

## 틸팅열차 차체용 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 모우드 I 충간파괴인성 평가

### Evaluation of Mode I Interlaminar Fracture Toughness for Carbon Fabric/Epoxy Composite for Tilting Train Carbody

윤성호<sup>†</sup> · 허광수<sup>\*</sup> · 김정석<sup>\*\*</sup>

Sung-Ho Yoon · Kwang-Su Heo · Jeong-Seok Kim

#### Abstract

Mode I interlaminar fracture behaviors of the carbon/epoxy composite, one of the candidate composites for a tilting train carbody, were investigated by the use of DCB (Double cantilever beam) specimens. These specimens were made of CF3327 plain woven fabric with epoxy resin, and an artificial starter delamination was fabricated by inserting Teflon film with the thickness of 12.5 $\mu\text{m}$  or 25.0 $\mu\text{m}$  at the one end of the specimen. Mode I interlaminar fracture toughness was evaluated for the specimens with the different thickness of an inserter. Also delamination propagating behaviors and interlaminar fracture surfaces were examined through an optical travelling scope and a scanning electron microscope. We found that abruptly unstable crack propagation called as stick-slip phenomena was observed. In addition, interlaminar fracture behaviors were affected on the location and the morphology of a crack tip as well as an interface region.

**Keywords :** Mode I Interlaminar Fracture Toughness(모우드 I 충간파괴인성), DCB Specimen(외팔보 시편), Carbon Fabric/Epoxy Composite(탄소섬유직물/에폭시 복합재)

#### 1. 서 론

기존선의 속도 향상, 안전성 확보, 수송서비스 개선을 위한 철도기술개발사업의 일환으로 복합재 차체가 적용된 한국형 틸팅열차의 개발이 진행되고 있다[1,2].

한국형 틸팅열차용 복합재 차체를 제작하기 위해 탄소섬유를 에폭시에 함침시킨 탄소섬유 강화 복합재가 고려되고 있다. 탄소섬유 강화 복합재는 일방향으로 탄소섬유를 에폭시에 함침시킨 반경화 상태의 프리프레그를 적층한 탄소섬유/에폭시 복합재와 직물 형태로 직조한 탄소섬유직물을 에폭시에 함침시킨 반경화 상태의 프리프레그를 적층한 탄소섬유직물/에폭시 복합재로 크게 구분할 수 있다. 이때 탄소섬유 강화 복합재는 다른 강화섬유를 적용한 복합재에 비해 비강성과 비강도가 높고 충격특성, 피로특성, 내부식성, X-선 투과성, 치수안정성이 우수하여 경량화가 요구되는 항공기, 자동차, 고속정, 스포츠용품 등에

널리 적용되고 있다. 그러나 일방향으로 탄소섬유를 에폭시에 함침시킨 프리프레그의 적층을 통해 제작되는 탄소섬유/에폭시 복합재는 외부에서 가해지는 과도한 하중을 반계되면 충내에서 강화섬유에 평행하게 기지를 따라 발생하는 충내파괴, 강화섬유에 수직한 방향으로 발생하는 섬유의 횡방향 파괴, 충과 충 사이의 경계면에서 발생하는 충간파괴 등의 파괴양상이 나타난다. 특히 면내에 존재하는 강화섬유 사이의 수지 영역 또는 충과 충 사이인 충간면에서의 수지 영역은 강화섬유보다 훨씬 낮은 하중지지능력으로 인해 균열이 형성될 우려가 높은 취약한 부위이다.

최근에는 탄소섬유/에폭시 복합재가 갖는 취약성을 보완하기 위해 직물 형태로 직조한 탄소섬유직물을 에폭시에 함침시킨 탄소섬유직물/에폭시 복합재가 구조재의 제작에 적용되고 있다[3-5]. 특히 탄소섬유직물/에폭시 복합재는 단위셀을 경사방향과 위사방향을 따라 주기적으로 배열시킨 직물 형태의 프리프레그를 원하는 적층두께를 갖도록 적층한 다음 규정된 경화조건으로 성형하기 때문에 충내파괴에 대한 저항능력이 우수할 뿐 아니라 탄소섬유/에폭시 복합재에 비해 충간면에 형성된 균열의 진전도 억제되는 효과를 얻을 수 있다[6].

\* 책임저자, 정회원, 금오공과대학교, 기계공학부, 교수  
E-mail : shyoon@kumoh.ac.kr

TEL : (054)478-7299 FAX : (054)478-7319

\* 정회원, 금오공과대학교 기계공학부, 대학원생

\*\* 정회원, 한국철도기술연구원, 선임연구원

탄소섬유직물/에폭시 복합재의 충간파괴양상은 열림변형에 의한 모우드 I 충간파괴, 전단변형에 의한 모우드 II 충간파괴, 열림변형과 전단변형이 혼합된 형태의 혼합모우드 충간파괴 등으로 구분된다. 이때 열림변형에 의한 모우드 I 충간파괴는 모우드 II 또는 혼합모우드 충간파괴에 비해 균열진전에 대한 저항정도가 낮아 구조재로서 효율적으로 적용하기 위해서는 충간면에 대한 모우드 I 충간파괴인성의 평가가 필수적이다. 현재까지는 DCB(Double cantilever beam) 시편을 적용하여 일방향으로 탄소섬유가 강화된 프리프레그를 적층한 탄소섬유/에폭시 복합재의 모우드 I 충간파괴인성 평가와 충간파괴 메카니즘에 대한 많은 연구가 진행되어 왔다[7-11]. 그러나 탄소섬유직물/에폭시 복합재에 대해서는 아직까지 탄소섬유/에폭시 복합재의 경우에 비해 제시된 연구결과들이 제한되어 있다[12].

본 연구에서는 한국형 텁팅열차용 차체용 복합재 중의 하나인 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 모우드 I 충간파괴인성을 DCB 시편을 적용하여 실험적으로 평가하였으며 실체현미경과 전자현미경을 통해 균열진전 거동 및 파단면 양상을 조사하였다.

## 2. 시편의 형상 및 제작

Fig. 1에는 텁팅열차 차체용 복합재 중의 하나인 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 모우드 I 충간파괴인성을 평가하기 위한 길이가 180mm, 폭이 25mm, 두께가 4.7mm, 시편의 한쪽 끝단을 기준으로 65mm의 충간균열이 형성되어 있는 DCB 시편의 형상이 나타나 있다. 시편은 carbon 3K 원사로 직조된 평직 형태의 탄소섬유직물을 에폭시에 함침시킨 CF3327/Epxoy 프리프레그((주)한국화이바)를 적용하여 제작하였다. 이때 탄소섬유직물의 밀도와 중량은 경사와 위상 방향으로 각각 13count/in와 209g/m<sup>2</sup>이다. 시편 제작에 적용된 프리프레그의 R/C(Resin content)와 V/C(Volatile content)는 각각 33.5%와 0.19%이다.

DCB 시편을 제작하기 위해서는 규정된 크기로 절단된 프리프레그를 10층 적층한 다음 그 위에 원하는 크기의 테프론 필름(두께: 12.5μm 또는 25.0μm, Dupont, USA)을 규정된 위치에 놓은 다음 다시 규정된 크기로 절단된 프리프레그를 10층 적층한다. 이때 10층째와 11층째 사이에 삽입된 테프론 필름은 자체가 갖는 우수한 이형성으로 인해 초기균열을 형성시키는 역할을 한다. 뒤이어 하부 몰드에 테프론 필름을 깔고 블리드와 필 플라이를 원하는 두께 만큼 쌓은 다음 적층된 프리프레그를 놓는다. 동일한 방법으로 적층된 프리프레그 위에 블리드와 필 플라이를 원하는 두께 만큼

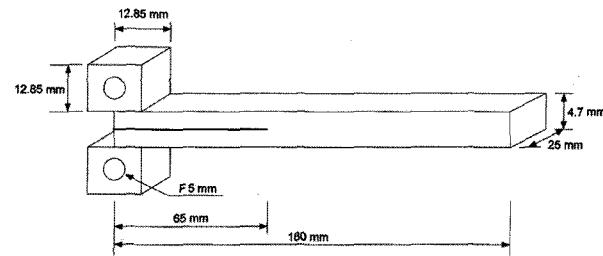


Fig. 1. Configuration of double cantilever beam specimen

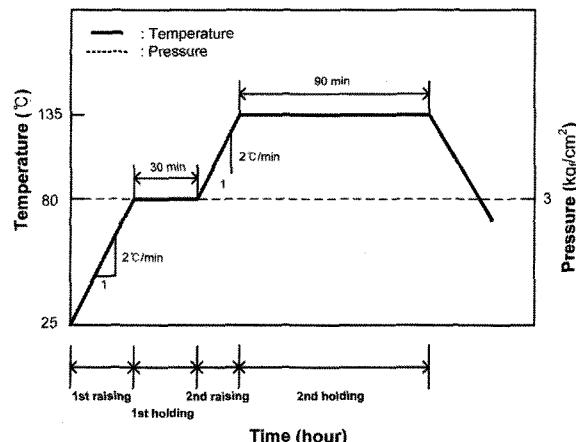


Fig. 2. Recommended curing cycles

쌓은 다음 테프론 필름을 깔고 상부 몰드를 덮는다. 이와 같은 과정이 완료되면 몰드 전체를 진공백으로 넣고 오토클레이브를 통해 Fig. 2와 같이 온도와 압력 등의 경화조건을 적용하여 성형한다. 성형이 완료되면 적층판을 다이아몬드 훈로 절단하여 원하는 크기의 시편을 채취하며 시편의 절단면은 사포로 다듬질하고 균열진전길이의 측정을 위해 미세눈금자를 시편의 측면에 부착한다.

## 3. 실험방법

Fig. 3에는 미세눈금자가 부착된 DCB 시편, 균열진전양상과 균열진전길이를 관찰하기 위한 실체현미경 등으로 구성된 실험장치가 나타나 있다. 시편의 한쪽 끝단에는 하중을 가할 수 있도록 알루미늄 블록을 부착하였으며 하중은 2mm/min의 변위제어상태에서 연속적으로 작용시켰다. 이때 작용하중과 변위는 Labview 및 PCI-MIO-16E-1 A/D 변환기 (National Instruments)로 구성된 자료수집장치를 통해 초당 10개씩 수집하였으며 작용하중으로 인한 균열진전길이는 실체현미경을 통해 수집된 화상자료를 분석하여 결정하였다.

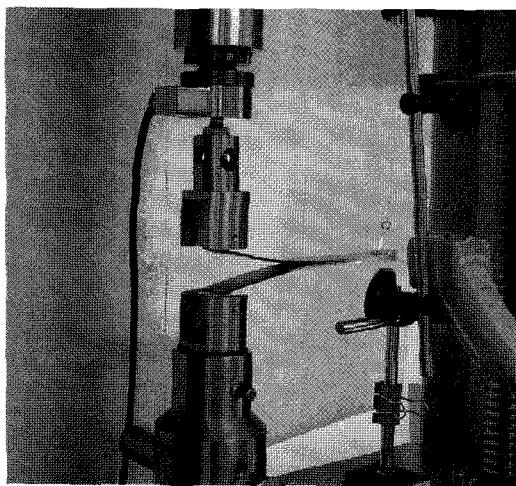


Fig. 3. Set-up for Mode I interlaminar fracture test

#### 4. 모우드 I 충간파괴인성 평가

모우드 I 충간파괴인성은 수정된 보 이론을 이용한 방법 (Modified beam theory), 컴플라이언스 보정법 (Compliance calibration method), 수정된 컴플라이언스 보정법 (Modified compliance calibration method) 등에 의해 평가할 수 있다. 이때 모우드 I 충간파괴인성은 평가방법에 따라 큰 차이는 없지만 수정된 보 이론을 이용한 방법이 다른 방법에 비해 비교적 보수적인 결과를 제공한다. 임계에너지방출률로 표현되는 모우드 I 충간파괴인성은 변형률에너지에 대해 식 (1)과 같이 표현된다[13].

$$G_{IC} = -\frac{1}{B} \frac{\partial U}{\partial a} = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (1)$$

여기에서  $U$ 는 변형률 에너지,  $B$ 는 시편의 폭,  $a$ 는 균열길이,  $P$ 는 작용하중,  $C$ 는 시편의 컴플라이언스이다.

DCB 시편을 충간균열의 끝단이 완전히 고정되어 있는 외팔보로 간주하면 작용하중에 대한 변위 및 컴플라이언스는 보 이론에 의해 식 (2)와 식 (3)과 같이 표현된다.

$$\delta = \frac{Pa^3}{3E_f I} \quad (2)$$

$$C = \frac{a^3}{3E_f I} \quad (3)$$

여기에서  $E_f$ 는 외팔보의 굽힘강성,  $I$ 는 외팔보의 단면 이차모멘트,  $a$ 는 외팔보의 길이이다.

식 (3)을 식 (1)에 대입하면 모우드 I 충간파괴인성은 식

(4)와 같이 표현된다.

$$G_{IC} = \frac{3P_c \delta}{2Ba} \quad (4)$$

여기에서  $P_c$ 는 균열진전시의 임계하중,  $\delta$ 는 하중작용점에서의 열림변위이다. 이때 식 (4)는 충간균열의 끝단이 완전히 고정되어 있는 외팔보로 가정한 경우로서 실제의 경우는 충간균열의 끝단이 완전히 고정되어 있다고 보기 어렵다. 특히 작용하중이 증가하면 충간균열의 끝단에는 회전이 발생하며 실험을 통해 측정된 변위는 외팔보로 가정한 이론적인 변위보다 커지기 때문에 시편의 컴플라이언스는 이론적인 값보다 높아진다. 따라서 모우드 I 충간파괴인성을 정량적으로 평가하기 위해서는 충간균열 끝단의 회전 효과가 고려되어야 한다.

충간균열 끝단의 회전 효과를 고려하기 위해서는 균열길이에 대한 컴플라이언스 선도를 통해 수정된 균열길이를 결정하였으며 모우드 I 충간파괴인성은 식 (5)를 적용하여 평가하였다[14].

$$G_{IC} = \frac{3P_c \delta}{2Ba_{eff}} = \frac{3P_c \delta}{2B(a + |\Delta|)} \quad (5)$$

여기에서  $a_{eff}$ 는 충간균열 끝단의 회전이 고려된 균열길이,  $a$ 는 충간균열 끝단의 회전이 고려되지 않은 균열길이,  $\Delta$ 는 충간균열 끝단의 회전 효과에 상응하는 균열길이의 증분이다.

이와 같이 DCB 시편을 이용하여 모우드 I 충간파괴인성을 평가하는 경우 작용하중이 증가하면 열림변위가 점차 커지고 이로 인해 알루미늄 블록은 회전하여 하중작용점과 충간균열의 끝단으로 정의되는 균열길이를 정확하게 결정하기가 어렵다. 특히 작용하중에 의해 열림변위가 커지는 경우에는 알루미늄 블록의 회전 효과가 고려되어야 한다. 따라서 알루미늄 블록의 회전 효과를 고려하기 위해 식 (6)을 적용하여 모우드 I 충간파괴인성을 평가하였다[15].

$$G_{IC} = \frac{3P_c \delta}{2Ba_{eff}} \left[ 1 - \frac{3}{10} \left( \frac{\delta}{a_{eff}} \right)^2 - \frac{3}{2} \left( \frac{\delta t}{a_{eff}^2} \right) \right] \quad (6)$$

여기에서  $t$ 는 알루미늄 블록에서의 핀 중앙점과 외팔보 두께 반 사이의 거리이다.

#### 5. 결과 및 분석

Fig. 4에는 12.5μm 두께의 충간균열을 가진 DCB 시편의

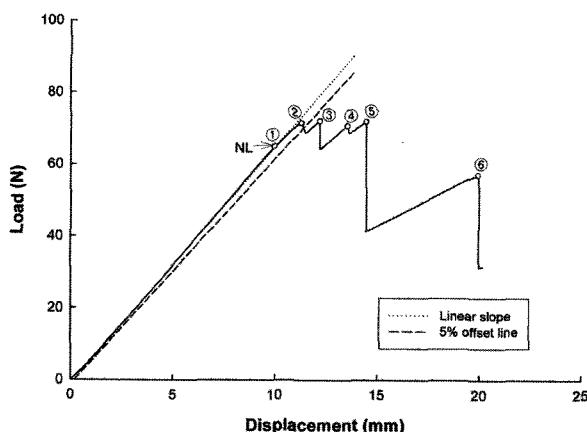


Fig. 4. Load-displacement curve of DCB specimen with  $12.5\mu\text{m}$  thick inserter

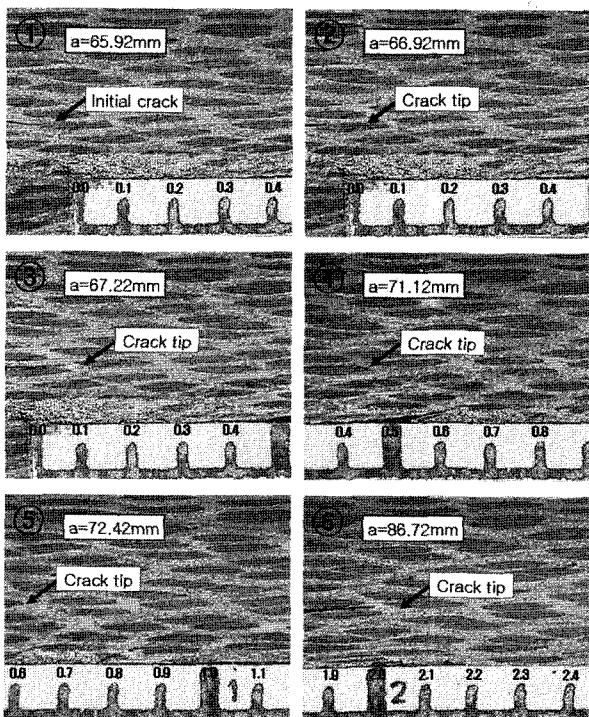


Fig. 5. Crack tip locations of DCB specimen with  $12.5\mu\text{m}$  thick inserter observing from an optical travelling scope

하중-변위 선도가 나타나 있다. 여기에서 보면 NL점까지의 작용하중에 대한 열림변위는 선형적으로 증가하지만 NL점을 지나게 되면 작용하중에 대해 약간의 비선형성을 나타낸다. 또한 최대하중에 도달하면 불안정한 균열진전으로 인해 하중이 급격히 감소된다. 이때 NL점 이후의 비선형성은 작용하중에 의해 충간균열의 끝단 중앙부에서 균열이 진전하여 컴플라이언스가 증가되었기 때문으로 판단된다. 시편의

폭방향을 따라 직선 형태를 갖는 초기의 충간균열은 시편의 중앙부에서 시작되고 점차 시편의 측면 자유단으로 전파되어 시편의 길이방향을 따라 물결파형으로 진전된다. 이러한 균열진전은 보형태의 충간파괴시편에서 관찰되는 전형적인 양상이기 때문에 실체현미경을 통해 시편의 측면을 관찰하더라도 균열진전의 시작점과 균열길이를 정확하게 결정하기 어렵다. 본 연구에서는 하중-변위 선도에서의 비선형성이 나타나는 NL점을 균열진전의 시작점으로 간주하였다.

Fig. 5에는 Fig. 4에 나타난 하중-변위 선도의 각 위치에 대해 실체현미경으로 관찰한 균열진전양상이 나타나 있다. 여기에서 보면  $65.92\text{mm}$ 의 초기 충간균열을 갖는 DCB 시편에 하중이 작용되어 ①의 NL점에 도달하면 충간균열 끝단 중앙부에는 균열진전이 시작된다. 작용하중이 커짐에 따라 충간균열은 점차적으로 시편의 폭방향으로 진전되고 하중-변위 선도에는 약간의 비선형성이 나타난다. 또한 충간균열이 진전되어 시편의 자유단에 도달되면 시편의 측면에서도 균열진전이 관찰된다. 작용하중이 ②에 도달하면 시편의 길이방향으로 균열진전이 발생하고 하중이 다소 감소된다. 이때 시편의 측면에서 관찰된 균열길이는  $66.92\text{mm}$ 이다. 작용하중이 ③에 도달하면 충간균열은 불안정하게 진전하고 하중이 급격히 감소된다. 이때 시편의 측면에서 관찰된 균열길이는  $67.22\text{mm}$ 이다. 마찬가지로 연속적인 하중을 지속적으로 작용시키면 시편의 측면을 통해 불안정한 충간균열이 진전됨을 알 수 있다. 이때 균열길이는 ④의 경우  $71.12\text{mm}$ , ⑤의 경우  $72.42\text{mm}$ , ⑥의 경우  $86.72\text{mm}$ 이다. 이와 같이 탄소섬유직물/에폭시 복합재에서는 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재에서와 같이 점진적이고 안정적인 균열진전보다는 불안정한 균열진전이 발생하는 stick-slip 현상을 관찰됨을 알 수 있다.

Fig. 6에는  $25.0\mu\text{m}$  두께의 충간균열을 가진 DCB 시편의 하중-변위 선도가 나타나 있다. 여기에서 보면  $12.5\mu\text{m}$  두께의 충간균열을 가진 경우와는 달리 NL점은 거의 나타나지 않고 작용하중에 대해 열림변위는 선형적으로 증가한다. 또한 작용하중이 균열진전에 필요한 임계하중에 도달하면 충간균열은 매우 불안정하게 진전되고 하중은 급격히 감소됨을 알 수 있다.

Fig. 7에는 Fig. 6에 나타난 하중-변위 선도의 각 위치에 대해 실체현미경으로 관찰한 균열진전양상이 나타나 있다. 여기에서 보면  $66.83\text{mm}$ 의 초기 충간균열을 갖는 DCB 시편에 하중이 작용되어 ①에 도달하면 충간균열 끝단 중앙부에는 균열진전이 시작되며 작용하중이 커짐에 따라 점차적으로 시편의 폭방향을 따라 충간균열이 진전되지만 NL점은 거의 나타나지 않는다. 이로 미루어 볼 때 시편의 내부에 형

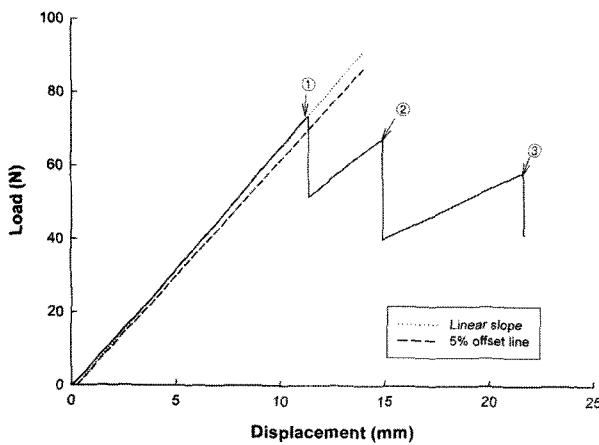


Fig. 6. Load-displacement curve of DCB specimen with  $25.0\mu\text{m}$  thick inserter

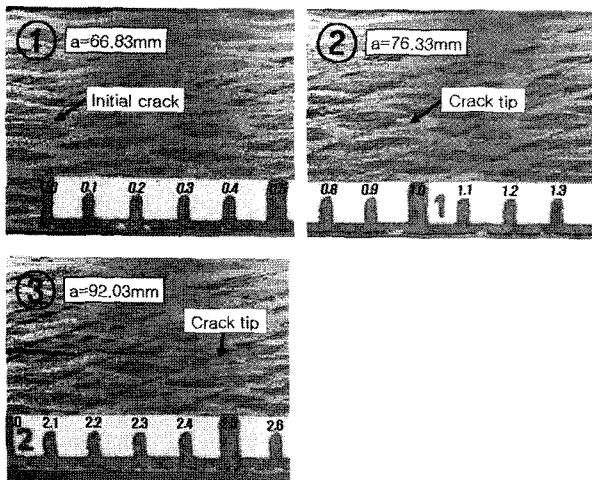


Fig. 7. Crack tip locations of DCB specimen with  $25.0\mu\text{m}$  thick inserter observing from an optical travelling scope

성된 균열길이와 시편의 측면에서 관찰된 균열길이는 큰 차이가 없을 것으로 판단된다. 작용하중이 ②에 도달하면 시편의 길이방향으로 충간균열이 불안정하게 진전하고 하중이 급격히 감소된다. 이때 시편의 측면에서 관찰된 균열길이는  $76.33\mu\text{m}$ 이다. 작용하중이 ③에 도달하면 마찬가지로 충간균열은 불안정하게 진전하고 하중이 급격히 감소되는 양상이 나타난다. 이때 시편의 측면에서 관찰된 균열길이는  $92.03\mu\text{m}$ 이다. 따라서  $25.0\mu\text{m}$  두께의 충간균열을 가진 경우는  $12.5\mu\text{m}$  두께의 충간균열을 가진 경우에 비해 불안정하고 급속한 균열진전이 발생한다. 이와 같은 충간균열의 진전거동은 충간균열이 형성되어 있는 위치 및 충간균열 끝단에서의 상태 등에 민감한 영향을 받을 것으로 판단된다.

Fig. 8에는  $12.5\mu\text{m}$  두께의 충간균열을 가진 DCB 시편에

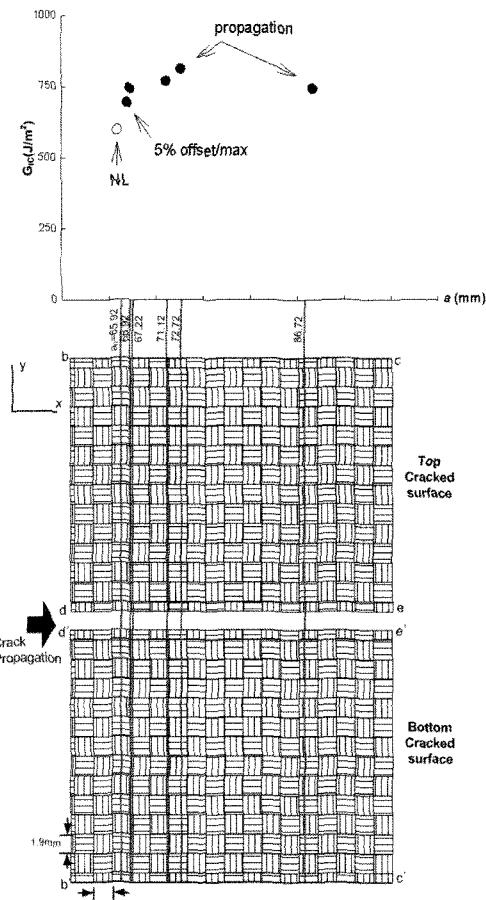


Fig. 8. Variation of interlaminar fracture toughness and weave structure at crack tip location in the case of  $12.5\mu\text{m}$  thick inserter

대해 시험이 완료된 후 관찰한 충간균열의 위치가 나타나 있다. 여기에서 보면 수지가 지배적으로 분포된 직조패턴의 중앙부에 충간균열이 위치해 있는 경우에는 충간균열의 진전에 필요한 임계하중에 도달하면 충간균열은 수지가 지배적인 영역을 따라 직조패턴의 끝단 근처까지 비교적 안정적으로 진전된다. 그러나 충간균열이 직조패턴의 끝단 근처까지 진전된 후에는 충간균열이 더 진전되기 위해 수지에서도 높은 임계하중이 요구되기 때문에 안정적인 균열진전이 발생할 때보다 파괴에너지가 급격히 방출되어 불안정하고 급격한 충간균열의 진전이 발생한다. 이와 같이 충간균열의 진전거동은 충간균열이 형성되어 있는 위치 및 충간균열 끝단에서의 상태 등에 따라 달라지며 충간균열 시의 모우드 I 충간파괴인성은 충간균열의 길이에 무관하게 일정한 값을 갖는다.

Fig. 9에는  $25.0\mu\text{m}$  두께의 충간균열을 가진 충간파괴시편에 대해 시험이 완료된 후 관찰한 충간균열의 위치가 나타

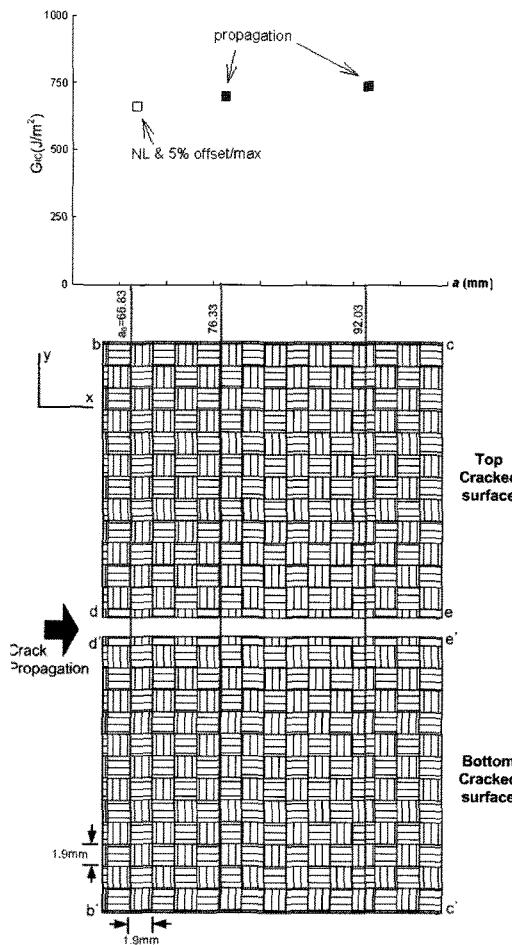


Fig. 9. Variation of interlaminar fracture toughness and weave structure at crack tip location in the case of  $25.0\mu\text{m}$  thick inserter

나 있다. 여기에서 보면 Fig. 8에서와 마찬가지로 초기의 층간균열이 패턴의 끝단에 위치한 경우에는 균열진전에 필요한 임계하중에 도달하면 수지가 지배적으로 분포되어 있는 패턴의 중앙부에 위치해 있는 경우와는 달리 파괴에너지가 급격히 방출되어 층간균열은 불안정하고 급격하게 진전한다. 그러나 층간균열이 진전된 후에는  $12.5\mu\text{m}$  두께의 층간균열을 가진 경우에서와 마찬가지로 모우드 I 층간파괴인성은 층간균열의 길이에 무관하게 나타난다.

Fig. 10에는  $12.5\mu\text{m}$  두께의 층간균열을 가진 DCB 시편에 대해 균열길이에 따른 모우드 I 층간파괴인성을 도시한 R-선도가 나타나 있다. 이때 시험은 4개의 시편에 대해 행하였으며 R-선도의 첫 번째 층간파괴인성은 NL점, 두 번째 층간파괴인성은  $5\%_{\text{offset}}/\text{max}$  점, 그리고 나머지 값들은 균열진전 시의 층간파괴인성을 나타낸다. 여기에서 보면  $5\%$

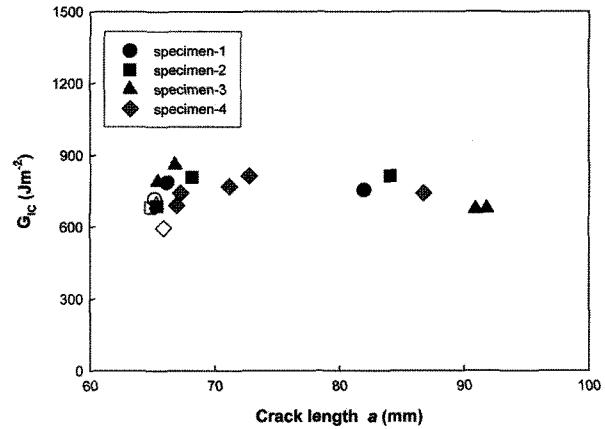


Fig. 10. Mode I interlaminar fracture toughness of the specimen with  $12.5\mu\text{m}$  thick inserter

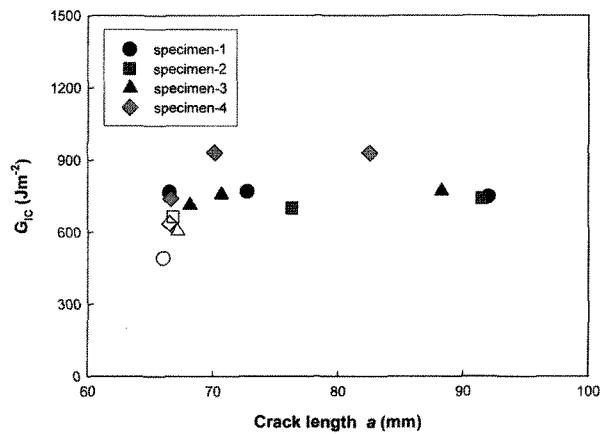


Fig. 11. Mode I interlaminar fracture toughness of the specimen with  $25.0\mu\text{m}$  thick inserter

$\text{offset}/\text{max}$  점에서의 층간파괴인성은 NL점에서의 값보다 높게 나타나며 특히 시편 2의 경우에는 NL점에서와  $5\%_{\text{offset}}/\text{max}$  점에서의 층간파괴인성이 거의 비슷하게 나타나지만 시편 2를 제외한 경우에는 NL점에서와  $5\%_{\text{offset}}/\text{max}$  점에서의 층간파괴인성은 비교적 큰 차이를 나타낸다. 이로 미루어 볼 때 시편 2의 경우에는 초기의 층간균열이 패턴의 끝단에 위치해 있으며 나머지 경우에는 초기의 층간균열이 수지가 지배적인 직조패턴의 중앙부에 위치한 것으로 판단된다. 그러나 층간균열이 진전되면 모우드 I 층간파괴인성은 층간균열의 길이에 무관하게 일정한 값을 갖는다.

Fig. 11에는  $25.0\mu\text{m}$  두께의 층간균열을 가진 DCB 시편에 대해 균열길이에 따른 모우드 I 층간파괴인성을 도시한 R-선도가 나타나 있다. 이 경우에도 Fig. 10에서와 같이 4개의

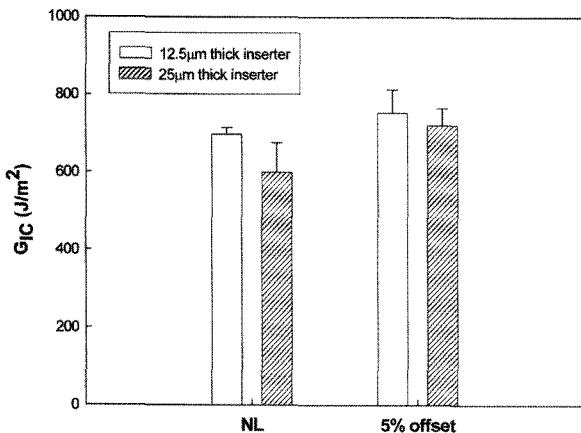


Fig. 12. Comparison of Mode I interlaminar fracture toughness by varying insert thickness

시편에 대해 시험을 행하였으며 첫 번째 값은 NL점에서의 충간파괴인성, 두 번째 값은 5%\_offset/max점에서의 충간파괴인성, 그리고 나머지 값들은 균열진전 시의 충간파괴인성을 나타낸다. 여기에서 보면 5%\_offset/max점에서의 충간파괴인성이 NL점에서보다 높으며 NL점에서와 5%\_offset/max점에서의 값도 비교적 큰 차이를 나타낸다. 이로 미루어 볼 때 각 시편에서의 초기의 충간균열은 패턴의 끝단에 위치해 있는 것으로 판단되며 균열진전에 필요한 임계 하중에 도달하면 파괴에너지가 급격히 방출되어 불안정하고 급격하게 충간균열이 진전된다. 그러나 Fig. 10에서와 마찬가지로 균열진전이 발생하게 되면 모우드 I 충간파괴인성은 충간균열의 길이에 무관하게 나타난다.

Fig. 12에는 각각 12.5 $\mu\text{m}$ 과 25.0 $\mu\text{m}$ 의 충간균열이 형성된 DCB 시편에 대해 NL점과 5%\_offset/max점에서의 모우드 I 충간파괴인성을 비교한 결과가 나타나 있다. 여기에서 보면 12.5 $\mu\text{m}$ 의 충간균열을 가진 경우에는 NL점에서의 평균과 표준편차가 각각 698J/m<sup>2</sup>과 17.6J/m<sup>2</sup>, 5%\_offset/max점에서의 평균과 표준편차가 각각 753J/m<sup>2</sup>과 60.0J/m<sup>2</sup>이다. 또한 25.0 $\mu\text{m}$ 의 충간균열을 가진 경우에는 NL점에서의 평균과 표준편차가 각각 600J/m<sup>2</sup>과 75.9J/m<sup>2</sup>, 5%\_offset/max점에서의 평균과 표준편차가 각각 722J/m<sup>2</sup>과 43.5J/m<sup>2</sup>이다.

이로 미루어 볼 때 얇은 두께의 충간균열을 가진 경우의 모우드 I 충간파괴인성은 두꺼운 두께의 충간균열을 가진 경우에 비해 높게 나타남을 알 수 있으며 이러한 양상은 ENF (End notched flexural) 시편을 적용한 모우드 II 충간파괴인성의 결과와도 비교적 잘 일치한다[16].

Fig. 13에는 충간파괴인성을 평가한 후의 시편의 길이방향을 따른 warp 방향과 시편의 폭방향을 따른 fill 방향의 파단면을 전자현미경으로 관찰한 사진이 나타나 있다. 이때 (a)

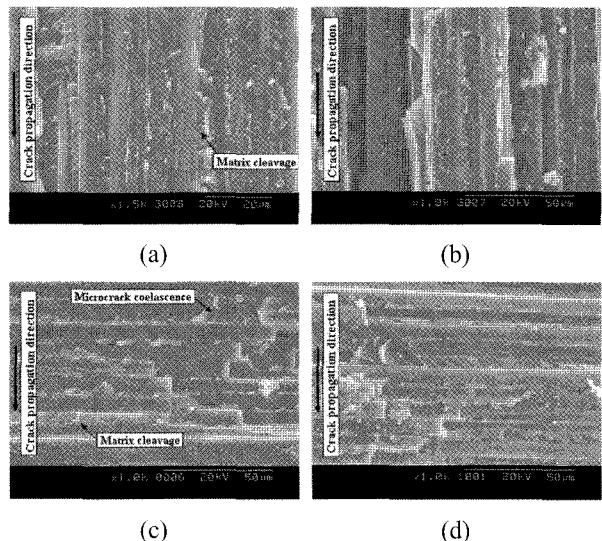


Fig. 13. Microphotographs of fractured surfaces along warp and fill directions

와 (b)는 동일한 위치에 대한 상하 대응점에서의 warp 방향 파단면으로 열림변형에 의한 수지의 벽개현상이 지배적으로 관찰된다. (c)와 (d)는 동일한 위치에 대한 상하 대응점에서의 fill 방향 파단면으로 (a)와 (b)에서와 마찬가지로 열림변형에 의한 수지의 벽개현상 뿐 아니라 섬유와 기지의 경계면에서 미세균열 응집현상이 관찰된다. 이러한 미세균열 응집현상은 섬유와 기지 사이의 접착상태가 약화한 경우에 주로 관찰되며 섬유와 기지 사이의 접착상태가 약화하지 않다면 섬유와 기지 사이의 접착분리현상이 관찰된다.

## 6. 결 론

한국형 틸팅열차 차체의 제작에 적용되는 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 경우 탄소섬유/에폭시 복합재에서의 점진적이고 안정적인 균열진전보다는 불안정하게 균열진전이 발생하는 stick-slip 현상이 관찰되었다.

- (1) 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 경우 탄소섬유/에폭시 복합재에서의 점진적이고 안정적인 균열진전보다는 불안정하게 균열진전이 발생하는 stick-slip 현상이 관찰되었다.
- (2) 모우드 I 충간파괴인성은 충간균열이 진전된 후에는 균열길이에 무관하게 일정한 값을 가지며 충간균열의 진전거동은 충간균열이 형성되어 있는 위치 및 충간균열 끝단에서의 상태 등에 따라 달라졌다.
- (3) 얇은 두께의 충간균열을 가진 경우가 두꺼운 두께의 충간균열을 가진 경우에 비해 모우드 I 충간파괴인성이 높

게 나타난다. 특히 NL점에서는  $12.5\mu m$  두께의 경우가  $25.0\mu m$  두께의 경우에 비해 16.3% 정도, 5%\_offset/max 점에서는  $12.5\mu m$  두께의 경우가  $25.0\mu m$  두께의 경우에 비해 4.3% 정도는 높게 나타났다.

- (4) 전자현미경을 통해 관찰된 warp 방향의 파단면에서는 열림변형에 의한 수지의 벽개현상이 지배적이며 fill 방향 파단면에서는 수지의 벽개현상 뿐 아니라 섬유와 기지의 경계면에서 미세균열 응집현상이 관찰되었다.

## 후기

본 연구는 철도청의 철도기술개발사업에 의해 지원되었으며 이에 감사드립니다.

## 참고문헌

1. Shin, K.B., Yoo, W.H., and Mun, H.S. (2002). "The Application of Composite Materials in the Railway Vehicle System," Journal of The Korean Society for Composite Materials, Vol.15, No.5, pp.66-71.
2. Shin, K.B., Koo, D.H., and Hahn, S.H. (2004). "The Development Project of Korean Tilting Train Express with Maximum Design Speed of 200km/h," Journal of The Korean Society for Composite Materials, Vol.17, No.3, pp.62-65.
3. Margolis, J.M. (1986). Advanced Thermoset Composites: Industrial and Commercial Applications, Van Nostrand Reinhold Company, New York.
4. Bae, D.W., et. al. (2004). Development of Carbody Shape/Interior and Facilities Technology, Final Report, Fiber Glass Company.
5. Goertzen, W.K. and Kessler, M.R. (2004). "Thermal Expansion of Woven Carbon Fiber Composites Used in Pipe Overwrap Repair Systems," Proc. of the Eleventh Annual Int. Conf. on Composites Engineering, Hilton Head Island, SC, USA.
6. Kotaki, M. and Hamada, H. (1997). "Effect of Interfacial Properties and Weave Structure on Mode I Interlaminar Fracture Behaviour of Glass Satin Woven Fabric Composites," Composites Part A, Vol.28A, pp.257-266.
7. Russel, A.J. and Street, K.N. (1982). "Factors Affecting the Interlaminar Fracture Energy of Graphite/Epoxy Laminates," Proc. of the Fourth Int. Conf. on Composite Materials, Tokyo, Japan.
8. Chai, H. (1984). "The Characterization of Mode I Delamination Failure in Non-Woven Multidirectional Laminates," Composites, Vol.15, No.3, pp.277-290.
9. Todo, M. and P-YB. Jar, P-YB. (1998). "Study of Mode I Interlaminar Crack Growth of Fiber Reinforced Composites Using DCB Specimens," Composite Science and Technology, Vol.58, pp.105-118.
10. ASTM D5528-94a (2000). Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites, American Society for Testing Materials, Vol.15.03.
11. ISO 15024 (2001). Fiber-Reinforced Plastic Composites - Delamination of Mode I Interlaminar Fracture Toughness, GIC, for Unidirectionally Reinforced Materials.
12. Alif, N., Carlsson, L.A., and Gillespie, J.W. Jr., (1997). "Mode I, Mode II, and Mixed Mode Interlaminar Fracture of Woven Fabric Carbon/Epoxy," Composite Materials: Testing and Design, Thirteenth Volume, ASTM STP 1242, pp.82-106.
13. Broek, D. (1983). Elementary Engineering Fracture Mechanics, Martinus Nijhoff Publishers, The Hague.
14. Hashemi, S., Kinloch, A.J., and Williams, J.G. (1989). "Corrections Needed in Double Cantilever Beam Tests for Assessing the Interlaminar Failure of Fiber-composites," Journal of Materials Science Letter, Vol.8, pp.125-129.
15. Williams, J.G. (1989). "The Fracture Mechanics of Delamination Tests," Journal of Strain Analysis, Vol.24, No.4, pp.207-214.
16. Yoon, S.H., et. al. (2005). "Evaluation of Mode II Interlaminar Fracture Toughness for Carbon Fabric/Epoxy Composites for Tilting Train Carbody," Journal of The Korean Society for Railway, Vol.8, No.2, pp.195-201.