

모드 I 하중조건하에 있는 다방향 적층 복합재료의 층간파괴거동

최 낙 심* · Kinloch, A. J.**

(1997년 7월 18일 접수)

Delamination Behavior of Multidirectional Laminates under the Mode I Loading

N. S. Choi and A. J. Kinloch

Key Words : Multidirectional Laminates(다방향 적층판), Interlaminar Fracture Mechanisms(층간파괴기구), Mode I Loading(모드 I 하중), Effective Flexural Modulus(유효 휨탄성계수), Fracture Energy G_{IC} (파괴에너지)

Abstract

The delamination fracture of multidirectional carbon-fiber/epoxy laminates under the Mode I condition has been studied using the modified beam analysis for a fracture mechanics approach. It was found that the variation of fracture energy G_{IC} with increasing length of the propagating crack exhibited a minimum for the pure interlaminar fracture and a maximum for the intraply fracture, i. e. a rising "R-curve", which was strongly affected by the degree of fiber bridging and crack-tip splitting arising in the global delamination. The maximum G_{IC} value was significantly dependent on such types of delamination as no crack jumping, crack jumping into the adjacent ply and edge-delamination. It was shown also that the value of "effective flexural modulus" estimated from the modified beam analysis increased much with the development of fiber bridging behind the crack tip.

1. 서 론

탄소섬유강화 복합재료(CFRP)는 비강도와 비강성 측면에서 탁월한 성능을 보이므로 기계구조물에 적용할 경우 큰 이점을 갖추고 있다. 그러나 대부분의 CFRP는 적층식의 내부구조를 갖고 있으므로 층간파괴에 취약하며, 복합재료 제작시에 형성될 수 있는 미시균열이나 공동 혹은 복합재료 사용중

에 받게되는 충격하중에 의한 손상으로 CFRP내에 층간파괴가 유도될 수 있는 것이다. 만일 층간파괴가 발생하게 되면 복합재료의 탄성계수가 저하될 뿐만 아니라 강도와 수명도 상당히 나쁜 영향을 받게 되어, 기계구조물의 설계 및 사용시에 이를 고려해야 할 것이다.

복합재료의 층간파괴에 관해서 많은 연구가 이미 보고되고 있으며 이들의 대부분은 일방향($0^\circ/0^\circ$ 섬유적층) 적층판의 층간파괴에너지 G_{IC} 의 결정법과 관련되었다.^(1~11) 즉, 층간파괴에너지를 선형탄성 파괴역학(LEFM)을 통한 임계 변형에너지 해방률(critical strain energy release rate)로서 구한

*회원, 한양대학교 공학대학 기계공학과

**Department of Mechanical Engineering, Imperial College of Science, Technology and Medicine, U. K.

것이다. 또한 복합적층판에서는 외부하중에 대한 균열의 방향에 관계없이 초기균열이 층간에 구속된 상태로 진전하므로, 층간파괴시에는 여러 가지 모드의 파괴형태, 즉 모드 I (인장열림),^(1~9) 모드 II (평면내 전단),^(3~8) 혼합모드 I/II^(5~8)가 나타날 수 있다. 대부분의 적층판은 모드 I의 층간파괴가 다른 모드보다 취약하므로, 주로 모드 I의 층간파괴시험을 통해 파괴에너지의 평가와 개선을 꾀하고 있다.

일방향적 층판의 모드 I의 층간파괴에너지는 파괴시발점에서 최저값을 보이며, 초기의 진전동안 증가하여 최대값에 이르는 “파괴에너지 증대곡선 (rising r-curve)”을 나타낸다. 이렇게 파괴에너지가 증대하는 원인은 첫째, 균열선단 뒷부분에서 두 개의 파면을 서로 연결하는 이른바 섬유 효과 (fibre-bridging effects) 때문이며, 이 효과는 균열선단앞에서 일어나는 파손진행영역 (fracture process zone)의 크기 및 균열면 분리의 정도에 영향을 준다.^(1, 2, 5, 6) 둘째, 고분자수지의 인성의 정도가 일방향 적층판의 층간파괴에 매우 중요한 역할을 한다.⁽³⁾ 예를 들어 수지의 연성이 증가하면 균열선단이 더욱 무디어 (blunting) 되고 수지내의 균열진전에 대한 저항이 커진다 할지라도, 균열선단 근처의 단단한 섬유때문에 소성영역의 성장이 제한을 받아 층간파괴에너지가 커지지 않는다. 오히려 수지가 취성적일 경우 복합재료의 층간파괴인성이 커지는데, 이는 균열선단의 갈라짐 (crack tip splitting)이나 섬유의 가교효과가 유발되기 때문이다.

모드 I 하중에 의한 다방향 적층판의 층간파괴인성에 관한 연구도 보고되고 있다.

Nicholls와 Gallagher⁽¹²⁾는 탄소섬유/에폭시 사교 (+θ/-θ) 적층판의 층간파괴에 있어서 섬유방향의 효과를 연구했다. 층간균열은 일방향 적층판처럼 초기 균열면을 따라 개시했지만, 이후 균열이 인접 사교층 (neighboring angle ply)에 전이하여 층내손상 (intraply fracture)이 발생하고 섬유의 가교 및 균열선단의 쪼개짐현상이 커졌다. 따라서 G_{IC} 의 최소값은 균열개시점에서 얻어져 순수 층간파괴 에너지값에 대응했으며, 최대값은 θ가 60°의 경우 최소값에 비하여 약 6배 더 큰 0.82 kJ/m²가 얻어졌다. Chai⁽¹³⁾는 이 최소값이 사용된 수지의 종류에 의존한다고 보고했다. Robinson과 Song⁽¹⁴⁾에 의하면 시험편의 가장자리부를 따라 선재 층간균열을 넣고 파괴시험을 한 결과, 층간파괴가 인접층에

전이하지 않고 의도된 층간에서 진행하여 “파괴에너지 증대곡선”이 나타나지 않았다. Chatterjee, Dick, Pipes⁽¹¹⁾는 다방향 적층판의 층간파괴의 진행은 동일평면내 균열성장과 균열의 인접층 전이를 함께 수반한다고 했으며, Bradley, Corleto, Goetz⁽¹⁶⁾는 균열의 전이와 섬유가교가 발생하지 않는다면 적층형식이 바뀌어도 모드 I의 파괴인성치는 거의 동일하다고 하였다.

본 연구의 목적은 모드 I 층간파괴역학의 이론을 검토 및 정리하고 탄소섬유/에폭시 다방향 적층판의 적층구조에 따른 모드 I 층간파괴기동을 관찰하여 (1) 균열의 진전에 따른 시험편 보의 유효 굽힘탄성계수의 변동, (2) 균열전이의 정도에 따른 층간파괴에너지의 변동을 정량적으로 파악하는 것이다. 또한 “파괴에너지 증대곡선”도 함께 고찰된다.

2. 이론해석의 고찰

적층판의 모드 I 층간파괴에너지는 비선형거동이 클 경우에 J적분법으로 나타내지만, 비선형거동이 그다지 크지 않을 때에는 ASTM 표준⁽¹⁷⁾에 근거하여 선형파괴역학 (LEFM)을 기초로 한 임계에너지해방률 G_{IC} 를 결정하여 구한다. 이를 위해서 쌍외팔보 (double cantilever beam, DCB)형 시험편을 이용하며 시험편의 형상, 하중-변위곡선, 균열길이에 대한 실험데이터가 필요하다. G_{IC} 를 구하기 위해서는 다음과 같은 방법이 있다.

2.1 기존의 에너지 해방률평가법

2.1.1 면적법 (area method)⁽¹⁹⁾

에너지 해방률을 평가하기 위한 가장 직접적인 방법으로 Irwin⁽¹⁸⁾이 제안한 정의를 다음 식과 같이 그대로 활용한다.

$$G_{IC} = -\frac{1}{B} \left(\frac{dU}{da} \right) \quad (1)$$

여기서, U 는 전체에너지, B 와 a 는 시험편의 폭과 균열길이를 가리킨다. 하중-변위곡선이 선형탄성 거동을 보일 경우, 균열이 a 에서 $a+\Delta a$ 로 진전하면 식 (1)은 다음 식 (2)로 간단히 표현할 수 있다.

$$G_{IC} = \frac{1}{2B(\Delta a)} (P_1\delta_2 - P_2\delta_1) \quad (2)$$

여기서, P_1 , δ_1 과 P_2 , δ_2 는 각각 균열길이 a 와 $a + \Delta a$ 에 대응하는 하중, 변위를 가리킨다. 이렇게 구하는 G_{IC} 값은 균열진전에 따른 균열길이의 증분 (Δa)당 전체에너지의 평균적 변화를 나타내며, 실제의 측정값은 분산(scattering) 정도가 상당히 커서 G_{IC} 값을 정확히 구하기 어렵다.

2.1.2 컴플라이언스법 (compliance method)⁽¹⁹⁾

선형거동에 대한 포텐셜에너지는 $U = P\delta/2$ 이기 때문에 컴플라이언스 $C (= \delta/P)$ 를 이용하여 뒷식 (1)을 바꿔 쓰면 다음식 (3)과 같이 된다.

$$G_{IC} = \frac{P^2}{2B} \left(\frac{dC}{da} \right) \quad (3)$$

이 식을 활용하기 위해서는 P - δ 곡선에서 정확한 $C(a)$ - a 곡선을 구해야 하므로 충분히 많은 데이터 점들이 필요하며, 이를 위해 안정적인 균열성장장어 층간과괴에너지 평가의 전제조건으로 된다.

2.1.3 선형보 해석법 (linear beam analysis)⁽²⁰⁾

DCB 시험편은 Fig. 1(a)에서 알 수 있는 바와 같이 균열선단부 쪽이 고정되어 있는 두 개의 외팔보의 끝단에 하중이 걸리는 형상을 가지므로 선형보 이론을 이용한 다음 식 (4), (5), (6)으로써 G_{IC} 를 구할 수 있다.

$$G_{IC} = \frac{12P^2 a^2}{B^2 h^3 E_{11}} \quad (4)$$

$$G_{IC} = \frac{3P\delta}{2Ba} \quad (5)$$

$$G_{IC} = \frac{3h^3 \delta^2 E_{11}}{16a^4} \quad (6)$$

여기서, h 는 시험편 두께의 1/2을 나타낸다. 또한, DCB 시험편의 길이 축방향 탄성계수 E_{11} 는 컴플라이언스(δ/P)로부터 다음 식 (7)을 이용하여 구할 수 있다.

$$E_{11} = \left(\frac{P}{\delta} \right) \frac{8a^3}{Bh^3} \quad (7)$$

식 (7)을 통해서 식 (4)~(6)은 서로 동일한 식임을 알 수 있다. 그러나, 식 (4)~(7)에서는 Fig. 1 (a)의 시험편에서 일어나는 다음의 영향인자 (a), (b), (c)가 고려되어 있지 않으므로 이들 식으로 G_{IC} 와 E_{11} 값을 구하면 오차가 크게 생긴다.

(a) 균열선단에서 발생하는 회전(rotation) 및 처짐(deflection)

(b) 시험편에서 일어나는 큰 변위(large displace-

ment)

(c) 시험편에 부착된 부하용 금속블록에 의한 강성(stiffening)효과.

따라서, 정확한 G_{IC} 와 E_{11} 값을 구하기 위해 위의 영향인자 (a), (b), (c)를 식 (4)~(7)에 통합해야 한다.

2.2 수정된 선형보 해석법(modified beam analysis)

상기 (a), (b), (c)의 영향인자가 G_{IC} 와 E_{11} 의 계산에 도입되는 과정을 개략적으로 설명하면 다음과 같다.

2.2.1 균열선단의 회전과 처짐에 대한 보정⁽⁶⁾

식 (4)~(7)을 유도할 때에는 종래의 선형보 해석법⁽²⁰⁾은 DCB 시험편이 완전고정된 쌍외팔보(built-in double cantilevers)를 갖는다고 전제하고 있으므로, 외팔보의 뿌리부(균열의 선단부)의 기울기(slope)와 처짐(deflection)이 0으로 가정된다. 그렇지만 인장하중을 받고 있는 실제의 균열 선단부에는 약간의 기울기와 처짐이 존재하므로 “유효균열길이”는 실측값보다 더 크게 나타난다. 따라서 실측값 a 에 균열길이 보정 $\lambda_1 h$ 를 더함으로써 “유효균열길이”를 계산하게 된다. λ_1 는 재료의 탄성계수의 함수인 다음 식

$$\lambda_1 = \sqrt{\frac{E_{11}}{11G_{12}} \left(3 - 2 \left(\frac{\Gamma}{1+\Gamma} \right)^2 \right)} \quad (8)$$

으로 표현되며, 여기서 $\Gamma = 1.18(E_{11}E_{22})^{1/2}/G_{12}$, E_{22} 는 두께방향 탄성계수, G_{12} 는 횡방향 전단탄성계수이다.

2.2.2 큰 변위와 금속블록의 기울음에 대한 보정^(6,8)

Fig. 1(b)와 같이 시험편의 팔보(specimen arm)부분이 큰 변위(large displacement)를 보이면 모멘트 팔로서의 보의 유효길이, 즉 유효균열길이가 실제보다 짧아지게 되므로 P - δ 곡선의 P 값이 크게 나타난다. 또한 금속블록내에 있는 하중점(load point)이 팔보에서 다소 떨어져 있기 때문에 팔보의 큰 변위로 인해 이 블록이 기울어(end block tilting)지면 유효균열길이가 더욱 짧아지게 된다. 따라서 유효균열길이의 짧아짐에 의한 G_{IC} 의 보정계수 F 는 다음식 (9)와 같이 표현된다.

$$F = 1 - \lambda_1 \left(\frac{\delta}{L} \right)^2 - \lambda_2 \left(\frac{\delta h}{L^2} \right) \quad (9)$$

여기서, λ_1 과 λ_2 는 시험편의 기하학적 형상과 관

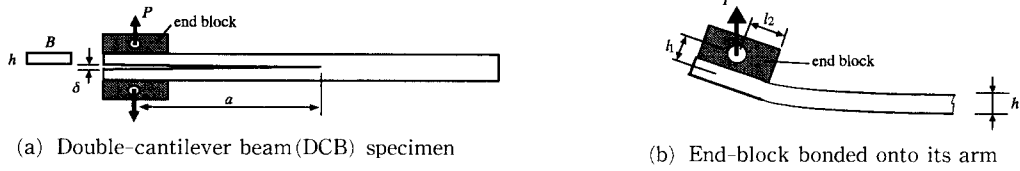


Fig. 1 The mode I interlaminar fracture test.

려된 계수이고, L 은 시험편 팔보의 길이이며, l_1 은 시험편 표면에서 블록내의 하중점까지의 수직거리로서 Fig.1(b)에 표시되어 있다. 모드 I의 DCB 시험편에서는 $L=a$ 이며 $\lambda_1=3/10$, $\lambda_2=3/2$ 이다.

2.2.3 금속블록의 부착으로 인한 강성(stiffening) 효과의 보정^(6, 8)

DCB 시험편에서는 접착된 금속블록을 통해서 하중이 시험편에 전달되므로 이 블록에 의해 야기되는 시험편 팔보(specimen arm)의 강성효과가 컴플라이언스 C 에 영향을 주게 된다. C 의 보정계수 N 은 다음식 (10)과 같다.

$$N=1-\lambda_3\left(\frac{l_2}{L}\right)^3-\lambda_4\left(\frac{\delta l_1}{L^2}\right)-\lambda_5\left(\frac{\delta}{L}\right)^2 \quad (10)$$

여기서, λ_3 , λ_4 , λ_5 는 시험편의 기하학적 형상계수이고 l_2 는 블록길이의 1/2로써 Fig.1(b)에 나타나 있다. 모드 I의 DCB 시험편에서는 $L=a$, $\lambda_3=1$, $\lambda_4=(9/8)(1-(l_2/a)^2)$, $\lambda_5=9/35$ 이다. 따라서 계수 N 은 E_{11} , G_{IC} 의 계산식에도 관계된다.

2.2.4 G_{IC} 와 E_{11} 의 계산식

Hashemi, Kinloch, Williams⁽⁶⁻⁷⁾는 일방향 적층판의 모드 I 파괴를 대상으로 상기의 식 (8)~식 (10)을 통한 보정계수 χ_1 , F , N 의 타당성을 실험적으로 검증하였다. 이들 보정계수를 이용하여 선형보 이론의 결과식 (4), (5), (6), (7)을 보정하면 각각 다음식 (11), (12), (13), (14)와 같이 정리된다.

$$G_{IC}=\frac{12FP^2(a+\chi_1h)^2}{B^2h^3E_{11}} \quad (11)$$

$$G_{IC}=\left(\frac{F}{N}\right)\frac{3P\delta}{2B(a+\chi_1h)} \quad (12)$$

$$G_{IC}=\left(\frac{F}{N^2}\right)\frac{3h^3\delta^2E_{11}}{16(a+\chi_1h)^4} \quad (13)$$

$$E_{11}=\left(\frac{P}{\delta}\right)\frac{8N(a+\chi_1h)^3}{Bh^3} \quad (14)$$

시험편의 길이축방향 탄성계수 E_{11} 와 균열길이

a 를 알고 있을 때, 식 (11)은 하중 P 값을 식 (13)은 변위 δ 값을 측정하여 G_{IC} 값을 구할 수 있음을 나타내며, E_{11} 값을 모를 때에는 a , P , δ 를 모두 측정하여 식 (12)를 통해 G_{IC} 값을 구하게 된다. E_{11} 값은 균열길이와 컴플라이언스를 측정하여 식 (14)로써 구할 수 있으며, 여기서는 균열길이에 관계없이 일정한 값이 됨을 전제로 한다.

가장자리부에 선재 층간균열(edge-predelamination)을 갖는 시험편의 G_{IC} 는 식 (12)를 수정한 다음식 (17)⁽¹⁴⁾을 통해 평가된다.

$$G_{IC}=\left(\frac{F}{N}\right)\cdot\frac{3P\delta}{2B_c(a+\chi_1h)} \quad (15)$$

여기서, B_c 는 시험편의 실제파괴면적의 폭이다. 가장자리부 선재 층간균열은 파괴가 층간에서만 진전되도록 유도하는 역할을 한다고 보고되어 있다.⁽¹⁴⁾

3. 실험

3.1 실험재료와 시험편 제작

연속 일방향 탄소섬유/에폭시 prepreg 테이프 (Fibredux 6376C, 영국 Ciba Geigy plc 제품)를 $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2s}(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2s}$ 와 같이 적층하여 다방향 복합재료판(multidirectional composite panel)을 제작했다. 두께 $12.5\mu\text{m}$ 의 얇은 테프론 필름을 적층판 가운데면에 삽입하여 층간파괴시험시의 초기균열(starter crack 혹은 initial delamination)을 Fig.2(a)와 같이 만들었다. 이 얇은 필름은 초기 균열 앞의 수지과다영역(resin rich region)을 작게 하기 위해 선택된 것이다. 이 복합재료판을 오토클레이브(autoclave)내에서 온도 175°C , 압력 0.67MPa 의 조건으로 2시간 동안 경화시켰다. 제작완성된 적층판의 섬유체적 함유율과 두께는 각각 공칭 65%, 3.4 mm였다.

이 적층판을 절단하여 폭 24.5 mm, 길이 130 mm의 DCB 시험편을 만들었다. 시험편의 길이방향은 적층판내의 0° 층의 섬유방향과 평행하였다.

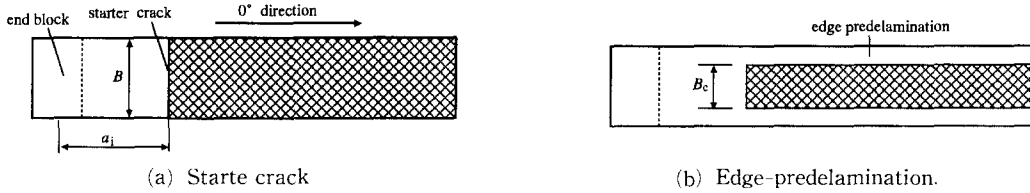


Fig. 2 Initial delaminations in the DCB specimens.

경화과정(curing process)동안 발생하는 열응력으로 인한 시험편의 뒤틀림현상은 나타나지 않았다.

이 시험편의 파괴거동과 비교하기 위해 상기와 똑같은 경화조건하에서 $(45^\circ/-45^\circ)_{12}$ 형 적층구조의 시험편을 제작하였으며, Fig. 2(b)와 같이 시험편 가운데면의 양쪽 가장자리에 각각 폭 8.2 mm의 초기층간균열(edge-predelamination)을 부가한 $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}$ $(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 형 적층구조 시험편도 만들었다.

파괴시험시에 균열선단의 위치를 쉽게 관찰하기 위해 시험편의 한쪽 가장자리면을 흰색 취성페인트(타자기 수정액)로 피막처리하였으며, 1 mm간격으로 눈금을 그려 균열길이 측정을 용이하게 했다.

DCB 시험편에 하중을 가할 수 있도록 양 외팔보 끝부위 표면에 알루미늄 볼록을 접착했다. 볼록과 시험편 표면 사이의 접착력을 좋게 하기 위해 양 표면을 샌드블라스트처리하고 아세톤을 묻힌 천으로 표면이물질을 닦은 다음, 에폭시계 접착제를 칠하여 온도 80°C 에서 2시간 동안 일정압력을 가해 경화접착시켰다.

3.2 층간파괴시험

상기의 시험편을 모드 I의 하중조건하에서 0.5 mm/min의 변위속도로 시험하였다. 동일 실험조건에서 8개의 시험편을 실험하여 데이터를 수집했다. 시험중에는 하중-변위곡선이 레코더에 기록되었고 이동식 광학현미경(travelling microscope)으로 관측한 균열길이를 일정간격으로 하중-변위곡선상에 기입하였다. 시험편의 초기균열길이를 시험후에 시험편의 파면을 관찰함으로써 정확하게 실측하였다. 따라서 외견상으로 측정하여 하중-변위곡선상에 기입한 균열길이를 시험후의 실측 초기균열길이를 기준으로 보정했다.

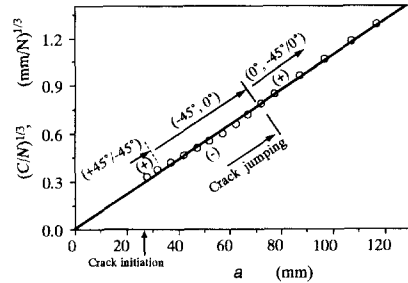


Fig. 3 Results of $(C/N)^{1/3}$ obtained as a function of the corresponding length (a) of the propagating crack for the mode I multidirectional laminate specimen with $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}$ $(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ layup showing the fracture behavior of crack jumping.

4. 결과 및 고찰

4.1 모드 I DCB 시험시의 보정계수

수정된 선형보이론에 근거한 식 (11)~(13)을 이용하여 다방향 적층판의 G_{IC} 를 구할 경우, 보정계수 χ_1 , F , N 를 결정해야 한다. F 와 N 은 각각 식 (9)와 식 (10)을 사용하여 δ 및 기하학적 조건으로부터 구해지며, χ_1 은 시험편의 컴플라이언스 C 와 균열길이 a 의 다음 관계식 (16)⁽⁵⁻⁷⁾를 식 (14)로부터 구하여 실험적으로 결정한다.

$$\left(\frac{C}{N}\right)^{1/3} = \left(\frac{8}{Bh^3E_{11}}\right)^{1/3} \cdot (a + \chi_1 h) \quad (16)$$

$(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}$ $(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 적층 시험편의 $(C/N)^{1/3}$ 값을 a 의 함수로서 측정한 일례를 Fig. 3에 나타낸다. Fig. 3에 표시한 바와 같이 실험값을 근거로 선형보 간선(linear interpolation line)을 그려 a 축의 절편값으로부터 χ_1 을 구하면 평균값이 0.47 ± 0.92 로 얻어진다. 이 값은 일방향 탄소섬유/에폭시 적층시험편의 값(3.0 ± 0.38)⁽⁷⁾보다 훨씬 낮았다. 이것은 균열선단의 뒷부분에 발생된 섬유가교가 균열선단부위의 회전이나 처짐을 작게 했기

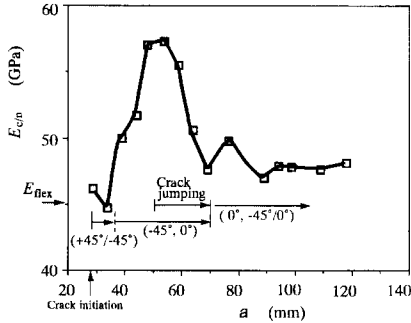


Fig. 4 Effective flexural modulus ($E_{c/n}$) calculated with equation (17) from the measured compliance for each crack length in Fig. 3.

때문인 것으로 생각된다. 또한 평균값의 분산정도가 일방향 시험편보다 상당히 더 크게 나왔는데 이는 섬유가교의 정도가 시험편별로 크게 분산되고 있음을 나타낸다.

한편, 동일시험편에서 $(C/N)^{1/3}$ 의 값이 선형보간선보다 클 때((+)표시)와 작을 때((-)표시)가 나타나는 것은 각 a 에 대응하는 $(C/N)^{1/3}$ 의 기울기가 상당히 변동하고 있음을 가리킨다. 이는 섬유가교의 정도가 균열진전량에 따라 상당히 달랐음을 가리킨다. 균열진전거동을 현미경으로 관찰한 결과는 4.2절과 4.4절에서 언급하지만, 균열선단은 초기균열면인 $+45^\circ/-45^\circ$ 의 층간으로부터 인접 -45° 층을 경유하여 0° 층내와 $-45^\circ/0^\circ$ 층간에 전파하였던 것이다.

$(45^\circ/-45^\circ)_{12}$ 형 시험편과 가장자리부 선재 층간 균열을 가진 $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{28}$ ($45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{28}$ 시험편의 경우에는 χ_i 의 평균값이 각각 0.94 ± 0.97 , -0.21 ± 1.36 으로 측정되었다.

E_{11} 값은 Fig. 3의 각 a 에 대응한 기울기로부터 알 수 있듯이 일정하지 않고 변동하고 있다. 따라서 식 (14)와는 다른 개념으로 균열개시 및 진전에 변동하는 축방향 탄성계수를 유효 휨탄성계수 $E_{c/n}$ 로서 다음식 (17)과 같이 정의할 수 있다.

$$E_{c/n} = \left(\frac{N}{C} \right) \cdot \frac{8(a + \chi_1 h)^3}{Bh^3} \quad (17)$$

Fig. 4는 Fig. 3의 각 a 에서 측정된 $C(=\delta/P)$ 값을 식 (17)에 대입하여 $E_{c/n}$ 값을 구한 결과이다. $a_i=28$ mm의 초기균열길이에 대해 $E_{c/n}$ 값은 균열 없는 적층판의 휨탄성계수($E_{11}=45.1$ GPa)와 동일하였지만, 균열의 진전으로 증가하여 $a=53$ mm에

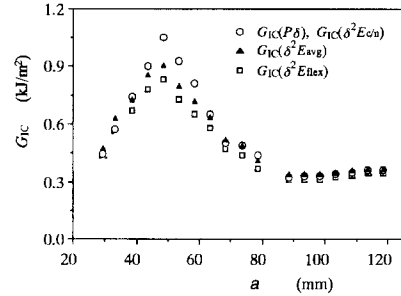


Fig. 5 Values of the mode I interlaminar fracture energy (G_{IC}) measured by the three data reduction schemes for the specimen in Fig. 3, which revealed considerable difference in the peak value.

도달하였을 때 최대값(약 57.3 GPa)을 보였다. 이후 감소하여 $a=69$ mm에서 초기값에 근접한 47.4 GPa까지 낮아졌으며, 그 후의 균열진전에서는 약간의 변동을 보이면서도 낮은 값에 머물렀다. 균열의 개시 및 진전단계에 따라 $E_{c/n}$ 값이 이와 같이 크게 변동하는 것은 균열선단근처의 파괴기구 및 섬유가교거동과 밀접한 관계가 있었을 것이며 특히 $a=53$ mm에서 유효 휨탄성계수에 미치는 섬유가교효과가 가장 컸던 것으로 생각된다. 따라서 균열진전에 따른 $E_{c/n}$ 의 거동에 대한측정은 적층판의 층간파괴시의 섬유가교효과를 파악하는데 유용할 것으로 기대된다.

모드 I 층간파괴에너지 G_{IC} 는 식 (11)~식 (13)로 구할 수 있겠지만, Fig. 4처럼 $E_{c/n}$ 값이 a 에 따라 달라지므로 일정한 탄성계수를 식 (11)과 식 (13)에 대입하면 오차를 상당히 일으킬 것으로 예상된다. 본 연구에서는 두 종류의 일정한 축탄성계수값을 대입하여 식 (13)의 예를 들어 그 오차의 정도를 검토하여 본다. 하나는 손상없는 적층시험편의 3점굽힘시험에 의한 휨탄성계수 E_{flex} 값(약 45.1 GPa)이고, 다른 하나는 Fig. 3의 선형 보간선의 기울기로부터 구한 E_{11} 의 평균값 E_{avg} 이다. 식 (13)으로 구해지는 G_{IC} 값을 탄성계수에 무관한 식 (12)의 결과와 비교하여 Fig. 5에 표시한다. 초기균열길이에서는 식 (12)와 식 (13)의 결과가 같았지만 $a=48$ mm에서 나타나는 G_{IC} 의 최대값에 대해서는 E_{flex} 값과 E_{avg} 값을 대입한 식 (13)의 결과가 식 (12)의 결과보다 상당히 과소평가되어 각각 79%, 85% 정도를 나타냈다. 만일 $E_{c/n}$ 을 식 (17)로써 구하여 식 (11)과 식 (13)의 E_{11} 에 대입하면

그 결과는 식 (12)와 동일하므로, 상기 G_{IC} 의 과소평가는 휨탄성계수가 실제보다 낮게 대입되었음이 그 원인이라고 볼 수 있다. 따라서 다방향 적층 시험편의 층간파괴시에는 섬유가교효과에 의해서 유효 휨탄성계수가 크게 나타날 수 있으므로 G_{IC} 의 측정값은 탄성계수의 영향을 받지 않는 식 (12)에 의거하는 것이 타당하다.

4.2 하중-변위곡선

Fig. 6은 본 연구에서 이용한 다방향 모드 I DCB 시험편의 하중(P)-변위(δ)곡선의 전형적인 예를 보여준다. (이들 P - δ 곡선상에는 균열길이 a 가 표시되어 있다. 따라서 각 a 에 대응하는 P 와 δ 를 이용하여 G_{IC} , $(C/N)^{1/3}$, E_{cin} 의 값들을 각각 식 (12), 식 (16), 식 (17)을 통해 구할 수 있는 것이다.)

$(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 적층 시험편에서는 3가지 형태의 곡선이 관찰되었다. 첫번째 형태는 균열전이과정(crack jumping process)을 갖는 변형 및 파괴거동을 가리키며, 시험편중에서 가장 빈도 높게 나타났다. 이 경우, 균열개시전까지 δ 의 증가와 함께 P 는 선형적으로 증가하였으나, $a = \text{약 } 28 \text{ mm}$ 에서의 균열개시 및 $a = \text{약 } 45 \text{ mm}$ 까지의 균열진전중 P 가 감소하지 않고 대략 일정수준으로 유지되었다. 이 때에는 균열선단부위에서 섬유의 가교현상^(1, 2, 5, 6)이 발생하여 균열의 진전을 방해했던 것으로 생각된다. 그 후, 균열은 약 5 mm정도 불안정하게 빨리 전파하여 하중이 갑작스럽게 떨어지고 다시 느린 균열진전이 일어나 하중이 증가하는, 이른바 “고착(固着)-활강(滑降)거동”(stick-slip behavior)을 반복했다. 모드 I 시험편은 내재적으로 안정한 시험편 형상을 갖고 있으므로,⁽⁷⁾ 이와 같은 불안정한 파괴의 반복적 진행은 시험편의 미시적 파괴기구와 관련되는 것으로 생각된다. 만일 균열의 성장에 필요한 에너지보다 더 큰 탄성에너지가 축적되어 잉여탄성에너지(excess elastic energy)가 안정적 균열진전중에 생기면, 균열은 이 잉여에너지를 운동에너지(kinetic energy)로써 소산시키면서 불안정하게 전파되는 것이다. 세부적인 관찰결과는 4.4절에서 설명하지만, 이 시험편의 균열은 초기균열면인 $+45^\circ/-45^\circ$ 의 층간으로부터 인접 -45° 층을 경유하여 고착-활강거동을 보였으며 0° 층내까지 전이하였던 것이다.

두번째 형태는 균열전이과정을 나타내지 않는

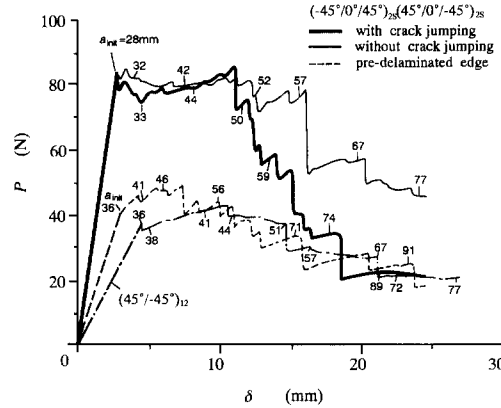


Fig. 6 Typical load (P)-displacement (δ) curves of the mode I DCB specimens for multidirectional carbon-fiber/epoxy laminates with layup of $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ and $(+45^\circ/-45^\circ)_{12}$.

P - δ 곡선으로 균열개시직후의 P 의 수준은 상기의 첫번째 경우와 비슷했으며, 이 하중은 $a = \text{약 } 57 \text{ mm}$ 의 균열성장까지 일정하게 유지되었다. 그 후 균열이 불안정적으로 빨리 진전하여 하중이 갑자기 하강하였으나 균열진전의 정지점(crack arrest point)에서의 하중값은 균열전이가 있는 첫번째 경우의 대응값보다 약 2배로 높았다.

세번째 형태는 가장자리부의 선재 층간균열(edge-predelamination)을 갖는 시험편의 경우로 균열개시점($a_i = 36 \text{ mm}$)에서의 하중값이 첫번째 형태의 대응값의 약 46%로 낮았다. 이것은, 층간파괴에너지 G_{IC} 가 시험편 형태와 무관하여 일정하다고 가정하고 식 (12)와 식 (15)를 통해 하중 P 를 구해보면, 실제균열폭(파괴면적의 폭)과 초기균열길이의 차이때문임을 알 수 있다. δ 가 증가함에 따라 P 는 균열개시점의 P 값보다 증가하였으며 이 때 균열은 $a = \text{약 } 50 \text{ mm}$ 까지 안정적으로 진전했다. 이 후 고착-활강거동을 되풀이하는 균열진전으로 인해 $a = \text{약 } 90 \text{ mm}$ 에서 P 가 최대하중의 49%로 강하했다.

$(+45^\circ/-45^\circ)_{12}$ 적층 시험편에 대한 P - δ 곡선도 Fig. 6에 나타나 있다. 이 시험편의 휨탄성계수 (17.0 MPa)가 상기의 시험편보다 낮기 때문에 P - δ 곡선의 초기 기울기는 다른 곡선의 그것보다 매우 낮음을 알 수 있다. 균열개시 후 δ 의 증가와 함께 하중이 점증적으로 증가하면서 안정적인 균열 전파가 보였는데, 이때의 하중수준은 $(-45^\circ/0^\circ/$

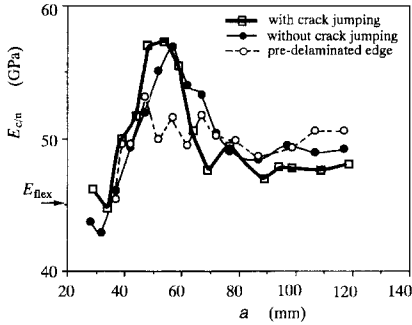


Fig. 7 Plot of E_{cin} versus a , which varied with the type of fracture process of the $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}$ $(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ layup specimens in Fig. 6.

$45^\circ)_{2S}(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 시험편의 균열개시시에 대응하는 하중보다 약 40~50% 낮았다. 이 두 종류의 시험편은 초기균열길이와 시험편 폭이 서로 같으므로 식 (12)를 통해 보면, $(+45^\circ/-45^\circ)_{12}$ 시험편의 G_{IC} 값이 $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}$ $(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 시험편보다 훨씬 낮다는 것을 의미한다. 이러한 안정적 균열전파 후에 이 시험편의 P - δ 곡선에서도 균열의 고착-활강을 나타내는 P 의 급강하 및 정지거동의 반복이 있었다.

4.3 유효 휨탄성계수

Fig. 7은 Fig. 6에 나타난 $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 시험편의 P - δ 곡선으로부터 E_{cin} 의 값을 각 균열길이에 대해 구한 결과이다. 그림에서 균열전이시의 E_{cin} 값의 거동은 Fig. 4의 결과와 같다. 균열의 인접층전이의 유무에 관계없이 E_{cin} 의 최대 값은 균열개시시의 E_{flex} ($=45.1$ GPa)보다 약 27% 증가하여 그 차이가 그다지 보이지 않았다. 그렇지만 균열전전량(Δa)이 E_{cin} 최대값에 대응하는 25 mm ($a=38$ mm) 보다 커졌을 때 인접층(0°)에 균열이 전이한 경우의 E_{cin} 은 급격히 작아져 $a=66$ mm에서 약 47.4 GPa로 되었으며 그렇지 않은 경우보다 E_{cin} 값이 2~3 GPa 낮았다. 이와 같은 E_{cin} 값의 차이는 섬유가교효과가 균열의 인접층전이의 유무에 따라 다르다는 것을 나타낸다. 한편, 가장 자리부의 선재 층간균열을 갖는 시험편의 경우는 E_{cin} 의 최대값(53.2 GPa)이 위의 다른 경우보다 의견상 작게 보이나, Fig. 2(b)에 표시되어 있는 바와 같이 시험편의 실제 균열폭(B_c)이 시험편폭의 1/3임을 감안할 때 예상되는 값 49.2 GPa 보다 훨씬 컸다. 이는 섬유가교의 효과가 가장자리부의

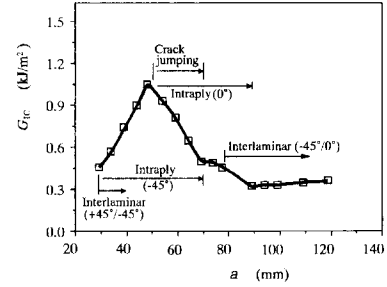
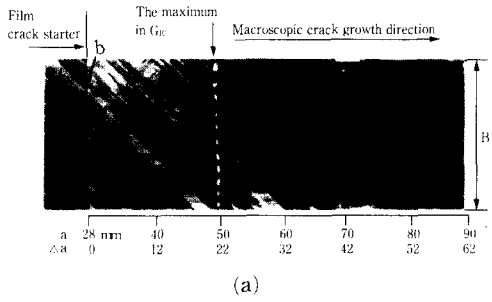


Fig. 8 Plot of G_{IC} versus a for the specimen showing the crack jumping process in Fig. 6.

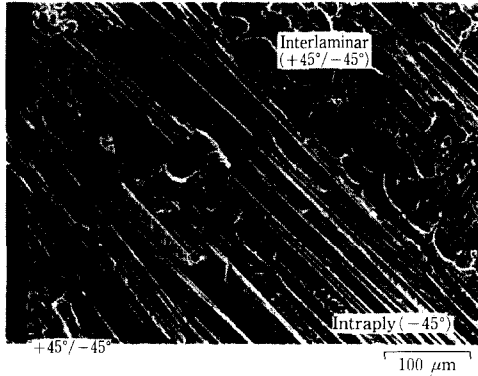
선재 층간균열을 갖는 시험편에서 실제로는 더 컸을 것을 가리킨다.

4.4 파괴에너지와 파괴기구

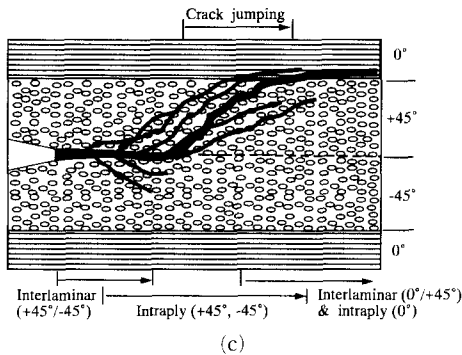
Fig. 8은 Fig. 6의 균열전이를 나타내는 P - δ 곡선으로부터 구한 G_{IC} 가 균열전전에 따라 변동하고 있음을 보여주고 있다. 이에 관련된 시험편의 파면을 전체적으로 관찰한 광학사진과 초기균열선단 근처의 파면을 확대하여 관찰한 주시형 전자현미경사진을 각각 Fig. 9 (a)와 (b)에 나타낸다. 균열이 개시할 때의 G_{IC} 값은 0.46 kJ/m²였으며, 일방향적 층판의 G_{IC} 값(0.28 kJ/m²)⁽⁷⁾보다 훨씬 큼을 알 수 있다. Fig. 9 (a)와 (b)에서 보면, 이 때의 균열은 일부에선 $+45^\circ/-45^\circ$ 의 순수층간파괴였으나 다른 일부에선 인접층(-45°)으로 전이하여 균열끝의 갈라짐(crack splitting)을 유발시키고 층간파괴와 층내파괴의 조합체를 형성하기 시작했다. 이러한 층간파괴와 층내파괴의 조합은 Chatterjee, Dick, Pipes⁽¹¹⁾의 보고결과와 일치한다. 또한 대부분의 국부적인 손상과정이 거시적 파괴(global delamination)의 방향이 아닌 섬유방향으로 성장했음은 수지가 줄부늬 모양(striation pattern)으로 파괴하는 양상을 보아 알 수 있다. 섬유표면에 수지가 덜혀 있는 것은 섬유/수지의 계면부가 양호하게 접촉되었음을 나타낸다. 따라서 균열개시시에 일방향 적 층판의 경우보다 큰 G_{IC} 값이 얻어진 것은 초기균열선단 앞부위에서 층간 및 층내손상이 3차원적 조합으로 형성되고 미시파괴가 섬유길이방향으로 편향되어 진행했기 때문으로 생각된다. 또한 초기균열전선(initial crack front) 근처의 시험편 자유 가장자리부와 교차하는 -45° 층의 섬유가 가장자리부에서 뜯겨져 나왔으며, 이것이 균열의 인접층(0°) 전이를 유도했다. 이렇게 자유 가장자리부의 효과



(a)



(b)



(c)

Fig. 9 (a) Photograph of the fracture surface for the specimen of Fig. 8, (b) scanning electron micrograph taken from the area b in (a) and (c) schematic crack jumping process.

가 다방향적 층판의 균열전이거동에 영향을 준다는 것은 Nicholls와 Gallagher,⁽¹²⁾ Chai,⁽¹³⁾ Robinson과 Song⁽¹⁴⁾에 의해 언급되고 있다. 그들은 균열전이를 억제하기 위해서 10° 이하의 작은 사교각적층을 천거하고 있다.

G_{IC} 의 최대값(1.04 kJ/m²)은 균열의 0° 인접층전이 완료되기 전의 $a=48$ mm에서 얻어졌으며 Fig. 9(a)에서 보는 바와 같이 이때 섬유가교의 정도가 매우 컸음을 짐작할 수 있다. 이후, 전이는

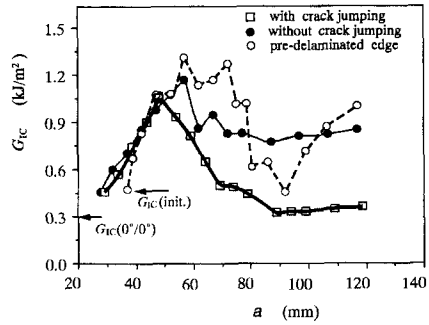
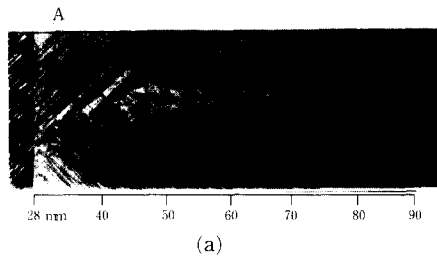
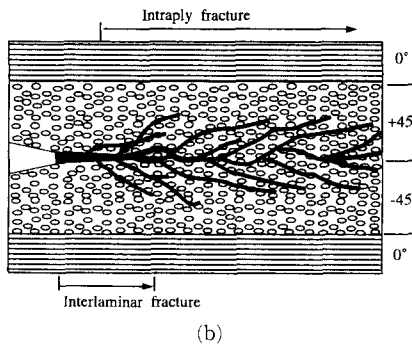


Fig. 10 Three different features of G_{IC} versus a for the $(-45°/0°/45°)_{2S}$ $(45°/0°/-45°)_{2S}$ specimens in Fig. 6, which were attributed to different fracture processes.



(a)



(b)

Fig. 11 (a) Fracture surface photograph of the specimen not showing the crack jumping process in Fig. 6 and 10, and (b) schematic fracture process without crack jumping.

0°층내에 진행하여 약간의 섬유가교효과를 보였다. 이러한 균열의 전이과정을 Fig. 9(c)에 도식적으로 나타냈다. 균열이 $a=75$ mm에서 86 mm까지 빠른 속도로 전파한 뒤 G_{IC} 가 일방향적층판의 층간파괴 에너지값에 근접하는 0.30 kJ/m²으로 떨어졌는데, 이 때에는 평탄한 파면으로 보아 섬유가교가 거의 없음을 알 수 있다.

한편 Fig. 8에 보이는 균열전전에 따른 G_{IC} 의 거동은 동일시험편의 결과임에도 Fig. 7의 E_{cin} 의 거

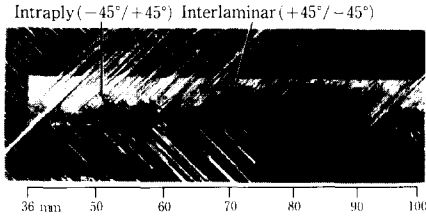


Fig. 12 Fracture surface photograph of the edge pre-delaminated $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2S}$ $(45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ specimen in Fig. 6 and 10.

동과 상당히 달랐는데, 첫째, GIC의 최대값에 대응하는 균열진전량이 E_{cin} 의 경우와 불일치했고, 둘째 균열진이 완료후에 G_{IC} 값은 균열개시때보다 낮아졌지만 E_{cin} 값은 오히려 높았다. 이는 G_{IC} 와 E_{cin} 이 각각 식 (12)와 식 (17)을 통해 구해진 바, 섬유가교효과가 G_{IC} 와 E_{cin} 에 미치는 영향이 다르다는 것을 의미한다.

Fig. 10은 Fig. 6에서 균열전이가 없는 경우와 가장자리부 선재 층간균열이 있는 경우로부터 구한 G_{IC} 의 거동을 Fig. 8의 결과에 덧붙여 보여 준다. 어느 경우에도 균열개시시의 G_{IC} 값은 별차이를 보이지 않았지만 일방향 적층판의 값보다 크게 나타났다. 이는 초기균열 앞쪽에서 형성되는 초기손상영역이 사교적층에 의해서 더 많은 에너지를 흡수하고 있음을 시사한다. 균열전이가 없는 시험편의 파면사진(Fig. 11(a))을 관찰한 결과, 대부분의 국부적 파괴(local fracture)가 거시적인 파괴방향(global delamination direction)이 아닌 45° 방향의 섬유길이방향으로 진행되어 생선뼈 모양(herringbone pattern)의 파면형상이 나타났고 균열개시부위는 자유 가장자리부가 아니라 시험편 내부(Fig. 11(a)의 A영역)였다. 생선뼈 파괴모양의 중앙부위는 파괴진행중에 초기균열면의 인접윗층($+45^\circ$)과 인접아래층(-45°)의 손상이 맞대어진 부위로서 Fig. 11(b)에 도식적으로 나타낸 바와 같이 층간($+45^\circ/-45^\circ$)파괴와 층내($+45^\circ, -45^\circ$)파괴가 섞여져 생성되었던 것이다. 또한, 균열전이가 없는 경우의 G_{IC} 의 최대값은 균열진전량(Δa) 약 30 mm에서 얻어졌으며 균열전이가 있는 경우보다 13%정도 높았고 균열진전과정에서 섬유가교 및 균열의 갈라짐현상이 더 크게 일어났다고 볼 수 있다. 이후 균열이 다소 불안정적으로 진행되고 균열의 고착-활강거동이 보임에 따라 G_{IC} 값은 변동을 하면서도 상당히 감소하여 Δa 가 44 mm($a=72$ mm) 이

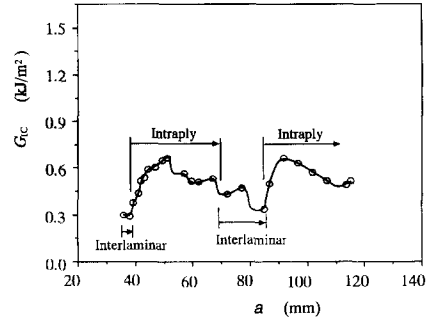


Fig. 13 Plot of G_{IC} versus a for the $(+45^\circ/-45^\circ)_{12}$ specimen in Fig. 6.

상으로 되었을 때 평균 0.8 kJ/m^2 으로 되었다. $a > 72$ mm인 파면의 관찰결과 그 거칠기가 초기 균열성장영역($a=28\sim 58$ mm)보다 훨씬 낮게 보이는 것은 균열의 고착-활강거동에 의해 초기의 균열성장중에 일어났던 역센 섬유가교효과가 완화되고 안정한 균열진전으로 이어졌음을 가리킨다.

가장자리부 선재 층간균열이 있는 경우는 균열전이가 없는 경우보다 G_{IC} 의 최대값이 더 컸다. Fig. 12의 생선뼈모양 파면의 초기 균열진전영역($a=36\sim 72$ mm)에서 보여지듯이 시험편 내부의 중앙부에 위치한 파괴의 기점에서 층간($+45^\circ/-45^\circ$)파괴와 더불어 층내($+45^\circ, -45^\circ$)파괴가 발생하고 국부적 층내파괴(local intraply fracture)는 섬유방향($+45^\circ, -45^\circ$)으로 진행하여 가장자리부의 선재층간균열영역까지 전파했던 것이다. 따라서 섬유가교의 정도가 실제 균열진전영역의 가교효과보다 더욱 커져 균열진전에 대한 저항력이 더 커졌고 이것이 최대 G_{IC} 값의 증대를 초래했다고 생각된다. 그렇지만, 이 결과는 가장자리부 선재층간균열이 순수 층간파괴를 유도한다는 Robinson과 Song의 결과⁽¹⁴⁾에 상반됨을 나타낸다. $a > 72$ mm에서 G_{IC} 값은 균열개시점의 순수층간 G_{IC} 값까지 현격히 낮아졌으며 파면관찰결과 순수층간파괴가 두드러졌다. $a=93$ mm이후에 다시 층내파괴가 유발되고 G_{IC} 값은 증가하게 되었다. 이와 같이 가장자리부 선재 층간균열이 있는 시험편의 경우는 복합된 층간 및 층내 파괴, 순수층간파괴가 교대로 나타나는 특징을 보여 주고 있다.

Fig. 13은 Fig. 6의 $(+45^\circ/-45^\circ)_{12}$ 사교적층시험편의 P - δ 곡선에서 구한 G_{IC} 의 거동을, Fig. 14(a)와 (b)는 그에 대응하는 파면 및 도식적인 파괴기구를 보여준다. 0° 층이 없는 적층구조였기 때

문에 이 시험편은 전혀 균열전이거동을 나타내지 않았다. 균열개시점 ($a=36$ mm)의 G_{IC} 값은 일방향 적층판의 값 (0.3 kJ/m²) 과 유사하였으며 섬유가교가 없는 순수층간균열이 수지파괴 (matrix fracture) 로서 개시하였다. 이는 순수층간파괴시의 G_{IC} 값이 수지성능에 따라 다르지만 인접층의 방향에는 무관하다고 보고한 Chai⁽¹³⁾의 결과 및 Bradley, Cor-

leto, Goetz⁽¹⁶⁾의 결과와 일치했다. 그렇지만 파면에 드러난 섬유가교의 흔적을 나타내는 뿔혀진 섬유들로써 알 수 있듯이, 균열진전시에는 시험편의 자유가장자리에서 일어난 $\pm 45^\circ$ 방향섬유의 뿔힘으로 층내파괴가 진전되었으며 $\Delta a=14$ mm에서 G_{IC} 는 최대값 0.69 kJ/m²을 보였다. 이후 파괴진전은 고착-활강거동을 보이면서 순수층간파괴가 다시 일어나 G_{IC} 값은 균열개시시의 값으로 저하하였다. 이들 층간파괴와 층내파괴는 Fig. 14(b)에 도식적으로 표현한 바와 같이 균열진전과 함께 교대로 일어났으며, G_{IC} 의 최대값은 $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2s}$ ($45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2s}$ 시험편의 최대값보다 훨씬 낮았다.

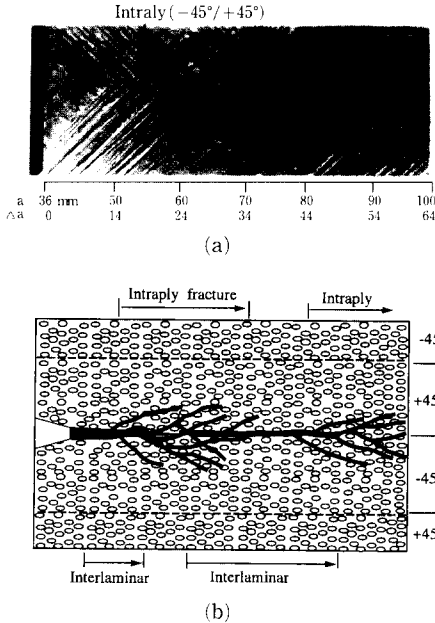


Fig. 14 Fracture surface photograph for the specimen of Fig. 13.

5. 결론

다방향 탄소섬유/에폭시 적층판의 층간파괴거동을 모드 I 하중조건하에서 연구했다. 수정된 선형보 해석법을 이용하여 유효휨탄성계수 E_{cin} 와 파괴에너지 G_{IC} 의 값을 구했다. 균열진전에 따른 E_{cin} 의 거동은 G_{IC} 의 거동과는 다소 달랐으나 섬유가교의 형성에 따라 상당히 증가했다. 본 연구에서 얻은 층간파괴에너지를 Table 1에 요약한다. 같은 $+45^\circ/-45^\circ$ 계면부를 가진 서로 다른 적층구조의 시험편 어느 경우에도, 균열개시시의 G_{IC} 는 일방향적층판의 경우보다 훨씬 큰 값이 얻어졌으며, 균열진전에 따라 층내파괴가 유발되고 G_{IC} 는 균열개시시의 값보다 커져 “ G_{IC} 의 증대곡선”을 나타냈

Table 1 Effects of the types of layup and crack propagation on the mode I delamination fracture energy G_{IC} of multidirectional laminates.

Lay up	Type of cracking	G_{IC} (initiation) (kJ/m ²)	G_{IC} (intrally (45°, -45°), 1st peak) (kJ/m ²)	G_{IC} (propagation) (kJ/m ²)
a	Crack jumping	0.46 ± 0.03	1.07 ± 0.09	0.52 ± 0.06 (intrally (0°))
	No crack jumping	0.46 ± 0.03	1.22 ± 0.08	0.80 ± 0.05 (intrally (45°/-45°), steady state)
	Edge-predelamination	0.47 ± 0.04	1.29 ± 0.11	0.45 ± 0.07 (interlaminar (45°/-45°), minimum)
b	Crack jumping	0.30 ± 0.02	0.69 ± 0.05	0.31 ± 0.03 (interlaminar (45°/-45°), minimum) 0.68 ± 0.05 (intrally (45°/-45°), 2nd peak)

(1) a : $(-45^\circ/0^\circ/45^\circ)_{2s}$ ($45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2s}$, b : $(45^\circ/-45^\circ)_{12}$

(2) Value of G_{IC} : average \pm standard deviation

다. 따라서 G_{IC} 의 최대값은 거시적 파괴에서 차지하는 층내파괴의 정도, 즉 섬유가교(fiber bridging) 및 균열선단의 갈라짐(crack-tip splitting)의 정도에 의해 크게 영향을 받았으며, 최소값은 층간파괴영역에서 얻어졌다. 더욱이 균열진전중의 G_{IC} 의 변동은 적층형식에도 의존하지만 인접층에의 균열진전이 있고 없음에 따라 또한 가장자리부의 선재 층간균열이 있고 없음에 따라 크게 달라졌다.

후 기

본 연구는 교육부 기계공학분야 연구비(과제번호 ME96-C-25)에 의해 수행되었습니다.

참고문헌

- (1) Huang, X. N. and Hull, D., 1989, "Effects of Fiber Bridging on G_{IC} of a Unidirectional Glass/Epoxy Composites," *Composites Science and Technology*, Vol. 35, pp. 283~299.
- (2) Davies, P. and Benzeggagh, M. L., 1989, "Interlaminar Mode- I Fracture Testing," *Application of Fracture Mechanics to Composite Materials*, edited by Friedrich, K., Composite Materials Series Vol. 6, Elsevier Science Publishers B. V., pp. 81~157.
- (3) Bradley, W. L., 1989, "Relationship of Matrix Toughness to Interlaminar Fracture Toughness," *ibid*, pp. 159~187.
- (4) Davies, P., Moulin, C., Kausch, H. H. and Fischer, M., 1990, "Measurement of G_{IC} and G_{IIC} in Carbon Fiber/Epoxy Composites," *Composites Science and Technology*, Vol. 39, pp. 193~205.
- (5) Hashemi, S., Kinloch, A. J. and Williams, J. G., 1990, "The Effect of Geometry, Rate And Temperature on the Mode I, Mode II and Mixed-Mode I / II Interlaminar Fracture of Carbon-Fiber/Poly(ether-ether ketone) Composites," *Journal of Composite Materials*, Vol. 24, pp. 918~956.
- (6) Idem, 1990, "Mechanics and Mechanisms of Delamination in a Poly(ether sulphone)-Fiber Composites," *Composites Science and Technology*, Vol. 37, pp. 429~462.
- (7) idem, 1990, "The Analysis of Interlaminar Fracture in Uniaxial Fiber-Polymer Composites," *Proceedings of Royal Society London*, A427, pp. 173~199.
- (8) Williams, J. G., 1987, "Large Displacement and End Block Effects in the 'DCB' Interlaminar Test in Modes I and II," *Journal of Composite Materials*, Vol. 21, pp. 330~347.
- (9) Jurf, R. A. and Pipes, R. B., 1982, "Interlaminar Fracture of Composite Materials," *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, pp. 386~395.
- (10) Wang, Y. and Williams, J. G., 1992, "Corrections for Mode II Fracture Toughness Specimens of Composite Materials," *Composites Science and Technology*, Vol. 43, pp. 251~256.
- (11) Chatterjee, S. N., Dick, W. A. and Pipes, R. B., 1986, "Mixed Mode Delamination in Laminated Composites," *Composites Science and Technology*, Vol. 25, pp. 49~67.
- (12) Nicholls, D. J. and Gallagher, J. P., 1983, "Delamination of G_{IC} in Angle Ply Composites Using a Cantilever Beam Test Method," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol. 2, pp. 2~17.
- (13) Chai, H., 1984, "The Characterization of Mode I Delamination Failure in Non-woven, Multidirectional Laminates," *Composites*, Vol. 15, pp. 277~290.
- (14) Robinson, P. and Song, D. Q., 1992, "A Modified DCB Specimens for Mode I Testing of Multidirectional Laminates," *Journal of Composite Materials*, Vol. 26, pp. 1554~1577.
- (15) Laksimi, A., Benzeggagh, M. L., Jing, G., Hecini, M. and Roelandt, J. M., 1991, "Mode I Interlaminar Fracture of Symmetrical Cross-ply Composites," *Composites Science and Technology*, Vol. 41, pp. 147~164.
- (16) Bradley, W. L., Corleto, C. R. and Goetz, D. P., 1987, "Fracture Physics of Delamination in Composite Materials," *AFOSR-TR-88-0020*.
- (17) 1978, *American Society for Testing and Materials*, ASTM standard E-399.
- (18) Irwin, G. R. and Kies, J. A., 1954, *Journal of Welding*, Vol. 33, pp. 193~201.

- (19) Williams, J. G., 1984, *Fracture Mechanics of Polymers*, Horwood-Wiley, New York.
- (20) Hashemi, S., Kinloch, A. J. and Williams, J. G., 1989, *Journal of Materials Science Letters*, Vol. 8, pp. 125~129.