

論文

고속하중을 받는 다방향복합적층판의 층간파괴에너지에
미치는 굽힘탄성계수와 섬유가교의 효과

최 낙 삼* · A.J.Kinloch**

**Effects of Flexural Modulus and Fiber Bridging on the
Interlaminar Fracture Energy of Multidirectional Composite
Laminates under High Rate Loading**

N. S. Choi* and A.J.Kinloch**

Abstract

The interlaminar fracture behavior of multidirectional carbon-fiber/epoxy composite laminates under low and high rates of test, up to rate of about 11.4m/s has been investigated using the double cantilever beam specimens. The mode I loading with rates above 1.0m/s had considerable dynamic effects on the load-time curves and thus revealed higher values of the average crack velocity than that expected from a simple proportional relationship with the test rate. The modified beam analysis utilizing only the opening displacement and crack length exhibited an effective means for evaluating the dynamic fracture energy G_{IC} . Flexural modulus increased gradually with an increase of the test rate, which was utilized in the evaluation of G_{IC} . Values of G_{IC} at the crack initiation and arrest were scarcely changed with increasing test rate up to 1.0m/s. However the maximum G_{IC} was much enlarged at 11.4m/s due to the large amount of fiber bridging behind the crack tip. The larger the initial crack length, the smaller the maximum G_{IC} at high rate.

초 록

저속시험 및 약11.4m/s까지의 고속시험을 받는 다방향 탄소섬유/에폭시 복합적층판의 층간파괴거동에 대해 양의팔보(DCB)시험편을 이용하여 연구했다. 모드I의 하중을 1.0m/s이상으로 가한 결과 하중-시간곡선에 동적효과가 발생하여, 시험속도에 비례하는 단순관계식으로 예상되는 것보다 더 큰 균열속도가 나타났다. 시험편 개구변위와 균열길이만을 사용하는 수정된 선형보해석식은 동적인 층간파괴에너지 G_{IC} 를 평가하기 위해 유효했다. 또한 굽힘탄성계수의 실측값은 시험속도의 증가에 따라 증가했는데, 이를 G_{IC} 의 평가시에 고려했다. 시험속도가 1.0m/s까지 증가할 때, 균열개시 및 정지시의 G_{IC} 값은 변화가 없었으나, 11.4m/s의 속도에서 최대 G_{IC} 값은 섬유가교효과의 증대로 크게 증가했다. 또한 초기균열길이가 길수록 고속시의 최대 G_{IC} 값은 저하했다.

* 한양대학교 공학대학 기계공학과

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

1. 서 론

연속섬유강화 고분자 복합재료 (continuous fiber reinforced plastic composites)는 탁월한 비강성과 비강도를 나타내지만 층간박리(delamination)에 대한 저항이 약한 단점을 가지고 있다. 복합재료에 층간박리가 존재하면 강성계수(stiffness)가 저하될 뿐 아니라 강도와 수명에도 나쁜 영향을 주므로 기계구조물의 설계시나 사용시에 신뢰성과 안전성의 상실로 이어진다. 따라서 복합재료의 층간파괴에 대한 저항력과 층간파괴에너지를 정확히 해석하고 정량적으로 평가하고자 하는 연구는 이 단점을 극복하기 위해 매우 중요하다고 볼 수 있다.

복합재료의 층간파괴에 대해서 이미 많은 연구 결과가 보고되었으며 대부분은 일방향적층판(unidirectional laminates)의 층간파괴에너지와 관련되었다[1-6]. 층간파괴거동의 특성을 정량화하기 위한 일반적인 방법으론 선형탄성 파괴역학(linear elastic fracture mechanics)을 통한 임계 변형에너지해방률(critical strain energy release rate) G_c 의 측정이다. 또한 높은 이방성을 보이는 섬유강화 복합적층판 내의 초기 층간균열은 부하방향과 관계없이 층간 근처에 구속된 상태로 진전하는 특성을 보이므로, 층간파괴시에는 여러 가지 모드의 파괴형태, 즉 모드 I (열림형), 모드 II (면내 전단형), 혼합모드 I/II 가 나타날 수 있다. 이들 모드중에서 모드I의 층간파괴 에너지가 다른 모드보다 훨씬 약하므로 주로 모드I의 층간파괴에너지 G_{IC} 에 관한 시험연구가 행해지고 있다.

한편 복합재료가 기계, 선박, 항공우주구조물에 적용되어감에 따라 고속하중에서의 복합재료의 층간파괴거동이 연구 관심사[7-13,15]로 부각되고 있다. 쌍 외팔보(DCB)시험편을 이용하여 Smiley와 Pipes[7], Friedrich 등[8]은 시험속도가 4.2×10^{-6} m/s에서 0.67m/s로 증가함에 따라 일방향 탄소섬유강화 에폭시(CF/EP)와 CF강화 폴리에테르에테르케톤(PEEK)의 G_{IC} 값은 낮은 시험속도시의 약 25%로 크게 감소했으며 연성/취성파괴의 속도영역이 존재한다고 했다. 한편 Beguelin등[9]의 결과를 보면 위의 CF/PEEK시험편의 경우에 고속하중 영역에서 G_{IC} 값이 약 80%수준으로 되었다고 하여 위의 측정결과와 큰 차이를 보여준다. 또한 Aliyu와 Daniel[10]의 결과에 의하면 CF/EP의 G_{IC} 값이 하중속도의 증가에 따라 오히려 증가했다. 이와 같이 서로 상반되거나 차이가 큰 결과가

보고되었던 것은 균열 개시에 대응하는 동적인 하중값의 측정이 연구자의 판단에 따라 달랐던 것이다. 왜냐하면 하중값은 충격파(impact wave), 굽힘파(flexural wave), 전단응력파(shear wave)의 영향을 받아 크게 변동할 수 있기 때문이다.

DCB시험편의 개구변위(opening displacement)와 균열길이를 고속도 카메라로 촬영하여 계측함으로써, 최근 Blackman 등[11]은 CF/EP 및 CF/PEEK 일방향 적층판의 G_{IC} 를 하중속도 2mm/min~15m/s의 범위에서 측정한 결과, CF/EP의 G_{IC} 값은 별로 변화가 없으며 CF/PEEK의 경우엔 5m/s를 초과하면서 약간 감소했다고 보고했다. G_{IC} 값의 계산에 동적하중 대신에 변위값을 이용하면 여러 가지 응력파의 불필요한 영향을 가능한 줄일 수 있어 균열개시시의 G_{IC} 값의 변동폭이 2~8% 정도로 작아졌다.

저자는 다방향적층복합재료의 층간파괴거동을 모드I 정적하중하에서 관찰하여 파괴에너지에 대한 섬유가교의 효과를 연구하였다[14]. 또한 고속도카메라촬영법과 PZT로드셀을 이용하여 다방향적층판의 균열진전중의 개구변위(crack opening displacement), 균열길이, 동적하중을 측정하고 시험속도에 따른 하중-시간곡선과 균열속도를 검토했다[15]. 이 경우에는 하중 속도 $8.33 \times 10^{-6} \sim 11.4$ m/s의 범위에서 탄성계수가 일정하다고 가정하여 층간파괴에너지 G_{IC} 에 대한 충격하중속도의 효과를 연구했다. 본 논문에서는 다방향 적층판의 G_{IC} 값에 미치는 섬유의 가교효과(fiber bridging effect)를 살펴보고, 하중속도에 따른 굽힘탄성계수(flexural modulus)의 변화를 실측함으로써 이를 고려한 층간파괴에너지의 평가 및 초기균열길이의 효과를 검토하고자 한다.

2. 실험방법 및 해석

2.1 다방향 적층시험편

본 연구에서는 일방향 탄소섬유/에폭시 프리프레그 테이프(Fibredux 6376C, 영국 Ciba Geigy plc 제)를 적층한 다방향 복합적층판(multidirectional composite laminate) $(-45^\circ/0^\circ/+45^\circ)_{2S} (+45^\circ/0^\circ/-45^\circ)_{2S}$ 을 이용했다. 이 적층판은 두께 $12.5\mu\text{m}$ 의 얇은 테프론 필름을 적층판 가운데면에 삽입하여 적층하였으며 프리프레그 공급사가 제시하는 경화조건에 따라 오토클레이브내에서 성형했다. 층간파괴시험을 위한 시험편내의

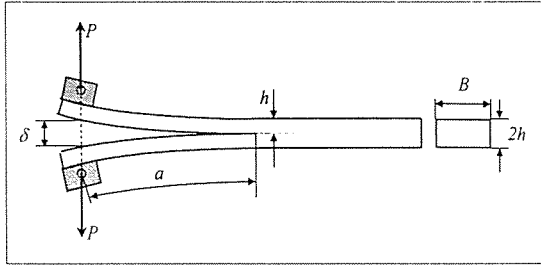


Fig. 1. The double cantilever beam (DCB) laminate specimen

초기균열(starter crack)은 이 얇은 필름으로 형성되었다. 제작한 적층판의 섬유체적함유율은 약 65%, 두께는 약 3.4mm였다.

이 적층판을 다이아몬드 휠 절단기로 절단하여 Fig.1과 같은 폭(B) 24.5mm, 길이 (L) 130~150mm의 쌍 외팔보(DCB)시험편을 만들었다. 시험편의 길이 방향은 적층판내의 0° 층의 섬유방향과 일치시켰다. 파괴시험시에 균열선단의 위치를 쉽게 관찰하기 위해 시험편의 한쪽 모서리면을 타자기용 흰색 수정액으로 피막도포했으며 5mm 간격으로 눈금을 그려 균열길이 측정을 쉽게 했다. 이 시험편에 하중을 가할 수 있도록 양 외팔보의 끝부위에 알루미늄 블록을 접착시켰다.

2.2 정적 층간파괴시험

0.5mm/min, 5mm/min의 변위속도로 DCB시험편을 모드 I의 하중조건에서 인장시험을 하였다. 나사구동식 인장시험기를 이용한 시험중에는 하중-변위 곡선을 레코더에 기록하였고, 이동식 광학현미경을 이용하여 전파하는 균열의 선단부를 확인하고 균열길이를 일정간격으로 계측하여 하중-변위 곡선상에 표시하였다. 따라서 표시된 각 지점은 하중-변위-균열길이(가)가 서로 대응하여 기록된다. 초기 균열길이는 시험이 끝난 후 시험편의 파면을 관찰하여 정확히 실측함으로써 시험중에 외견상 측정된 균열길이를 시험후에 보정했다.

Fig.1과 같은 DCB 적층판시험편을 모드 I 층간파괴 시험에 이용할 때, 파괴에너지는 비선형거동이 그다지 크지 않을 경우 ASTM 표준[16]에 근거한 선형파괴 역학을 기초로 하여 임계변형에너지방출률 G_{IC} 로서 구한다. 시험편이 갖는 두 개의 외팔보는 정반대 방향의 동일 크기의 굽힘하중(모멘트)을 받게 된다. G_{IC} 는 Hashemi, Kinloch, Williams에 의해 수정된 선형보 해석(modified linear beam analysis)[5,6]을 통한 다음식(1), (2), (3)으로써 구할 수 있다.

$$G_{IC} = \frac{12 F P^2 (a + \chi_l h)^2}{B^2 h^3 E_{II}} \quad (1)$$

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

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

$$E_{II} = \left(\frac{P}{\delta} \right) \frac{8 N (a + \chi_l h)^3}{B h^3} \quad (4)$$

여기서 a : 균열길이, P : 하중, δ : 변위, E_{II} : 시험편의 길이방향 탄성계수, B : 시험편의 폭, h : 외팔보의 두께(시험편두께의 1/2), F : 변위가 커짐에 따른 보의 유효길이 보정계수, N : 금속블록의 부착으로 인한 강성효과(stiffening effect)의 보정계수, χ_l : 균열선단의 회전과 처짐으로 인한 균열길이 보정계수이다. 식(4)를 이용하여 외팔보의 굽힘탄성계수를 균열진전중에 구할 수 있는데, 이 식을 통해 식(1), (2), (3)은 모두 동일한 식임을 알 수 있다.

만일 시험편의 형상(a, h, B)과 탄성계수(E_{II}), 보정계수(F, N, χ_l)의 값들을 알고 있으면 하중 P , 변위 δ 를 측정함으로써 G_{IC} 를 구할 수 있는 것이다. 즉, 식(1)은 P 값을, 식(2)는 P 와 δ 값을, 식(3)은 δ 값만을 필요로 한다.

E_{II} 값은 a 와 컴플라이언스($C = \delta / P$)를 측정하여 실험적으로 구할 수 있다. 일방향적층판의 경우 식(4)로부터 $(C/N)^{1/3}$ 을 a 의 함수로서 구하면 선형적 관계에 매우 근접하게 되는데, 이는 일방향적층판의 E_{II} 값이 균열의 진전길이에 그다지 의존하지 않고 일정하기 때문이다. 그렇지만 다방향적층판의 경우엔 균열진전중에 균열선단의 후방부에 섬유가교가 형성되므로 E_{II} 값은 균열진전길이에 의존하여 다를 수 있다[14].

2.3 고속 층간파괴시험

DCB적층시험편의 고속층간파괴시험을 위해 고속유압시험기(Instron Model 1343)를 이용하였다. 고속 파괴시험을 위한 시험편 부하장치의 개략도를 Fig.2에 나타낸다. 티타늄 소재의 족쇠(shackle)는 시험편에 접촉되어 있는 알루미늄 블록을 고정편을 통해 잡아준다. PZT 로드셀(PCB model 208A03)이 하부의 족쇠와 시험기 기저부 사이에 장착되어 시험편에 걸리는 동적

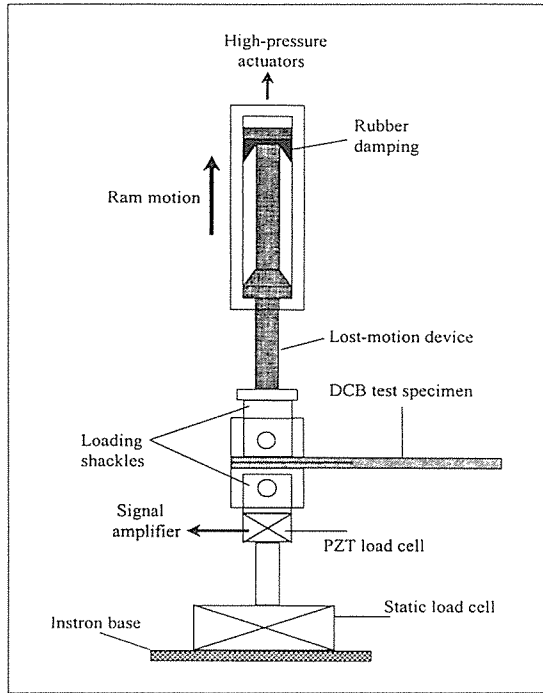


Fig.2. Schematics of loading rigs for the DCB test

하중을 측정할 수 있다. 상부의 축쇠와 시험기의 램사이에는 길이 약 30cm의 티타늄 소재 연결보(lost-motion device)가 있는데, 램은 이 연결보의 일정 위치에 독립적으로 있다가 시험개시 신호에 의해 윗 방향으로 가속 운동을 한 후 등속운동영역에 들어가 연결보의 끝단 돌출부에 타격을 줌으로써 시험편에 인장형 변위가 일정속도로 작용하게 한다. 이때 연결보 끝단의 돌출부에는 두께 1mm의 고무층이 접착되어 있어 램과의 고속충돌시에 탄성적 튀어오름(elastic bouncing)과 고주파의 강한 충격파발생을 완화시킨다. 이 시험기의 램(ram)의 변위는 LVDT 센서와 디지털 오실로스코프(20MHz Gould series)를 통해 변위-시간 곡선을 획득하여 측정한다.

충격파괴시험은 $1.0 \times 10^{-2} \sim 11.4\text{m/s}$ 의 변위속도 범위에서 실시하였으며 고속카메라 (16mm Photec IV, Hadland)를 이용하여 시험편의 변형 및 파괴과정을 촬영하였다. 이 카메라는 촬영속도가 최대 40,000 화면/초 (frames/s)이며 직경 45mm, f2.8 렌즈와 회전식 프리즘을 장착하고 있다. 사용되는 필름은 고해상도의 16mm필름(Eastman 7250)이다. 또한 고속촬영시에 시험편에서의 반사광의 강도를 필름의 감광도에

맞추기 위해서 텅스텐 스폿라이트가 시험편을 비추게 된다. 시험후 필름을 현상하고 프로젝터를 통해 시험편 크기의 10배 정도로 확대함으로써 개개 화면(frame)에서 시험편 양 외팔보의 변위 δ 와 균열길이 a 를 측정했다.

이 고속파괴시험의 결과로서 램의 변위, 동적 하중, 고속도카메라에 의한 시험편의 변위, 균열길이가 측정되었다. 5m/s이상의 시험속도에서 예비실험결과, 시험편의 변위속도(필름상의 변위속도)는 램의 변위속도보다 빨랐는데, 이는 램과의 고속충돌에 의해 시험편 연결보가 가속적으로 튕겼기 때문으로 추정되었다. 따라서 본 연구에서는 필름상에서 구한 변위를 실제개구변위(real opening displacement)로 간주하여 G_{IC} 를 구하는 식(2)과 (3)에 대입했다.

그런데 충격하중이 시험편에 작용하면 여러 가지 충격응력파가 발생하여PZT로드셀에 의해 검출되는 하중 P 는 심하게 진동할 것이고 따라서 균열 개시시나 정지시의 정확한 하중을 구하기 어렵게 된다. 따라서 고속 충격파괴시험의 결과로서 하중진동이 심할 경우 P 가 필요 없는 식(3)을 이용하는 것이 파괴에너지의 평가에 유효하다고 볼 수 있다.

2.4 굽힘탄성계수의 측정

식(3)으로 G_{IC} 를 구하기 위해서는 탄성계수 E_{II} 을 정확히 측정할 필요가 있다. 일방향적충판의 E_{II} 은 섬유가 지배적이기 때문에 변형속도에 별다른 의존성이 없다고 보고[11]되어 있지만 다방향 적충판의 경우엔 시험편의 길이방향으로 섬유의 횡적배열이 있으므로 고분자수지의 동적인 점탄성특성이 크게 나타나[17] 시험편 길이(축)방향 탄성계수(혹은 굽힘탄성계수)는 변형속도가 커짐에 따라 커질수 있다.

본 연구에서 사용한 다방향적충판의 탄성계수는 3점 굽힘시험을 통해 구했다. 굽힘시험편의 폭(b), 길이, 지지점 간격(S)은 각각 11.5mm, 70mm, 50mm였으며, 시험오차를 줄이기 위해 시험편두께(h)는 개개 시험편에 대해 측정하여 굽힘 탄성계수를 구했다. 시험편의 평균 두께는, DCB시험편의 외팔보의 두께에 상당하도록, 약 1.70mm였다.

굽힘시험속도는 충격파괴시험시의 시험속도 범위에 대응하게 했다. 저속시험에는 나사구동식 굽힘시험기를, 고속시험엔 고속유압시험기를 사용했다. 고속굽힘시험을 위한 타격자(striker)는 선단부의 반경이 약 1.5mm인 V자형으로 경량제질인 고강도 알루미늄합

금(중량 3.6g)으로 제작하여 충격시 타격자로 인한 관성효과를 최소화했다. 이 타격자와 램(ram) 사이에 PZT로드셀을 설치하여 동적하중-시간곡선을 측정했다.

굽힘탄성계수 E_{flex} 를 구하기 위해 정적인 저속시험에서는 하중-변위곡선을 구하고 선형탄성영역을 취하여 다음식(5)로 구한다.

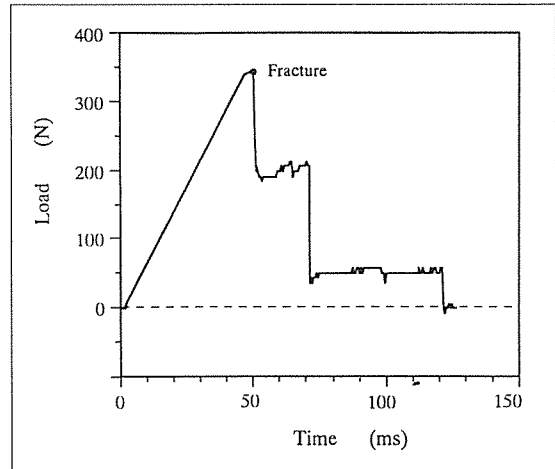
$$E_{flex} = \frac{S^3}{4bh^3} \cdot \left(\frac{P}{\delta} \right) \quad (5)$$

고속시험시에는 충격순간과 그 이후의 탄성과 전달시에 굽힘탄성계수가 일정하다고 가정하고, 동적하중-시간곡선에서 시험편과 타격자의 관성효과로 인해 발생하는 초기펄스파형을 제외하여 변위 δ 에 대한 진동하중 P 의 기울기의 평균값(3.1절 참조)을 구하고 식(5)를 통해 굽힘탄성계수를 구했다.

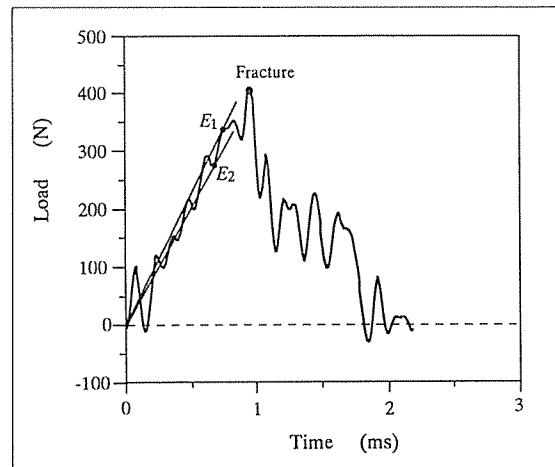
3. 결과 및 고찰

3.1 굽힘탄성계수에 대한 시험속도의 효과

Fig. 3(a)와 (b)는 굽힘시험편을 각각 0.1m/s와 4.94m/s의 변위속도로 시험했을 때 타격자에 부착되어 있는 PZT로드셀의 하중신호를 시간의 함수로 나타낸 것이다. 0.1m/s의 시험속도에서 하중-변위는 선형 거동을 보였으며 취성적 파괴가 일어났다. 한편, 13.4m/s의 시험속도에서는 타격초기에 시험편의 관성 효과로 높은 펄스의 하중이 발생했으나 이는 시험편의 하중-변형거동과 거의 무관한 것이다. 타격순간부터 동적하중의 평균값은 시간의 증가에 따라 증가했으나 시험편의 파단과 함께 급격히 떨어졌다. 이 시험편의 공진주파수는, 시험편의 길이를 지지점간의 간격(S)의 1/2로 가정하고 한쪽 완전고정, 다른 한쪽 핀고정으로 한다는 전제하에 1차모드의 자유굽힘진동으로 계산한 결과 9.7kHz로 추정되었다. 실측한 결과, Fig. 3(b)의 하중초기의 2개 사이클의 주파수는 6.8kHz였는데, 위의 계산값과 차이가 있는 것은 충격직후에 시험편의 부하점과 길이조건이 계산시에 이용한 조건과 다르게 거동하기 때문이다. 그 후 3사이클부터는 실측주파수가 8.4 - 10.2kHz로 증가하였으며 이는 시험편의 변형이 커져 3점의 동적하중의 방향과 시험편의 형상이 충격 초기상태와 달라졌음을 나타낸다.



(a)



(a)

Fig. 3. Typical load-time curves of the flexural test specimens under rates of (a) 0.1m/s and (b) 13.4m/s

Fig. 3(b)에는 20kHz이상의 주파수를 가진 하중신호는 제거되어 있으며(여기서는 2차모드 이상의 굽힘응력파는 고려하지 않음을 전제로 함) 시간은 변위(13.4mm/ms)로 변환가능하다. 이 그림에서와 같이 파단직전의 진동하중을 연속으로 2개(하나의 평균하중보다 큰 하중, 다른 하나는 평균하중보다 작은 하중)잡은 다음, 시간원점에서 각 변동하중의 극대점과 극소점에 직선을 그어서 기울기 E_1 과 E_2 를 구하면 그 평균값 $(E_1 + E_2)/2$ 은 사용한 시험속도에서의 굽힘탄성계수로 간주할 수 있다. 즉, 시험속도 1.0m/s 이상에서는

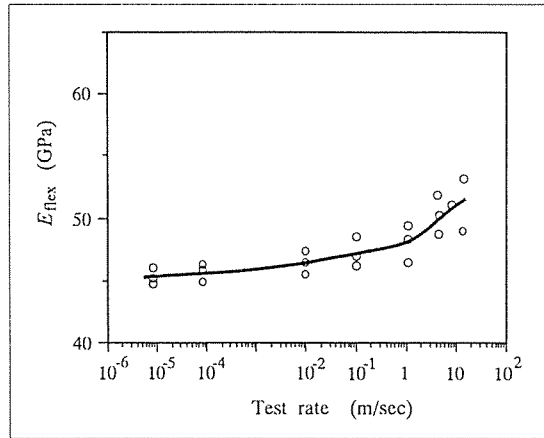
Fig.4. Flexural modulus E_{flex} as a function of test rate

Fig.3(b)의 방법으로 평균기울기를 구하고 식(5)를 통해 굽힘탄성계수를 구했으며 그 이하의 속도에서는 선형변형거동의 기울기로 굽힘탄성계수를 구했다.

위의 같이 하여 구한 굽힘탄성계수 E_{flex} 값을 각 시험 속도별로 나타내면 Fig.4과 같다. 시험속도가 증가할수록 E_{flex} 값은 점진적으로 증가했으며 5m/s 이상의 시험 속도에서 상당한 분산을 보였지만 1m/s의 결과보다 커졌다. 이는 본 연구에서 사용한 다방향 복합적층판의 66%가 +45° 층과 -45° 층으로 구성되어 있어 시험 속도의 증가에 따른 수지의 탄성계수의 증대효과[17]가 나타났던 것으로 생각된다.

3.2 DCB시험편의 하중-시간곡선에 대한 시험속도 효과

Fig.5(a)-(d)는 각 시험속도별로 다방향적층DCB시험편에 대해 구한 하중(P)-시간(t)곡선을 나타낸다.

시험속도에 따른 특징을 보면, 첫째, 1.0×10^{-1} m/s의 시험속도로 구한 P-t곡선(Fig.5(a))에서 균열개시와 함께 많은 미세한 폭의 진동(oscillation)이 보였으며 이 진동은 균열진전에 따라 발생하는 동적효과(dynamic effects)가 드러난 것이다. 이 미세한 진동은 1.0×10^{-2} m/s 이하의 시험속도에선 계측되지 않았다. t의 증가에 따라 P는 균열개시전까지 선형탄성을 보이며 증가했으며, 균열개시후에는 거의 일정하게 유지되었다. 이때 균열선단부의 후방에서 섬유의 가교(fiber bridging)[14]가 형성되어 균열진전을 방해하고 외적하중을 상당히 지탱했을 것으로 생각된다. 그 후 균열의 불안정한 전파에 따른 급속한 하중저하가

발생하여 균열의 고착-활강거동(stick-slip behavior)[5,6,14]이 일어났다. 균열진전은 균열면의 인접층(+45°, -45°)내 및 0° 층내로 전이(crack jumping)하는 파괴거동으로 나타났다.

둘째, 시험속도가 1.0 m/s의 경우(Fig.5(b)) P-t곡선의 평균적 윤곽은 1.0×10^{-1} m/s의 경우와 유사하나 하중진동폭은 상당히 커졌으며 FFT해석결과 주파수대역은 4kHz 이내에 있었다. Fig.5(c)와 (d)는 각각 5.7m/s와 11.4m/s의 시험속도로 구한 P-t곡선이며, 동적신호의 강도(intensity)가 매우 커서 고속도카메라로 촬영하여 관찰한 균열진전개시점에서의 동적하중이 오히려 크게 작아졌음을 알 수 있고, 따라서 균열개시점과 파단점을 이 곡선만으로는 찾을 수 없다고 생각되었다.

DCB시험편을 충격시험할 때 나타나는 동적효과로는 첫째, 충격하중이 가해지는 초기에 발생하는 시험편과 족쇠의 질량에 의한 관성효과(inertia effect)가 있으며 이는 시험편의 변형거동과 무관하고 Fig.5(b)에서 하중초기의 강도높은 첫번째 펄스가 이에 해당한다고 본다. 둘째, 이 큰 펄스와 함께 오는 작은 진폭의 많은 진동은 시험편과 족쇠에 전파하는 다양한 응력파로 볼 수 있다. 우선, 굽힘응력파(flexural stress waves)가 DCB시험편에서 주요 모드로 나타날 것으로 생각되는데, 이 파의 속도(wave speed)는 균열길이의 함수가 되며 100-1200m/s의 영역에 있다고 할 수 있다. 만일 시험편에 알루미늄블록이 부착되어 있지 않다고 하면 2차 모드의 공진주파수까지 감안하여 약 6.3kHz 이내의 주파수를 갖게 된다. 주파수여과없이 검출한 신호의 FFT해석결과를 보면 발생한 주파수는 1-290Hz, 900-1700Hz, 3100-3700Hz에 주로 분포했으며 4kHz까지 분포했다. 이외에 전단응력파의 주파수는 20-35kHz영역에 있다고 추정되나 이 파는 FFT검출결과인 4kHz 범위 밖에 있으므로 동적하중에 별 영향을 주지 않았던 것으로 생각된다. 또한 사용한 PZT로 드셀의 공진 주파수가 70kHz 임을 감안할 때 동적하중은 로드셀의 공진특성에 거의 영향을 받지 않았다고 생각된다.

이상의 다양한 동적파동이 P-t 곡선에 포함되어 있으므로 시험편의 변형거동에 대응하는 유효하중만을 구분해내기 어렵고, 따라서 1m/s 이상의 고속충격시험에서 하중P를 이용하여 층간파괴에너지 G_{IC} 를 구하기는 매우 어렵다. 이 경우에는 고속도카메라로 측정된 변위 δ 로써 식(3)에 의거하여 G_{IC} 를 구하는 것이, 무효

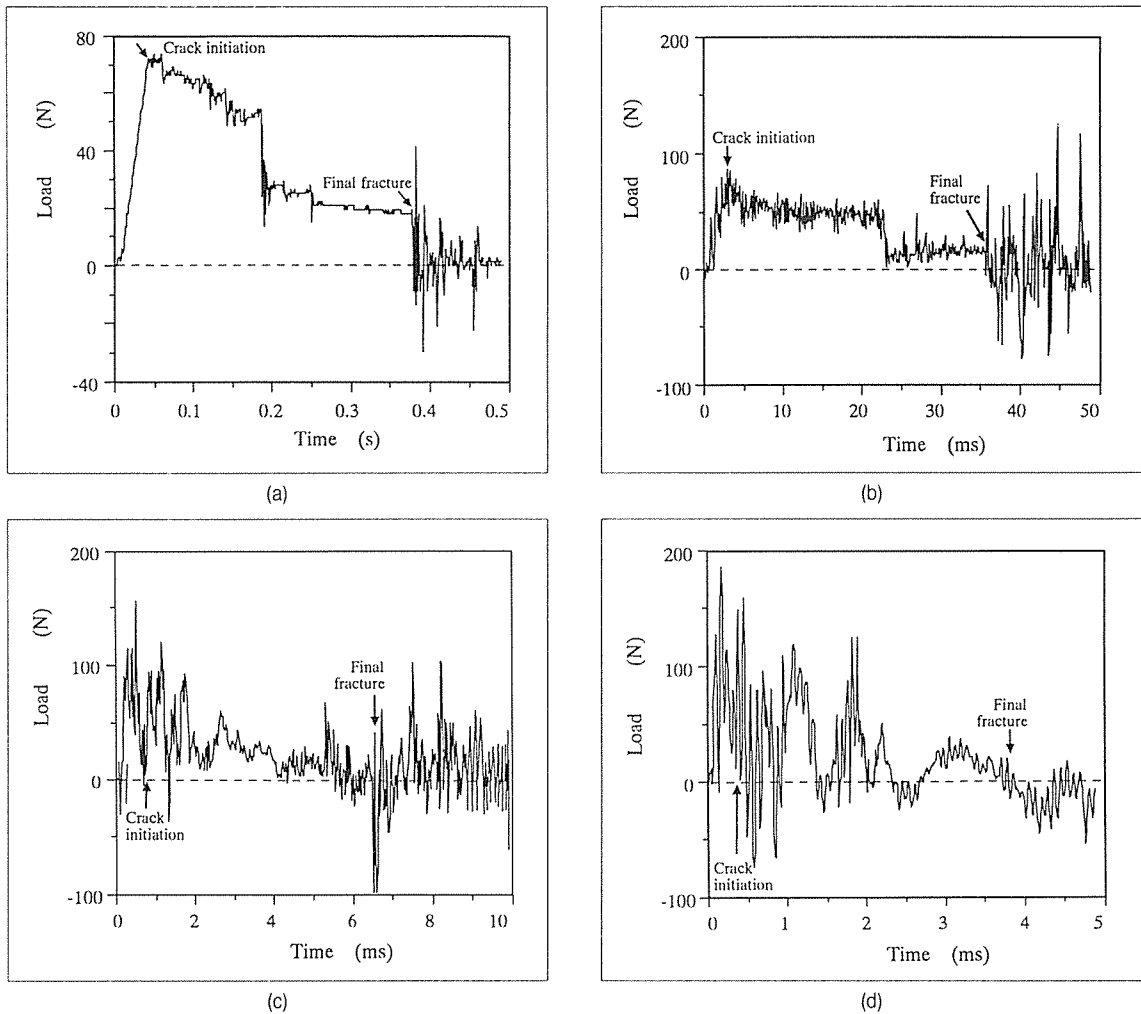


Fig. 5. Typical load(P)-time(t) curves of the DCB multidirectional laminate specimens under test rates of (a) 1.0×10^{-1} m/s, (b) 1.0 m/s, (c) 5.7 m/s and (d) 11.4 m/s.

한 동적하중 즉 기계적잡음(noises)으로 발생하는 실험오차를 평균적으로 줄일 수 있다고 생각한다. (여기서, 식(3)은 여전히 정적해석이며 G_{IC} 는 시험편의 운동 및 응력파의 전파효과로 인한 유효동적하중을 필연적으로 받게 될 것이기 때문에 정확한 G_{IC} 를 구하기 위해서는 식(3)에 유효동적효과가 보정되어야 할 것이다.)

Fig.6는 5.73m/s의 시험속도에서 촬영한 시험편의 변형 및 균열진전거동의 일례이다. 촬영속도(framing rate)는 8,000화면/초였으며 필름에는 흰색 원형표시

가 등시간 간격 (5ms)으로 찍히도록 되어있어 화면간의 시간(0.125ms)을 확인할 수 있다. 이들 필름을 확대투영하여 균열선단의 위치(균열길이 a)와 하중점간의 간격(개구변위 δ)을 비교적 선명히 측정할 수 있다.

또한 양 외팔보의 변형모양은 보의 굽힘진동시의 1차모드에 주로 해당하므로 δ 의 크기가 균열선단의 개구력(opening load)에 직접적이고 주된 영향을 미치는 것으로 생각되며 식(3)에 의한 G_{IC} 의 산출은 이 시험속도에서 타당할 것으로 추정된다.

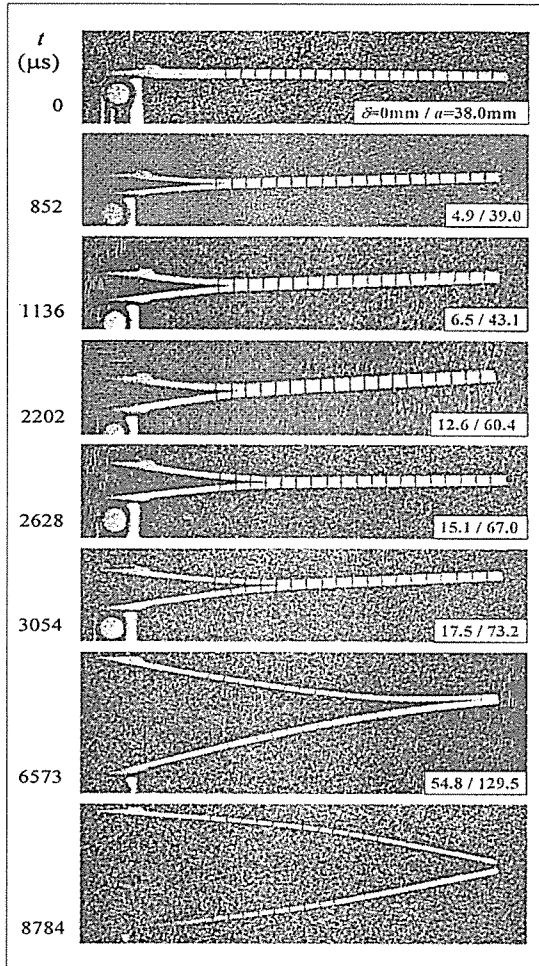


Fig. 6. High speed film photographs of a DCB specimen tested at a rate of 5.7m/s

3.3 섬유가교효과

다방향 적층판은 일방향적층판과 달리 균열진전에 상당히 큰 섬유가교효과가 발생한다[14,18-21]. 이 경우에 식(4)의 E_{II} 은 균열진전에 따라 일정치 않고 변동하게 되며, 각 a 에 대한 유효 굽힘탄성계수를 E_{cln} 이라고 하면 다음 식

$$E_{cln} = \left(\frac{N}{C} \right) \frac{8(a + \chi h)^3}{Bh^3} \quad (6)$$

로 정의[14]할 수 있다. E_{cln} 값은 각 a 에서 측정된 컴플라이언스 $C (= \delta/P)$ 값을 식(6)에 대입하여 구할 수

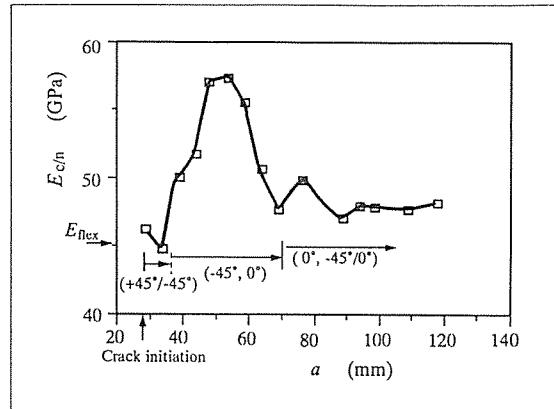


Fig. 7. Effective flexural modulus E_{cln} versus propagation crack length a , which varied with the crack jumping process

있으며 시험속도 8.3×10^{-6} m/s의 저속에서 얻은 E_{cln} 을 Fig.7에 a 의 함수로 나타낸다. 초기균열길이($a_i = 28$ mm)에서의 E_{cln} 값은 균열없는 적층판의 굽힘탄성계수($E_{flex} = 45.1$ GPa)와 동일하였지만, 균열개시에 따라 증가하여 $a = 53$ mm에서 최대값(57.3GPa)에 도달했다. 그 후 감소하여 $a \geq 86$ mm에서 초기값보다 약간 큰 47.4GPa로 안정한 값을 거의 일정하게 보였다. E_{cln} 값이 이와 같이 크게 변동하는 것은 균열전이거동(crack jumping)에 따른 균열선단근처의 섬유가교효과와 파괴기구가 관련되었으며, 섬유가교효과는 $a = 53$ mm에서 가장 컸던 것으로 생각된다.

섬유가교효과는 파괴에너지 G_{IC} 의 크기에도 영향을 준다. Fig.8은 Fig.7의 시험편의 G_{IC} 값을 각 a 에 대해 식(2)(= $G_{IC}(P\delta)$)와 식(3)(= $G_{IC}(\delta^2 E_{II})$)으로 구한 결과이다. 식(2)는 탄성계수의 영향을 받지 않으며 식(3)은 탄성계수의 영향을 받는 것에 주목해야 한다. 식(3)을 이용할 때, 탄성계수를 초기값으로 일정히 할 경우(= $G_{IC}(\delta^2 E_{flex})$)와 식(5)의 변동하는 E_{cln} 을 각 a 에 대해 구하여 식(3)에 대입하는 경우(= $G_{IC}(\delta^2 E_{cln})$)가 있으며 후자의 경우는 식(2)를 이용하는 것과 동일하게 된다. Fig.8을 보면 초기균열길이 부근과 균열전이가 끝난 후인 $a = 86$ mm이후에서는 식(2)와 식(3)(= $G_{IC}(\delta^2 E_{flex})$)은 비슷한 G_{IC} 값을 나타내지만, 최대값은 식(3)의 경우가 식(2)보다 약 13% 작았다. 즉, 섬유가교효과를 고려하지 않은 일정한 초기탄성계수 E_{flex} 로 최대 G_{IC} 값을 구하면 과소평가가 나타나는 것이다. 또한 식(1)을 이용하면 12%정도 과대평가가 나타났다. 따라서 하중P에 동적효과가 거의 나타나지 않는 1.0

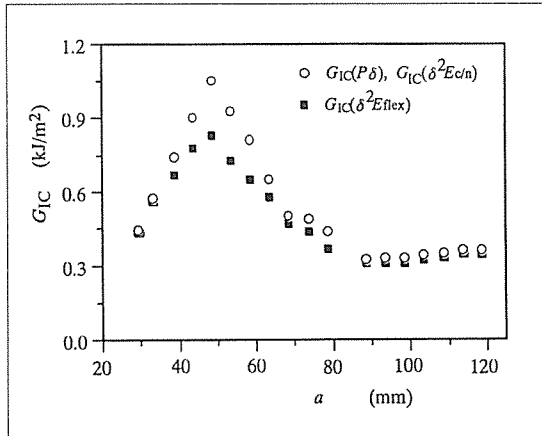


Fig. 8. Interlaminar fracture energy G_{IC} versus a for the specimen in Figure 7. Values of G_{IC} were different depending on analysis scheme

$\times 10^{-1}$ m/s 이하의 저속시험에서는 식(2)에 의해 구한 G_{IC} 값이 섬유가교효과를 정확히 나타낼 수 있다.

한편 1.0m/s 이상의 고속시험에서는 P의 동적변동이 커져(Fig.5참조) 식(1)과 (2)로 G_{IC} 값을 구하면 동적변동폭만큼 큰 오차를 초래할 수 있으므로, 식(3)에 의해 G_{IC} 를 구하는 것이 바람직 할 것이다. 그렇지만, E_{cln} 은 P가 포함되는 식(5)로 구하므로 동적 변동하중이 발생하면 역시 구하기 어려워지며, 초기 탄성계수 E_{flex} 값을 각 a 에 대해 일정하게 이용할 경우 초기 G_{IC} 값($G_{IC, i}$) 과 균열전이종료 직후의 G_{IC} 값 ($G_{IC, arrest}$)은 상당히 정확하게 구할 수 있겠으나 최대 G_{IC} 값($G_{IC, max}$)은 13% 안밖의 과소평가가 불가피하겠다.

3.4 균열진전거동과 균열속도

각 시험속도에서 균열진전은 저속 안정진전과 고속 불안정진전 및 균열정지(crack arrest)를 반복하는 고착-활강거동(stick-slip behavior)을 나타냈다. 따라서 균열진전에 따라 균열속도 \dot{a} 는 크게 변동했다. 시험편의 전체균열진전량에 대한 평균속도 \dot{a}_{avg} 는 시험속도 1.0×10^{-1} m/s에서는 0.23m/s, 5.7m/s에서는 13.6m/s로서 시험속도의 배율에 가까웠으며, 균열진전 최대속도는 각각 0.56m/s, 51.3m/s를 나타냈다.

시험속도 δ 로 정규화한 평균균열속도 \dot{a}_{avg} 를 각 시험속도별로 구하여 Fig.9에 나타낸다. 이 그림에서 주목할 것은 1.0×10^{-1} m/s 이하의 저속시험에선 시험속도 δ 와 \dot{a}_{avg} 는 단순비례관계(점선 참조)를 보였으나 1.0m/s 이상의 고속시험에선 \dot{a}_{avg} 값이 단순비례관계보

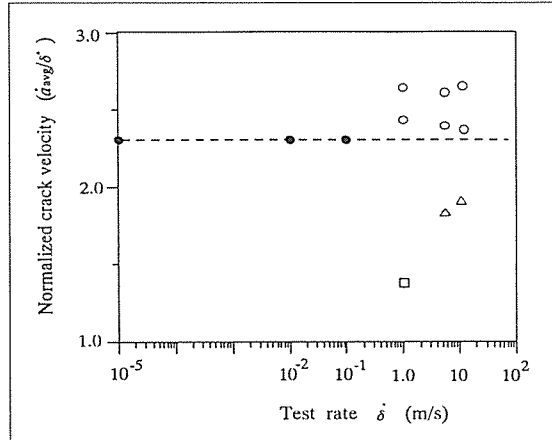


Fig.9 Average crack velocity(\dot{a}_{avg}) over the whole crack propagation length as a function of test rate

다 다소 크게 나타났던 점(\circ 표시)이다. 즉, 고속시험에서는 δ 의 크기에 단순히 비례하는 \dot{a} 값에 더하여 균열속도의 추가증가분이 발생했으며 이러한 현상은 시험편 양 외팔보의 충격변위로 인한 강도높은 굽힘응력파의 발생, 고속변형에 따른 재료파괴거동의 취성적변화, 고속 파괴에 따른 제2의 굽힘 응력파의 발생과 전파가 원인 이었다고 생각한다. 한편 그림에서 \square 표시값은 단순비례관계보다 작는데, 파면점사결과 이 시험편에서는 여타 시험편에서 보이는 균열의 전이거동(crack jumping)이 발생하지 않고 최종파괴때까지 강한 섬유가교효과가 지속되어 균열진전속도가 둔화되었던 것이다. 위의 결과는 초기 균열길이 a_i 가 29~38mm의 경우였는데, a_i 를 길게 하여 61mm로 한 결과(\triangle 표시) \dot{a} 값이 상당히 낮아졌다. 이는 초기균열길이가 길수록 충격하중으로 발생한 팔보에서의 굽힘응력파가 균열선단부에 감쇠되어 작용하고, 양 외팔보의 굽힘강성(bending stiffness)의 감소로 인한 균열선단부의 변형속도의 저하 및 개구변위의 증가 현상때문에 균열진전의 가속효과가 낮아져서 평균균열속도가 둔화되었다고 생각한다.

3.5 층간파괴에너지

Fig.10은 각 시험속도에 대한 균열개시시의 G_{IC} 값($G_{IC, i}$), 최대 G_{IC} 값($G_{IC, max}$), 균열정지시의 G_{IC} 값($G_{IC, arrest}$)을 보여준다. 이 그림은 첫째, 점선(---)은 시험속도에 의존없이 일정한 E_{flex} 를 가정하여 구한 $G_{IC, i}$ 를 가리키는데 이는 시험속도의 증가에 따라 점차적으로 감소했지만, 각 시험속도별 E_{flex} 의 실측값(Fig.4)을 고

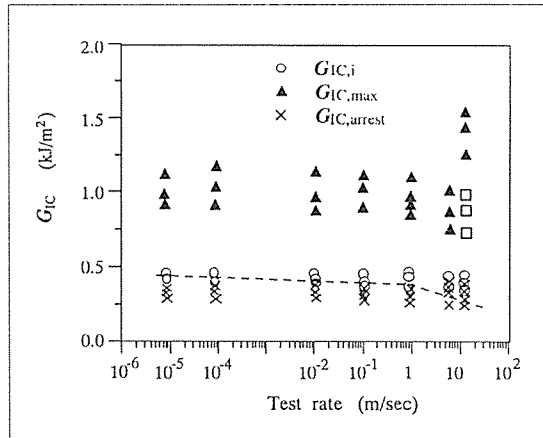


Fig. 10. G_{IC} as a function of test rate

려한 G_{IC} , i 와 G_{IC} , $arrest$ 는 시험속도가 정적속도에서 1.0m/s까지 증가하여도 별로 변화하지 않았다. G_{IC} 평가에 있어서 적절한 E_{flex} 값을 고려한 결과는 그렇지 않은 결과에 비교하여 큰 차이를 나타낸 것이다. 둘째, 각 시험속도에서 G_{IC} , i 값은 G_{IC} , $arrest$ 보다 약간 컸다. 이는 $+45^\circ/-45^\circ$ 충간에서의 균열개시시 G_{IC} 가 균열전이종료후의 0° 충에서의 G_{IC} 보다 다소 큼을 나타낸다. 셋째, 시험속도 5.7m/s에서 G_{IC} , i 와 G_{IC} , max 는 1.0m/s 이하의 경우와 비교하여 작아졌으나, 11.4m/s에서는 $a_i = 37mm$ 의 경우 측정값의 분산성을 보이면서 오히려 크게 증가했고 $a_i = 61mm$ 의 경우(\square 표시)에는 감소했다. 최대파괴에너지는 섬유가교효과와 관련되므로 11.4m/s에서의 G_{IC} , max 는 a_i 가 작을수록 섬유가교의

정도가 컸던 것으로 생각된다.

Fig.11(a)와 (b)는 시험속도가 11.4m/s의 경우 각각 초기균열길이 $a_i = 37mm$ 와 $61mm$ 를 가진 시험편의 균열진전(a)에 따른 G_{IC} 값의 변화를 나타낸다.

여기에는 균열속도 \dot{a} 도 함께 나타나 있다.

$a_i = 37mm$ 의 시험편에서는 균열개시직후부터 균열속도의 증감이 보이면서 G_{IC} 값이 급격히 크게 증가하고 이후 감소를 거듭하여 최종적으로 초기 G_{IC} 값보다 약간 낮아졌다. 반면에 $a_i = 61mm$ 의 시험편에서는 G_{IC} 값은 균열진전에 따라 소폭증가로 최대값을 나타냈으며 균열정지시의 G_{IC} 값은 양 경우에 비슷한 값을 보였다. a_i 값의 차이로 최대 G_{IC} 값에 이와 같이 큰 차이를 보여주는 것은 주목해야 할 것으로, a_i 값이 짧을수록 초기균열선단부위가 충격적 초기하중 및 굽힘응력과 영향을 직접적으로 크게 받아 급격히 어떤 변화를 일으킴으로써 높은 G_{IC} 값을 발생시켰다고 사료된다. 한편 a_i 값이 크면 충격하중 및 응력파가 충분히 완화되어 초기균열선단부에 영향을 주므로, 균열진전은 충간파괴로부터 균열전이가 순차적으로 일어나 최대 G_{IC} 값이 비교적 작은 값에 머물렀다고 생각된다.

3.6 충간파괴기구

Fig.12는 각각 0.5mm/min의 변위속도로 시험한 시험편의 초기균열선단 근처의 파면을 관찰한 사진이다. 광학카메라로 근접촬영한 결과(Fig.12(a)), 균열은 초기에 $+45^\circ/-45^\circ$ 충간에서 진전하고 인접하는 -45° 충내로 전이하기(crack shifting) 시작하여 0° 충내까지 진전(crack jumping)했다. SEM관찰결과(Fig.12(b)),

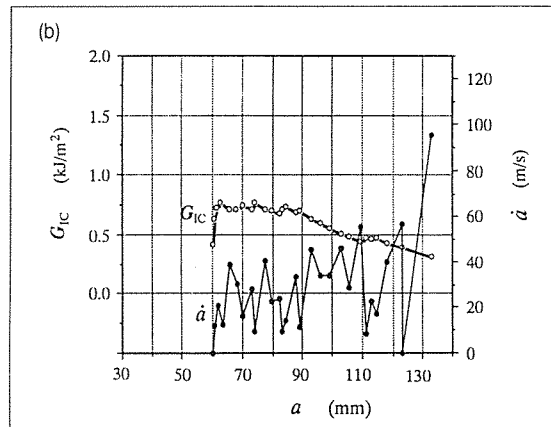
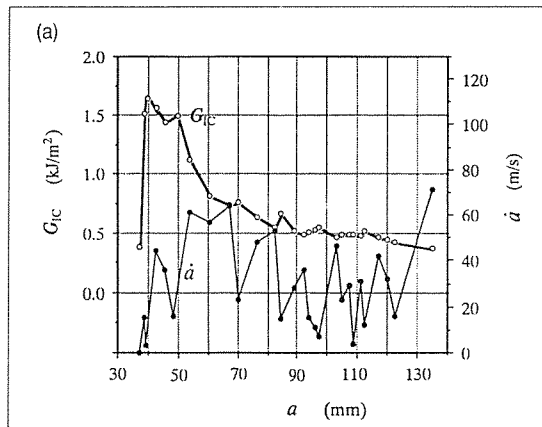
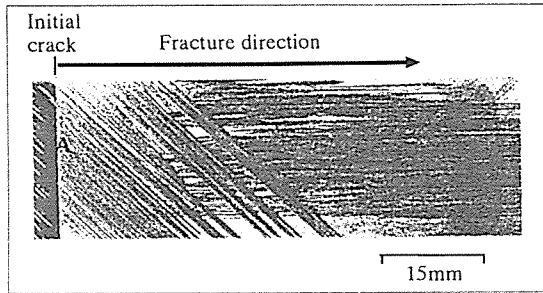
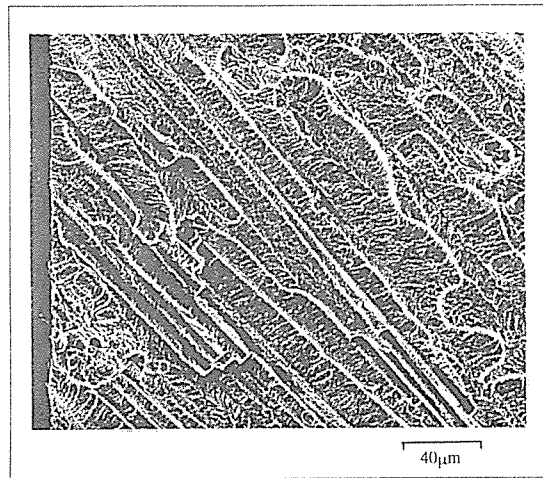


Fig. 11. Typical curves of G_{IC} and the corresponding \dot{a} versus crack propagation length (a) for DCB specimens tested at a rate of 11.4m/s: (a) $a_i = 37mm$ and (b) $61mm$.



(a)

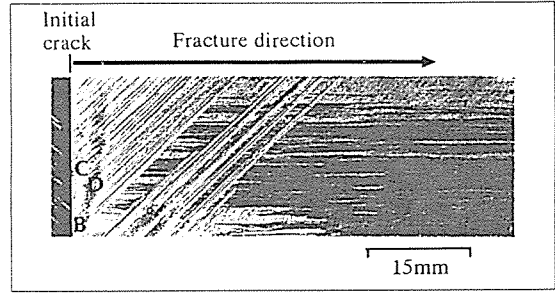


(b)

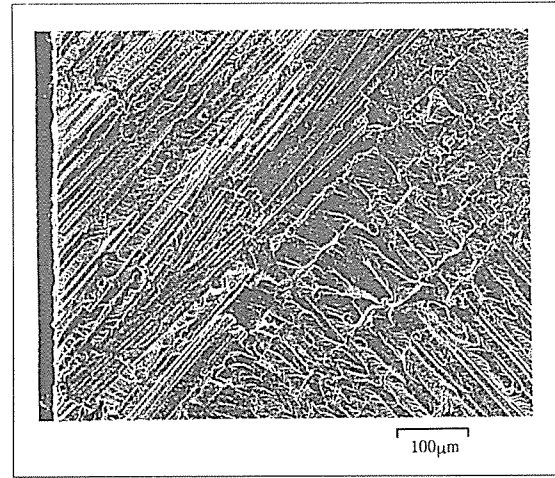
Fig. 12. Optical (a) and SEM (b) photographs taken from the fracture surface of DCB specimen tested at 0.5mm/min. Photo(b) was taken from area A in photo (a)

초기균열선단 근처의 파면은 $+45^\circ/-45^\circ$ 층간에서 수직이 비교적 연성적으로 파괴하면서 형성되었음을 보여 준다. 균열의 전이과정동안에는 파면에 요철이 형성되었으며 많은 섬유가 횡방향으로 파단했다. 즉, 시험편폭에 걸쳐서 균열선단부는 3차원적으로 복잡한 형상을 하였을 것이며 또한 섬유의 가교(fiber bridging)가 균열선단의 후방부에 생성되었던 것이다.

Fig. 13은 초기균열길이 $a_i = 37\text{mm}$ 인 시험편을 11.4m/s의 속도로 시험하여 형성된 파면을 나타낸다. 균열진전의 초기단계(진전량 약3-5mm)에서부터 균열선단의 대부분이 $+45^\circ$ 층내(Fig.13(a)의 C, Fig.13(b)의 C)에 있었으며 이때 파면의 요철이 매우 크고 섬유의 횡방향파단이 많이 관찰되었다. 그 후, $+45^\circ/-45^\circ$ 층간에 일시적으로 약 5mm만큼 진전(Fig.13(a)의 D,



(a)



(b)

Fig. 13. Optical (a) and SEM (b) photographs taken from the fracture surface of DCB specimen with $a_i = 37\text{mm}$ tested at 11.4m/s. Photo (b) was taken from area B in photo (a).

Fig.13(b)의 D)하였다가 $+45^\circ$ 층내로 다시 진입하는 복잡한 균열진전거동을 보였다. 균열은 최종적으로 0° 층내로 전이하였지만, 층간파괴가 초기부터 인접층($+45^\circ$)에서 거칠은 형상으로 진전했던 거동은 정적시험부터 5.7m/s의 시험속도까지 나타나지 않았던 것이다. 아마도 11.4m/s의 고속충격하중에 의한 강도높은 굽힘응력파가 균열개시직전에 균열선단부위의 인접층에 내재적인 손상을 일으켰던 것으로 추정되며, 이는 균열개시직후의 섬유가교의 정도를 크게 하였을 것이다. 이것은 시험속도11.4m/s에서의 $G_{IC, \max}$ 가 5.7m/s 이하의 경우보다 크게 증가하는 특징(Fig.10)을 설명해준다.

Fig.14는 11.4m/s의 시험속도로 시험한 $a_i = 61\text{mm}$ 의 시험편의 파면이다. $a_i = 37\text{mm}$ 의 경우와는 달리,

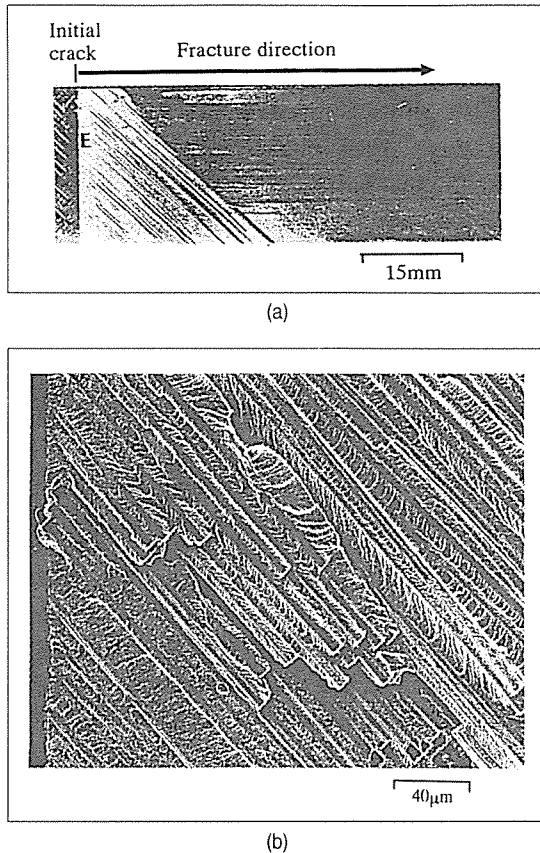


Fig. 14. Optical (a) and SEM (b) photographs taken from the fracture surface of DCB specimen with $a_i = 61\text{mm}$ tested at 11.4m/s . Photo (b) was taken from area E in photo (a).

균열의 초기진전은 $+45^\circ/-45^\circ$ 층간에서 수지가 취성적으로 파괴하면서 진행되었으며(Fig.14(b)), 인접- 45° 층으로 균열전이가 시작되어 0° 층내에 도달했다(Fig.14(a)). 이는 5.7m/s 이하의 시험속도에서 발생한 균열전이거동과 유사했다. 또한 균열전이과정을 나타내는 파면은 Fig.13(a)에 비하여 매끄럽고 요철이 크지 않았으며 섬유의 횡방향파단흔적의 수도 적었다. 따라서 섬유가교의 정도가 $a_i = 37\text{mm}$ 의 경우보다 훨씬 작았을 것으로 추정되며 이는 $G_{IC, \max}$ 값의 저하(Fig.10)와 관련되었다. 균열전이종료시의 균열진전량($\Delta a = 31\text{mm}$)은 다른 시험속도의 경우($\Delta a = 35\text{--}46\text{mm}$)와 비교하여 작았으며 이는 균열전이가 보다 용이하게 진행했음을 나타낸다.

4. 결 론

탄소섬유강화 에폭시 다방향적층판(multidirectional laminate)의 층간파괴거동에 미치는 하중속도의 효과를 굽힘탄성계수의 변화 및 섬유가교의 정도를 고려하여 연구했다. $8.33 \times 10^{-6}\text{m/s} \sim 11.4\text{m/s}$ 의 시험속도 범위에서 양 외팔보(double cantilever beam)시험편의 파괴시험을 하였다.

(1) 시험속도 $1.0 \times 10^{-1}\text{m/s}$ 이하는 정적파괴시험으로 간주할 수 있으나, 1.0m/s 이상에서는 동적 관성효과 및 충격응력과 영향이 하중-시간곡선에 나타났다.

(2) 동적인 층간파괴에너지를 평가하기 위해서는 고속도카메라를 이용하여 시험편의 개구변위와 균열길이를 측정하고 하중변수가 필요없는 산출식을 이용하는 것이 효과적이었다.

(3) 대부분의 시험편에서는 초기 층간균열이 인접층에 전이하였으며 고착-활강거동을 보이며 진전하였다. 이때, 섬유가교효과에 의한 파괴에너지증대곡선이 나타났다.

(4) 초기균열길이가 일정할 경우, $1.0 \times 10^{-1}\text{m/s}$ 이하의 시험속도에서는 균열진전의 평균속도가 시험속도에 단순비례하였으나, 1.0m/s 이상에서는 단순비례관계보다 크게 나타났다.

(5) 3점굽힘시험을 통해 굽힘탄성계수를 구한 결과, 굽힘탄성계수는 시험속도의 증가에 따라 다소 증가했다.

(6) 층간파괴에너지를 굽힘탄성계수의 변화를 고려하여 구한 결과, 시험속도가 1.0m/s 까지 증가함에 따라 균열개시시와 균열정지시의 파괴에너지는 그다지 변화없는 경향을 보였다. 또한, 최대 파괴에너지는 5.7m/s 의 시험속도에서 감소하였으나 11.4m/s 에서는 초기균열길이가 짧을수록 크게 증가하였다.

(7) 파단면 관찰결과, 시험속도의 증가에 따라 수지부의 파괴는 취성적으로 변했으며 다방향 적층판의 최대층간파괴에너지는 섬유가교거동에 크게 의존했다. 고속시험의 경우 초기균열길이가 짧을수록 균열진전의 초기단계부터 섬유가교가 크게 발생했으며 이는 층간 파괴에너지를 크게 증가시켰다.

후 기

본 연구는 교육부 기계공학분야 연구비(과제번호

ME 96-C-25)에 의해 수행되었습니다.

참고문헌

1. Huang, X.N. and Hull, D., "Effects of fiber bridging on GIC of a unidirectional glass/epoxy composites", *Composites Science and Technology*, Vol.35, 1989, pp.283-299.
2. Davies, P. and Benzeggagh, M.L., "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., 1989, pp.81-157.
3. Bradley, W.L., "Relationship of matrix toughness to interlaminar fracture toughness", *ibid.*, 1989, pp.159-187.
4. Davies, P., Moulin, C., Kausch, H.H. and Fischer, M., "Measurement of GIC and GIIC in carbon fiber/epoxy composites", *Composites Science and Technology*, Vol.39, 1990, pp.193-205.
5. Hashemi, S., Kinloch, A.J. and Williams, J.G., "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, 1990, pp.918-956.
6. idem, "Mechanics and mechanisms of delamination in a poly(ether sulphone)-fiber composites", *Composites Science and Technology*, Vol.37, 1990, pp.429-462.
7. Smiley, A.J. and Pipes, R.B., "Rate Effects on Mode I Interlaminar Fracture Toughness in Composite Materials", *Journal of Composite Materials*, Vol.21, 1987, pp.670-687.
8. Friedrich, K., Walter, R., Carlsson, L.A., Smiley, A.J., Gillespie Jr, J.W., "Mechanisms for Rate Effects on Interlaminar Fracture Toughness of Carbon/Epoxy and Carbon/PEEK Composites", *Journal of Materials Science*, Vol.24, 1989, pp.3387-3398.
9. Beguelin, Ph., Barbezat, M. and Kausch, H.H., "Mechanical Characterization of Polymers and Composites with a Servohydraulic High-Speed Tensile Tester", *Journal de Physique III France*, 1991, pp.1867-1880.
10. Aliyu, A.A. and Daniel, I.M., "Effects of Strain Rate on Delamination Fracture Toughness of Graphite/Epoxy", in *Delamination and Debonding of Materials*, ASTM STP876, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, 1985, pp.336-348.
11. Blackman, B.R.K., Dear, J.P., Kinloch, A.J., Macgillivray, H., Wang, Y., Williams, J.G. and Yayla, P., "The Failure of Fiber Composites and Adhesively Bonded Fiber Composites under High Rates of Test Part I: Mode I Loading-Experimental Studies", *Journal of Materials Science*, Vol.30, 1995, pp.5885-5900.
12. Im, K.-H., Kim, J.-H. and Yang, I.-Y., "A Study on Residual Fatigue Bending Strength and Damage Behavior of CFRP Composites Subjected to Impact Loadings", *KSME International Journal*, Vol.12, 1998, pp.50-57.
13. Yoon, S.H., Kwon, Y.W. and Clawson Jr., L.A., "Experimental Investigation on Low Energy Impact Behavior of Foam Cored Sandwich Composites", *KSME International Journal*, Vol.11, 1997, pp.136-142.
14. 최 낙삼, Kinloch, A.J., "모드 I 하중조건하에 있는 다방향적층복합 재료의 층간파괴거동", *대한기계학회논문집 A권 제22권 제3호*, 1998, pp.611-623.
15. 최 낙삼, Kinloch, A.J., "복합적층판의 층간파괴에 미치는 충격하중 속도의 효과", *대한기계학회논문집 A권 (투고중)*
16. ASTM standard E-399, American Society for Testing and Materials. 1978.
17. Harding, J., "The Effect of High Strain Rate on Material Properties", in *Materials at High Strain Rates*, edited by Blazynski, T.Z., Elsevier Applied Science, London, 1987, pp.133-183.
18. Nicholls, D.J. and Gallagher, J.P., "Delamination of GIC in angle ply composites using a cantilever beam test method", *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Vol.2, 1983, pp.2-17.

19. Chai,H., "The characterization of mode I delamination failure in non-woven, multidirectional laminates", Composites, Vol.15, 1984, pp.277-290.

20. Robinson,P. and Song,D.Q., "A modified DCB specimens for mode I testing of multidirectional laminates", Journal of Composite Materials, Vol.26, 1992, pp.1554-1577.

21. Laksimi,A., Benzeggagh,M.L., Jing,G., Hecini,M. and Roelandt,J.M., "Mode I interlaminar fracture of symmetrical cross-ply composites", Composites Science and Technology, Vol.41, 1991, pp.147-164.