

# 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 모드 I 층간파괴인성 평가

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

이은동\*      윤성호\*\*      신광복\*\*\*      정종철\*\*\*\*  
Lee, Eun-Dong    Yoon, Sung-Ho    Shin, Kwang-Bok    Jeong, Jong-Cheol

---

### ABSTRACT

In this study, mode I interlaminar fracture phenomena of carbon fabric/epoxy composite for tilting train were investigated. Specimens were 25mm×180mm×4.7mm with an initial artificial delamination of 65mm at one end. This delamination with the thickness of 12.5 $\mu$ m and 25 $\mu$ m (carbon film) was used. Mode I interlaminar fracture toughness was measured using the double cantilever beam and the fractured surfaces were examined through a scanning electron microscope. The experimental results obtained in this study would be applicable in the design and structural analysis of the composite structures.

---

### 1. 서 론

탄소섬유/에폭시 복합재는 기존의 등방성 재료에 비해 비강성과 비강도가 높고 충격특성, 피로특성, 내부식성이 우수하여 항공기, 자동차, 폐속선, 스포츠용품 뿐만 아니라 X-선 투과성과 치수 안정성이 우수하여 의료기와 정밀계측기 등에도 응용되고 있다[1]. 최근에는 철도기술연구개발사업의 일환으로 기존선의 속도 향상, 안전성 확보, 수송서비스 개선, 타 교통시스템과의 경쟁력 확보를 위해 한국형 고속철도열차의 개발이 시도되고 있으며 이러한 고속철도열차의 차체 제작에 하이브리드 복합재를 적용하려는 연구가 진행되고 있다[2,3]. 복합재 구조재료는 일방향 프리프레그의 적용을 통해 제작된 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재와 적층형 프리프레그의 적용을 통해 제작된 탄소섬유직물/에폭시 복합재가 있으며 특히 탄소섬유직물/에폭시의 경우 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재에 비해 섬유와 횡방향 파괴 및 층간파괴를 억제시키는 효과를 갖기 때문에 복합저충구조재의 제작에 널리 적용되고 있다. 그러나 강화섬유보다 낮은 하중 지지능력을 갖는 복합저충구조재에서 가장 취약한 부분인 층간면에 대한 손상허용 평가가 필수적이다. 본 연구에서는 한국형 고속철도열차의 차체 제작에 적용되는 탄소섬유 직물/에폭시 복합재의 손상허용 평가의 일환으로 모드 I 층간파괴인성을 평가하기 위한 방법 중 DCB(double cantilever beam) 시편을 이용하는 경우에 대한 모드 I 층간파괴인성을 평가하는 식을 도출하였고 실험적인 방법을 통해 모드 I 층간파괴인성을 정량적으로 평가하였으며 전자현미경을 통해 파단면의 양상과 균열진전 거동을 조사하였다.

---

\* 김요공대학교 기계공학과 대학원생, 정희원

\*\* 김요공대학교 기계공학과 교수, 정희원

\*\*\* 철도기술연구원 선임연구원, 정희원

\*\*\*\* (주) 한국화이버 철도차량사업부, 정희원

## 2. 시편제작 및 실험방법

### 2.1 시편제작

모우드 I 복합재 시편은 한국형 고속열차용 복합재 차체 제작에 적용되는 탄소섬유적층/에폭시 프리프레그 (CF3327/Epoxy, (주)한국화이바)를 이용하여 제작하였다. Fig. 1에는 모우드 I 복합재 시편의 형상이 나타나 있다. 시편의 길이는 180mm, 폭이 25mm, 두께가 4.7mm (20 plies)이고 층간균열을 형성하기 위해 테프론 필름(두께: 12.5 $\mu$ m/25 $\mu$ m, Dupont, USA)을 삽입하였으며 층간균열의 길이는 시편의 한쪽 끝단을 기준으로 65mm이다. 이때 적용된 프리프레그를 성형하기 위해 규정한 온도와 압력의 성형조건을 적용하며 시편은 다이아몬드 휠을 이용하여 규정한 크기로 절단한다. 시편의 절단면은 균열길이의 관찰이 용이하도록 사포로 나뮴질하며 미세 눈금을 가진 스케일을 시편의 길이방향을 따라 균열선단 부위에 부착한다. 실험에 사용된 시편은 테프론 필름의 두께가 12.5 $\mu$ m의 경우 7개이며 25 $\mu$ m의 경우 4개이다.

### 2.2 실험방법

Fig. 2에는 모우드 I 층간파괴인성 평가를 위한 실험장치가 나타나 있다. 하중의 작용을 위해 복합재 시편의 끝에 알루미늄 블록을 부착하고 하중시험장치에 시편을 장착한 다음 0.5mm/min의 변위 제어상태로 연속적인 하중을 작용하면서 작용하중에 대한 변위를 구하고 실제현미경을 설치하여 작용하중에 대한 균열진전 영상 및 균열진전실이를 측정한다.

## 3. 모우드 I 층간파괴인성 평가

모우드 I 층간파괴인성을 평가하기 위해서 수정된 보 이론을 이용한 방법, 킴플라이언스 보정법, 수정된 킴플라이언스 보정법 등의 방법이 있다. 이때 각각의 방법을 달리 하여도 모우드 I 층간파괴인성은 3.1%보다 작게 차이가 나며 모우드 I 층간파괴인성 평가방법 중 수정된 보 이론을 적용한 평가방법이 가장 널리 알려져 있다. 임계에너지 방출률로 표현되는 모우드 I 층간파괴인성은 파괴에너지에 대해 표현하면 식(1)과 같이 나타난다[4,5].

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

여기에서  $U$ 는 변형을 에너지,  $b$ 는 시편 폭,  $a$ 는 균열길이,  $F$ 는 작용하중,  $C$ 는 시편의 킴플라이언스이다. 여기서 모우드 I 복합재 시편의 한쪽 끝단이 완전히 고정되어 있는 외팔보로 간주하면 모우드 I 층간파괴인성식은 식(2)와 같이 나타난다.

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

여기에서  $P_c$ 는 균열진전이 발생할 때의 임계하중,  $\delta$ 는 하중작용점에서 변위이다. 하지만 모우드 I 복합재 시편의 한쪽 끝단이 완전히 고정되어 있지 않으므로 균열 선단에서 회전효과가 발생하게 되어 외팔보의 길이 보정이 필요하게 된다. 따라서 균열선단의 회전효과에 대한 모우드 I 층간파괴인성식은 식(3)과 같이 나타난다.

$$G_{IC} = \frac{3P_c \delta}{2b(a + |\Delta|)} \quad (3)$$

여기에서  $\Delta$ 는 균열선단의 회전효과에 대한 외팔보 길이의 증분이다. 작용하중이 증가하게 되면 하중작용점에서의 변위가 증가하게 되어 시편의 끝단에 부착된 알루미늄 블록이 경사지게 된다. 따라서 큰 변형이 발생하며 시편의 끝단에 부착된 알루미늄 블록이 경사지게 될 때 식(4)와 같은 보정식을 적용하게 된다.

$$G_{IC} = \frac{3F_c \delta}{2B(a+|\Delta|)} \left[ 1 - \frac{3}{10} \left( \frac{\delta}{a_{c,f}} \right)^2 - \frac{3}{2} \left( \frac{\delta t}{a_{c,f}^2} \right) \right] \quad (4)$$

여기에서  $a_{c,f}$ 는  $a_{c,f} = (a + |\Delta|)$ 로 유효균연길이,  $t$ 는 알루미늄 블록이 핀 홀 중앙점과 시편두께의 1/4지점까지의 거리이다.

#### 4. 결과 및 분석

하중-변위 선도에서 비선형성을 나타나기 시작하는 점을 NL점, 하중-변위 선도의 초기 기울기에 비해 5% 쿨플라이인스 증가된 하중-변위 선도의 점 또는 최대하중점을 5% offset/max점으로 정의하고 이들 각 점에서의 모우드 I 중간과피인성을 평가하였다.

Fig. 3에는 중간균열을 가진 모우드 I 중간과피인성을 평가하기 위한 복합재 시편에서의 하중-변위 선도가 나타나 있다. 여기에서 보면 작용하중이 증가함에 따라 변위는 NL점까지 선형적으로 증가하지만 NL점 이후 작용하중에 대해 변위는 점차 비선형적으로 나타나다. 최대하중에 도달하면 하중이 급격히 감소한다. 모우드 I 중간과피인성을 정량적으로 평가하기 위해서는 시편의 내부에서 발생한 균열전진시점 및 균열전진 길이를 정확하게 측정하기 위한 방안이 필요하다. 그러나 시편의 폭을 따라 적선 형태로 형성된 초기 중간균열 면이 균열이 전진됨에 따라 타원형태로 나타나므로 실제현미경을 통해서 정량한 균열전진길이를 판단할 수 없다. 따라서 하중-변위 선도에서 비선형성을 나타내는 점 또는 실제현미경으로 관찰 시 균열전진이 발생하는 시점을 통해 추정하게 된다.

Fig. 4와 Fig. 5에는 중간균열이 각각 12.5 $\mu$ m와 25 $\mu$ m인 시편의 균열전진길이에 따른 모우드 I 중간과피인성 값이 나타나 있다. 여기에서 보면 중간균열이 시작하는 NL지점의 중간과피인성 값이 가장 낮게 나타나며 초기 기울기의 5% 쿨플라이인스 증가된 5% offset/max지점의 중간과피인성 값은 NL지점보다 대부분 높게 나타난다. 그러나 균열이 계속 전진되면 중간과피인성 값은 일정하게 나타남을 알 수 있다.

Fig. 6에서 보는바와 같이 NL점과 5% offset/max점에서의 중간과피인성 차이는 적조된 패턴에 초기 중간균열의 위치에 영향을 받는 것을 알 수 있다. 초기 중간균열의 위치가 적조된 패턴의 시작부분에 위치할 경우 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재와 달리 시편내부에 형성된 중간균열이 불균형하게 급격히 전진되는 stick-slip 현상을 관찰할 수 있으며 NL점과 5% offset/max점의 중간과피인성 값이 동일하게 나타난다. 또한 초기 중간균열의 위치가 적조된 패턴의 중앙부분에 위치할 경우 중간균열이 시작되는 초기에는 하중-변위 선도에서 비선형의 구간이 크게 나타남을 알 수 있다. 이와 같은 경우 초기 중간균열의 위치가 적조된 패턴의 시작부분에 위치하는 경우보다 중간균열이 급격하게 전진하지 않음을 관찰할 수 있으며 NL점과 5% offset/max점의 중간과피인성 값이 현저히 차이를 보인다[6,7].

Fig. 7에는 중간균열의 두께가 12.5 $\mu$ m와 25 $\mu$ m의 경우 NL점과 5% offset/max점에서의 모우드 I 중간과피인성의 평균값과 표준편차가 나타나 있다. 여기에서 보면 NL점에 대한 모우드 I 중간과피인성은 중간균열의 두께가 12.5 $\mu$ m인 경우 평균과 표준편차는 각각 638.7J/m<sup>2</sup>와 69.6J/m<sup>2</sup>이며 25 $\mu$ m인 경우 평균과 표준편차는 각각 600.2J/m<sup>2</sup>와 75.4J/m<sup>2</sup>이다. 또한 5% offset/max점에 대한 모우드 I 중간과피인성은 중간균열의 두께가 12.5 $\mu$ m인 경우 평균과 표준편차는 각각 718.4J/m<sup>2</sup>와 51.5J/m<sup>2</sup>이며 25 $\mu$ m인 경우 평균과 표준편차는 각각 721.5J/m<sup>2</sup>와 43.5J/m<sup>2</sup>이다.

Fig. 8에는 모우드 I 복합재 시편에 대해 중간과피인성을 평가한 후 시편의 길이를 따른 warp방향에서와 시편의 폭을 따른 flange방향에서의 파단면을 전자현미경으로 관찰한 사진이 나타나 있다. 이때 (a)-1과 (a)-2는 동일한 위치에 대한 상하 대응되는 점에서의 파단면이다. 여기에서 보면 복합재 성형시에 발생한 섬유와 맞물림 현상에 의한 섬유의 파단양상이 관찰된다. 또한 (a)-3와 (a)-4에서는 수직 응력에 의한 기지의 벽계현상과 섬유와 기지의 경계면에서 관찰되는 미세균열 응집현상도 나타난다. 섬유와 기지의 경계면에서 관찰되는 미세균열 응집현상은 섬유와 기지 사이의 접촉상태가 양호한 경우에 나타나는 현상으로 섬유와 기지 사이의 접촉상태가 양호하지 않은 경우 섬유의 기지 사이의 접촉분리 현상으로 나타나게 된다. 따라서 섬유와 기지의 경계면에서 관찰되는 미세균열 응집현상으로

섬유와 기지의 접착상태를 판단할 수 있다.

## 5. 결 론

한국형 고속터널열차의 차체 제작에 적용되는 탄소섬유직물/에폭시 복합체의 손상허용 평가의 일환으로 모우드 I 층간파괴인성률 평가하기 위한 식을 도출하고 실현적인 방법을 통해 모우드 I 층간파괴인성률을 정량적으로 평가하였으며 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 1) 작용하중이 증가하면 변위는 NL점까지는 선형적으로 증가하지만 NL점을 지나면 복합체 시편에서의 난열전전에 의해 하중-변위 선도에서의 기울기는 비선형적으로 증가하고 최대하중에 도달하면 하중이 급격히 감소한다.
- 2) NL점과 5% offset/max점의 층간파괴인성은 저조된 패턴에서 초기 층간균열의 위치에 따라 차이가 발생하며 5% offset/max점의 층간파괴인성 값은 NL점보다 높게 나타난다. 그러나 균열이 계속 진전되면 층간파괴인성 값은 일정하게 나타남을 알 수 있다. 모우드 I 층간파괴시편에 대해 평가된 NL점에서의 모우드 I 층간파괴인성의 평균과 표준편차는 층간균열의 두께가 12.5 $\mu\text{m}$ 인 경우 각각 638.7J/m<sup>2</sup>와 69.6J/m<sup>2</sup>이며 25 $\mu\text{m}$ 인 경우 각각 600.2J/m<sup>2</sup>와 75.4J/m<sup>2</sup>이다. 또한 5% offset/max점에 대한 모우드 I 층간파괴인성의 평균과 표준편차는 층간균열의 두께가 12.5 $\mu\text{m}$ 인 경우 각각 718.4J/m<sup>2</sup>와 51.5J/m<sup>2</sup>이며 25 $\mu\text{m}$ 인 경우 각각 721.5J/m<sup>2</sup>와 43.5J/m<sup>2</sup>이다.
- 4) 모우드 I 시편의 파단면을 관찰하면 수직응력에 의한 기지의 벽계 현상과 복합체 성형시에 발생한 섬유의 뒤틀림 현상에 의한 섬유의 파단양상이 관찰되며 섬유와 기지의 경계면에서 관찰되는 미세균열 응집현상도 나타난다. 섬유와 기지의 경계면에서 관찰되는 미세균열 응집현상으로 섬유와 기지의 접착상태를 판단할 수 있다.

## 후 기

본 연구는 철도청의 철도기술연구개발사업에 의해 지원되었으며 이에 감사 드립니다.

## 참고문헌

1. Dharan, C.K.H.(1977), "Fracture Mechanics of Composite Materials," Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.100, pp.233-247.
2. 신광복, 유원희, 문형식(2002), "철도차량 시스템에서의 복합재료 응용," 한국복합재료학회지, 제15권, 제5호, pp. 66-71.
3. 신광복, 구동희, 한성호(2004), "200km/h급의 한국형 고속터널열차(TTX) 개발사업 소개," 한국복합재료학회지, 제17권, 제3호, pp.62-65.
4. Hodgkinson, J.M.(2000), Mechanical Testing of Advanced Fiber Composites, Woodhead Publishing Limited, Cambridge England, pp.170-194.
5. ASTM D5528-94a, "Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites". Annual Book of ASTM Standards, 15.03, American Society for Testing and Materials.
6. Alif, N. Carlsson, L.A, and Gillespie, J.W.(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, Hooper, Ed. S.J. American Society of Testing and Materials, pp.82-106.
7. Suppakul, P. Bandyopadhyay, S.(2002), "The Effect of Weave Pattern on the Mode-I Interlaminar Fracture Energy of E-glass/vinyl Ester Composites" Composites Science and Technology, Vol.62, No.5, pp.709-717

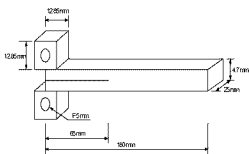


Fig. 1 Configuration of Mode I interlaminar fracture specimen

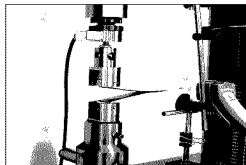


Fig. 2 Test set-up for Mode I interlaminar fracture toughness

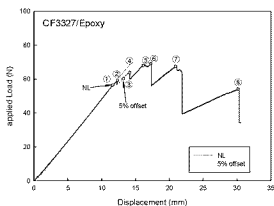


Fig. 3 Load-displacement curve for Mode I interlaminar fracture toughness

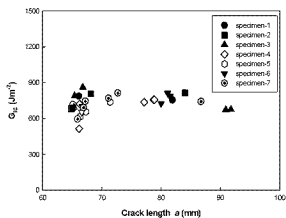


Fig. 4 Delamination resistance curve (R-curve) for the specimen with 12.5mm thick insert

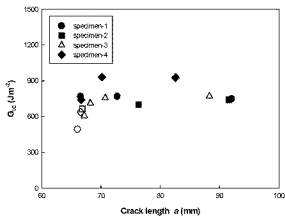


Fig. 5 Delamination resistance curve (R-curve) for the specimen with 25mm thick insert

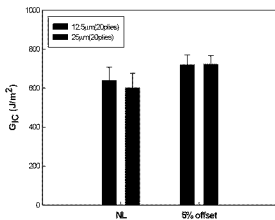


Fig. 7 Results for Mode I interlaminar fracture toughness

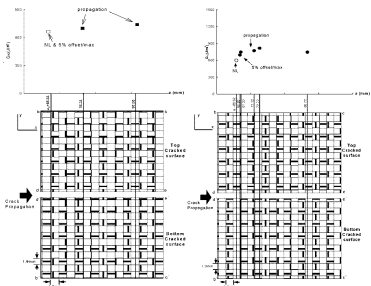


Fig. 6 The weave structure of the crack interface with 25µm thick insert

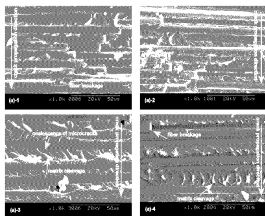


Fig. 8 SEM photographs of fractured surfaces for Mode I interlaminar fracture test