 균열진전각도가 증가함에 따라 파괴에너지가 대체적으로 증가하는 경향을 보인다. 이러한 파괴에너지 차이는 주로 시편의 형상과 재료의 물성에 의존하는 모드 II 균열형성기구의 특징으로 시편의 적층각도(ply orientation)에 따라, 특히 하부부의 적층각도에 따라 파괴에너지가 큰 영향을 받을 수 있다. 즉, $\alpha=0^\circ$ 인 경우는 시편이 대칭으로 적층되므로 균열진전각도가 커짐에 따라 중립면에서의 위아래 섬유방향이 0° 에서 45° 로 커져 파괴인성이 감소한다. $\alpha=45^\circ$ 인 경우에 균열진전방향이 0° 와 45° , 15° 와 30° 는 시편 위아래의 적층방향만 반대이므로 동일한 시편이라고 볼 수 있다. 따라서 파괴에너지는 유사한 값을 보여야 하며, 모드 I의 경우는 이를 만족한다. 그러나 모드 II 파괴에너지는 시편 하부부의 적층각이 작을수록 더 큰 파괴에너지를 가짐을 알 수 있다. $\alpha=90^\circ$ 인 경우도 역시 시편 하부부의 섬유방향이 작을수록 파괴인성이 커지는 경향을 보인다. 그리고 $\alpha=90^\circ$, $\theta=0^\circ$ [90/0 경우]일 때 파괴에너지가 모든 적층각도에 대해 최소값을 가지

Table 3 Critical strain energy release rate.

α	θ	G_{IC} [J/m^2]		G_{IIC} [J/m^2]	
		CM	BT	CM	BT
0	0	348	302	1419	1417
	15	419	348	1401	1394
	30	414	317	991	875
	45	339	270	762	701
45	0	455	380	915	879
	15	397	363	958	824
	30	385	322	1004	963
	45	426	357	1213	1181
90	0	360	308	631	602
	15	351	288	1059	950
	30	364	311	1089	1005
	45	386	312	1017	1060

CM : Compliance Method, BT : Beam Theory

며, 이것은 시편 하부의 섬유방향에 90도로 적층되었기 때문이다. $\alpha=45^\circ$, $\theta=45^\circ$ [45/45 경우]에서는 시편 하부부의 섬유방향에 0도의 일방향으로 적층되었기 때문에 파괴에너지가 크게 증가하였다. 모드 II 만 고려된 설계시 $\alpha=0^\circ$, $\theta=0^\circ$ [0/0 경우]의 일방향으로 적층된 보에서 파괴에너지가 최대값을 가진다.

Table 3에 모드 I과 II 파괴인성치를 컴플라이언스 방법과 보이론을 사용하여 계산하였다. Table 3에서 모드 II 파괴에너지는 모드 I의 경우보다 2.0~4.7 배정도 더 큰 값을 가졌다. 이것은 모드 I 파괴보다 모드 II 파괴가 모재에 더 강력한 소성변형을 일으키기 때문이며, 재료의 파면에 큰 차이를 보임을 여러 연구자들에 의해 연구되었다.⁽⁷⁻¹⁰⁾ 또한 컴플라이언스 방법에 의한 파괴에너지는 보이론에 의한 것보다 모드 I의 경우 10~30% 정도 더 크며, 모드 II에서는 -4~16%의 값을 가진다.

4. 결론

WTDCB 시편과 ENF 시편을 이용하여 탄소섬유/에폭시 복합재료의 층간분리시 균열의 진전방향에 대해 다양한 적층각도 차이를 적용하여 층간파괴인성에 미치는 변화를 측정하였다. 본 연

구를 통해 얻은 결론은 다음과 같다.

(1) 컴플라이언스 방법과 보이론의 적용으로 인한 파괴에너지 차이는 모드 I의 경우 네스팅과 균열선단 분열 현상에 의한 섬유연계 현상, 모드 II의 경우 모드 I 하중 효과에 의한 섬유연계 현상이 주요한 원인이다.

(2) 모드 I 파단시 일방향으로 적층된 보의 경우 균열진전각도가 15도일 때, 섬유배향각의 차이가 존재하면 45도의 균열진전각도를 가질 때 큰 초기 파괴에너지를 가지며, 이것은 재료의 물성의 변화와 균열 진전에 대한 저항 및 모재의 접촉면적 차이의 영향이다.

(3) 모드 II에서는 균열성장방향이 커질수록 파괴에너지는 감소하나, 섬유배향각의 차이가 존재하면 시편 하부부의 적층각도가 작을수록 파괴에너지는 커진다. 이것은 시편 하부부의 섬유방향의 변화에 의한 물성의 차이로 보인다.

(4) 모드 I의 경우 균열진전각도가 위층 또는 아래층 섬유방향과 45도를 이룰 때, 모드 II에서는 균열진전각도가 위아래 섬유방향과 일치하게 설계될 때 파괴인성이 최대가 되는 최적의 적층각도를 얻을 수 있다.

후기

본 연구는 1998년도 과학재단 핵심전문연구(981-1003-021-2, 과제명: 복합재료의 충격손상에 관한 연구)에 의하여 연구되었으며, 지원에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Agarwal, B. D. and Broutman, L. J., 1990, *Analysis and Performance of Fiber Composites*, 2nd ed., John Wiley & Sons.
- (2) Friedrich, K., Ed., 1989, *Application of Fracture Mechanics to Composite Materials*, Composite Materials Series, Volume 6, Series Editor: Pipes, R. B., Elsevier Science Publishers B.V., pp. 81~157.
- (3) Hashemi, S., Kinloch, A. J. and Williams, J. G., 1990, "Mechanics and Mechanisms of Delamination in a Poly(ether sulphone)-Fibre Composite," *Composites Science and Technology*,

- Vol. 37, pp. 429~462.
- (4) Huang, X. N. and Hull, D., 1989, "Effects of Fibre Bridging on G_{IC} of a Unidirectional Glass/Epoxy Composite," *Composites Science and Technology*, Vol. 35, pp. 283~299.
- (5) Russell, A. J. and Street, K. N., 1985, "Moisture and Temperature Effects on the Mixed-Mode Delamination Fracture of Unidirectional Graphite/Epoxy," *Delamination and Debonding of Materials, ASTM STP 876*, Editor: Johnson, W. S., pp. 349~370.
- (6) Hudson, R. C., Davidson, B. D. and Polaha, J. J., 1998, "Effect of Remote Ply Orientation on the Perceived Mode I and Mode II Toughness of θ / θ and $\theta / -\theta$ Interfaces," *Applied Composite Materials*, Vol. 5, pp. 123~138.
- (7) Arcan, L., Arcan, M. and Daniel, I. M., 1987, "SEM Fractography of Pure and Mixed-Mode Interlaminar Fractures in Graphite/Epoxy Composites", *Fractography of Modern Engineering Materials: Composites and Metals, ASTM STP 948*, Editors: Masters, J. E. and Au, J. J., pp. 41~67.
- (8) Hibbs, M. F. and Bradley, W. L., 1987, "Correlations Between Micromechanical Failure Processes and the Delamination Toughness of Graphite/Epoxy Systems," *Fractography of Modern Engineering Materials: Composites and Metals, ASTM STP 948*, Editors: Masters, J. E. and Au, J. J., pp. 68~97.
- (9) Smith, B. W. and Grove, R. A., 1987, "Determination of Crack Propagation Directions in Graphite/Epoxy Structures," *Fractography of Modern Engineering Materials: Composites and Metals, ASTM STP 948*, Editors: Masters, J. E. and Au, J. J., pp. 154~173.
- (10) Gilchrist, M. D. and Svensson, N., 1995, "A Fractographic Analysis of Delamination within Multidirectional Carbon/Epoxy Laminates," *Composites Science and Technology*, Vol. 55, pp. 195~207.
- (11) Wang, A. S. D., Slomiana, M. and Bucinell, R. B., 1985, "Delamination Crack Growth in Composite Laminates," *Delamination and Debonding of Materials, ASTM STP 876*, Editor: Johnson, W. S., pp. 135~167.
- (12) Liu, S., Kutlu, Z. and Chang, F. K., 1993, "Matrix Cracking and Delamination in Laminated Composite Beams Subjected to a Transverse Concentrated Line Load," *Journal of Composite Materials*, Vol. 27, No. 5, pp. 436~470.
- (13) Hwang, W. and Han, K. S., 1989, "Interlaminar Fracture Behavior and Fiber Bridging of Glass-Epoxy Composite Under Mode I Static and Cyclic Loadings," *Journal of Composite Materials*, Vol. 23, pp. 396~430.
- (14) Han, K. S. and Koutsky, J., 1981, "The Interlaminar Fracture Energy of Glass Fiber Reinforced Polyester Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 15, pp. 371~388.
- (15) Lee, S. M., 1986, "A Comparison of Fracture Toughness of Matrix Controlled Failure Modes: Delamination and Transverse Cracking," *Journal of Composite Materials*, Vol. 20, pp. 185~196.
- (16) Maikuma, H., Gillespie, Jr., J. W. and Wilkins, D. J., 1990, "Mode II Interlaminar Fracture of the Center Notch Flexural Specimen Under Impact Loading," *Journal of Composite Materials*, Vol. 24, pp. 124~149.
- (17) Trethewey, B. R., Jr., Gillespie, J. W., Jr. and Carlsson, L. A., 1991, "Mode II Cyclic Delamination Growth," *Delamination in Advanced Composites*, Editor: Newaz, G. M., Technomic Publishing, pp. 252~276.
- (18) 이강용, 권순만, 1991, "복합재료의 층간파괴인성," 대한기계학회논문집, 제15권, 제5호, pp. 1479~1485.
- (19) 이택순, 최영근, 1995, "탄소섬유/에폭시 복합재료의 Mode I 층간파괴거동에 미치는 섬유배향각의 영향에 관한 연구," 대한기계학회논문집, 제19권, 제2호, pp. 391~401.
- (20) 최낙삼, Kinloch, A. J., 1998, "모드 I 하중조건하에 있는 다방향 적층 복합재료의 층간파괴거동," 대한기계학회논문집 A권, 제22권, 제3호, pp. 611~623.
- (21) Carlsson, L. A., Gillespie, J. W., Jr. and Pipes, R. B., 1986, "On the Analysis and Design of the End Notched Flexure(ENF) Specimen for Mode II

- Testing," *Journal of Composite Materials*, Vol. 20, pp. 594~605.
- (22) Carlsson, L. A., Gillespie, J. W. and Trethewey, B. R., 1986, "Mode II Interlaminar Fracture of Graphite/Epoxy and Graphite/ PEEK," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 5, pp. 170~187.
- (23) Sun, C. T. and Zheng, S., 1996, "Delamination Characteristics of Double-Cantilever Beam and End-Notched Flexure Composite Specimens," *Composites Science and Technology*, Vol. 56, pp. 451~459.
- (24) Hojo, M., Kageyama, K. and Tanaka, K., 1995, "Prestandardization Study on Mode I Interlaminar Fracture Toughness Test for CFRP in Japan," *Composites*, Vol. 26, No. 4, pp. 243~ 255.
- (25) Tanaka, K., Kageyama, K. and Hojo, M., 1995, "Prestandardization Study on Mode II Interlaminar Fracture Toughness Test for CFRP in Japan," *Composites*, Vol. 26, No. 4, pp. 257~267.
- (26) Johnson, W. S. and Mangalgiri, P. D., 1987, "Investigation of Fiber Bridging in Double Cantilever Beam Specimen," *Journal of Composites Technology and Research*, Vol. 9, pp. 10~13.
- (27) Tohgo, K., Hirako, Y., Ishii, H. and Sano, K., 1996, "Mode I Interlaminar Fracture Toughness and Fracture Mechanism of Angle-Ply Carbon/ Nylon Laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol. 30, No. 6, pp. 650~661.
- (28) 홍순영, 1995, "계면처리와 스티칭이 복합적 층판의 파괴거동에 미치는 영향 연구," 포항공과대학교 석사학위 논문.