

틸팅열차 차체용 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 모드 II 층간파괴인성 평가

Evaluation of Mode II Interlaminar Fracture Toughness for Carbon Fabric/Epoxy Composites for Tilting Train Carbody

윤성호¹ · 이은동² · 허광수² · 정종철³ · 신광복⁴

Sung-Ho Yoon · Eun-Dong Lee · Kwang-Soo Heo · Jeong-Cheol Jung · Kwang-Bok Shin

Abstract

Mode II interlaminar fracture behaviors of carbon fabric/epoxy composites, which are applicable to tilting train carbody, was investigated by the ENF (End notched flexure) test. The specimens were made of CF3327 plain woven fabric with epoxy and a starter delamination at one end was made by inserting Teflon film with the thickness of 12.5 μ m or 25.0 μ m. The equation for mode II interlaminar fracture toughness was suggested based on the effective crack length from the compliance of load-displacement curve. Mode II interlaminar fracture toughness was evaluated for several types of the specimens. Also crack propagating behaviors and fracture surfaces were examined through an optical travelling scope and a scanning electron microscope.

Keywords : Mode II Fracture Toughness(모우드 II 층간파괴인성), Carbon Fabric/Epoxy Composites(탄소섬유직물/에폭시 복합재), Tilting Train Carbody(틸팅열차 차체)

1. 서론

기존의 등방성 재료에 비해 비탄성계수와 비강도가 높고 충격특성, 피로특성, 내부식성이 우수한 탄소섬유/에폭시 복합재는 1960년대 초부터 우주항공 및 국방 관련 분야에 적용되어 시작하였으며 1970년대에 발생한 에너지 파동을 겪으면서 많은 연구가 집중적으로 행해져 왔다. 더욱이 1980년대에 탄소섬유 생산가격의 하락과 더불어 산업계 전반에 널리 적용되기 시작하여 항공기, 자동차, 쾌속선, 스포츠용품 뿐 아니라 X-선 투과성과 치수안정성이 우수하여 의료기와 정밀계측기기 등에도 응용되고 있으며 최근에는 철도기술연구개발사업의 일환으로 틸팅열차 복합재 차체의 제작에도 활용되고 있다[1,2].

탄소섬유/에폭시 복합재는 일방향 프리프레그를 적층한 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재와 직물형 프리프레그를 적층한 탄소섬유직물/에폭시 복합재가 널리 적용되고 있다.

일방향 탄소섬유/에폭시 복합재는 제작 및 가공시 존재할 수 있는 일차결합 또는 운용시 유발될 수 있는 이차결합 등이 재료 자체가 갖는 취성의 영향과 함께 복합적으로 작용하여 결함이 없는 경우에 비해 훨씬 낮은 하중 하에서 급작스러운 균열진전으로 파괴될 수 있다. 이때 파괴 양상은 강화섬유에 수직인 방향으로 파괴가 발생하는 섬유 방향 파괴, 층내에서 강화섬유에 평행하게 기지를 따라 파괴가 발생하는 층내 파괴, 층과 층 사이의 경계면에서 파괴가 발생하는 층간파괴 등으로 구분된다[3-6].

탄소섬유직물/에폭시 복합재의 경우에는 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재에 비해 섬유의 횡방향 파괴 및 층내파괴가 억제되는 효과가 있기 때문에 복합재 구조재의 제작에 널리 적용되고 있지만 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재의 경우와 마찬가지로 강화섬유보다 낮은 하중지지능력을 갖는 층간면은 결함이 있는 경우에는 현저히 낮은 하중지지능력을 갖게 된다. 따라서 탄소섬유직물/에폭시 복합재를 구조재에 효율적으로 적용하기 위해서는 층간면에 대한 모우드 I 층간파괴인성, 모우드 II 층간파괴인성, 혼합모우드 층간파괴인성 등의 손상허용 평가가 필요하다[7,8]. 특히

1 정희원, 금오공과대학교 기계공학부, 교수
2 정희원, 금오공과대학교 기계공학부, 석사과정
3 정희원, (주)한국회이바 철도차량사업부
4 정희원, 한밭대학교 기계공학부, 교수

모우드 II 층간파괴인성은 모우드 II 변형에 의한 층간파괴 거동 뿐 아니라 혼합모우드 변형에 의한 층간파괴 거동을 예측하기 위한 정보를 제공해 준다는 점에서 중요하며 주로 ENF(End notched flexure) 시편을 이용한 방법[9-11], 비대칭형상의 시편고정장치를 이용한 방법[12,13], ELS(End loaded split) 시편을 이용한 방법[14,15], 4ENF(Four point end notched flexure) 시편을 이용한 방법[16,17] 등에 의해 평가할 수 있다.

본 연구에서는 티팅열차의 복합재 차체의 제작에 적용되는 탄소섬유직물/에폭시 복합재의 손상허용 평가를 위해 하중-변위 선도의 컴플라이언스에서 결정된 유효균열길이가 적용된 모우드 II 층간파괴인성 평가식을 도출하고 실험적인 방법을 통해 층간균열을 가진 ENF 시편에 대한 모우드 II 층간파괴인성을 평가하였다. 또한 전자현미경을 통해 파단면 양상과 균열진전거동도 조사하였다.

2. 소재 종류 및 시편 제작

본 연구에서 고려한 시편은 티팅열차 복합재 차체의 제작에 적용되는 탄소섬유직물/에폭시 프리프레그(CF3327/Epoxy, (주)한국화이버)를 이용하여 제작하였다. 탄소섬유직물은 3K의 탄소섬유 원사로 직조된 평직 형태로 되어 있으며 경사와 위사의 밀도는 각각 5.12count/cm, 중량은 각각 106g/m와 107g/m, 그리고 프리프레그의 R/C(Resin content)는 33.5%, V/C(Volatile content)는 0.19%이다.

Fig. 1에는 모우드 II 층간파괴시편의 형상이 나타나 있다. 시편의 길이는 120mm, 폭은 20mm, 두께는 4.2mm이며 시편의 한쪽 끝단을 기준으로 두께의 중앙부에 35mm의 층간균열이 형성되어 있다. 이러한 시편을 제작하기 위해서는 우선 규정된 크기로 절단된 프리프레그 10층을 적층하고 그 위에 테프론 필름(두께: 12.5 μ m 또는 25.0 μ m)을 규정된 위치에 삽입한 다음 다시 프리프레그 10층을 적층한다. 적층된 프리프레그를 성형하기 위해서는 하부 몰드에 이형을 위해 테프론 필름을 깔고 블리드와 필 플라이를 쌓은 다음 적층된 프리프레그를 놓는다. 동일한 방법으로 적층된 프리프레그 위에도 블리드와 필 플라이를 쌓은 다음 테프론 필름을 깔고 상부 몰드를 덮어 준다. 이와 같은 과정이 완료된 후 실리콘 고무의 진공백으로 몰드 전체를 덮은 다음 오토클레이브 성형장치를 이용하여 Fig. 2와 같은 규정된 온도와 압력을 작용시켜 성형한다. 이때 프리프레그의 적층시 삽입되는 테프론 필름은 그 자체가 갖는 우수함 이형성을 갖기 때문에 모우드 II 층간파괴시편에 층간균열을 형성시켜 주는 역할을 하며 블리드와 필 플라이는 성형시 발생하는 잉여

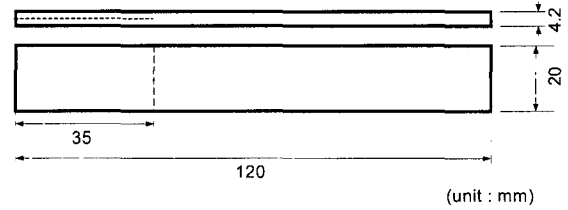


Fig. 1. Configuration of Mode II interlaminar fracture specimen

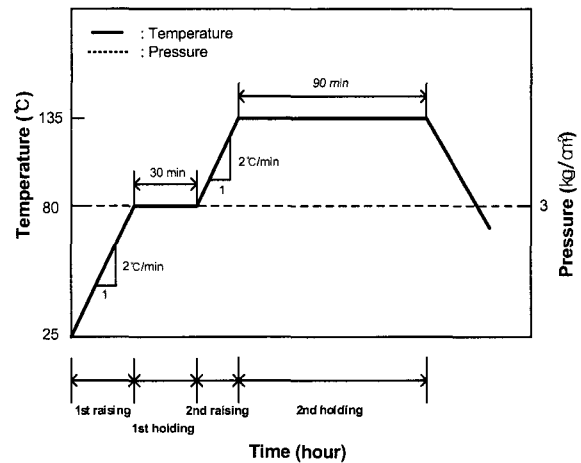


Fig. 2. Recommended curing cycles

수지를 흡수하는 역할을 한다. 성형이 완료된 후에는 다이아몬드 휠을 이용하여 적층판을 원하는 크기로 절단하였으며 절단된 시편의 단면은 사포로 충분히 다듬질하고 균열길이의 측정을 용이하도록 미세눈금을 가진 스케일을 시편의 측면에 균열진전방향으로 부착하였다.

3. 시험장치 및 실험방법

Fig. 3에는 미세눈금을 가진 스케일이 부착된 모우드 II 층간파괴시편, 균열진전의 양상을 관찰하고 균열길이를 측정하기 위한 실체현미경, 3점 굽힘시험치구 등으로 구성된 시험장치가 나타나 있다. 모우드 II 층간파괴인성을 평가하기 위해서는 100mm 스패의 시편을 3점 굽힘시험치구 위에 놓고 2mm/min의 변위제어상태로 연속적인 하중을 가하였다. 이때 작용하중 및 하중작용점에서의 변위는 각각 시험장치에 장착된 로드셀과 LVDT(Linear variable differential transformer)를 통해 측정하고 균열진전길이는 실체현미경을 통해 측정하였다. 실험결과의 분석에 필요한 자료들은 개인용 컴퓨터, Labview 및 PCI-MIO-16E-1 A/D 변환기(National Instruments)로 구성된 자료수집장치를 통해 초당 10개씩 수집하였다.

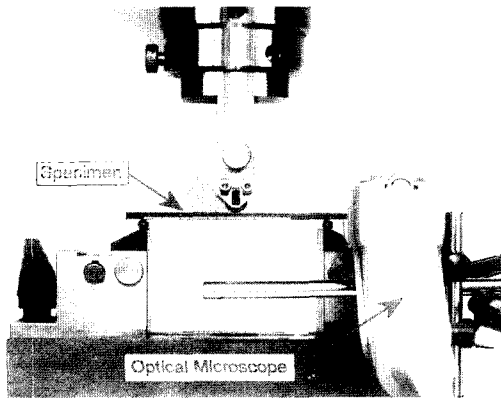


Fig. 3. Test set-up for evaluating Mode II interlaminar fracture toughness

4. 모드 II 층간파괴인성 평가

임계에너지방출률로 표현되는 모드 II 층간파괴인성은 파괴에너지에 대해 식 (1)과 같이 나타난다.

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

여기에서 U 는 변형률 에너지, B 는 시편의 폭, a 는 균열 길이, P 는 작용하중, C 는 시편의 컴플라이언스이다.

모우드 II 층간파괴시편에서 균열선단이 완전히 고정되어 있는 경우 단순 보이론을 적용하면 시편의 컴플라이언스는 식 (2)와 같이, 굽힘탄성계수는 식 (3)과 같이, 모드 II 층간파괴인성은 식 (2)를 식 (1)에 대입하면 식 (4) 또는 식 (5)와 같이 나타난다[9].

$$C^o = \frac{2L^3 + 3a_o^3}{8E_f B h^3} \quad (2)$$

$$E_f = \frac{2L^3 + 3a_o^3}{8C^o B h^3} \quad (3)$$

$$G_{IIc}^o = \frac{9a_o^2 P_c^2}{16B^2 E_f h^3} \quad (4)$$

$$G_{IIc}^o = \frac{9a_o^2 P_c \delta}{2B(2L^3 + 3a_o^3)} \quad (5)$$

여기에서 L 는 스패의 반, h 는 시편 두께의 반, a_o 는 초기 균열길이, P_c 는 하중-변위 선도에서의 임계하중, δ 는 하중 작용점에서의 변위이다.

모우드 II 층간파괴시편의 경우 균열은 매우 불안정하고 급속하게 진전할 뿐 아니라 균열단합현상으로 인해 균열선단의 구분이 어려워 균열진전시점과 균열진전길이를 정확하게 결정하기가 쉽지 않다. 따라서 하중-변위 선도에서 균

열진전시점이 결정되는 경우 하중-변위 선도에서의 컴플라이언스를 이용하여 유효균열길이를 결정하고 이를 근거로 모드 II 층간파괴인성을 평가하는 방법을 제시하였다. 모드 II 층간파괴인성을 평가하기 위해 하중-변위 선도에서의 초기 컴플라이언스를 5% 증가시킨 기울기와 하중-변위 선도과 만나는 5% offset점을 균열진전시점으로 취하는 경우 유효균열길이는 식 (2)를 정리하면 식 (6)과 같이 나타난다.

$$a_{eff} = \sqrt[3]{\frac{8}{3} E_f B h^3 C^* - \frac{2}{3} L^3} \quad (6)$$

여기에서 C^* 는 5% offset점에서 하중-변위 선도의 컴플라이언스이다.

식 (6)에 의해 결정된 유효균열길이를 적용하면 모드 II 층간파괴인성은 식 (7)과 같이 나타난다.

$$G_{IIc}^* = \frac{9a_{eff}^2 P_c^* \delta^*}{2B(2L^3 + 3a_{eff}^3)} \quad (7)$$

여기에서 P_c^* 는 5% offset점에서의 임계하중, δ^* 는 5% offset점에서의 변위이다.

5. 결과 및 분석

Fig. 4에는 모드 II 층간파괴실험을 통해 얻은 하중-변위 선도가 나타나 있다. 모드 II 층간파괴인성을 정량적으로 평가하기 위해서는 정확한 균열진전시점의 결정이 필수적이다. 모드 II 층간파괴시편의 경우 층간균열은 시편의 자유단에서보다 시편의 중앙부에서 먼저 진전하기 때문에 실제현미경 등을 통해 시편의 측면을 관찰하더라도 균열진전시점을 정확하게 판단하기 어렵다. 본 연구에서는 균열진전시점으로 하중-변위 선도에서 비선형성을 나타나기 시작하는 점인 NL점, 초기 컴플라이언스를 5% 증가시킨 하중-변위 선도의 5% offset점을 고려하였다. 여기에서 보면 작용하중이 증가함에 따라 NL점까지의 변위는 작용하중에 대해 선형적으로 증가하지만 NL점을 지나면 작용하중에 대해 변위가 서서히 비선형적으로 증가하고 최대하중에 도달하면 하중이 급격하게 감소하는 양상을 나타낸다. 이때 NL점을 지나면 변위가 작용하중에 대해 비선형적으로 나타나는 데 이에 대한 원인은 시편의 두께가 비교적 얇은 경우 작용하중에 대해 변위가 비선형적으로 증가하는 기하학적 요인 그리고 시편 내에 층간균열이 발생 또는 진전하는 경우 작용하중에 대해 시편의 컴플라이언스가 비선형적으로 증가하는 구조적 요인 때문일 수 있다. 이에 대한 원인을 규명하기 위해 Fig. 5와 같이 모드 II 층간파괴시편과 동일한 재료

로 제작된 층간균열이 없는 시편(길이: 125mm, 폭: 25mm, 두께: 3mm, 스패: 96mm)에 대해 모드 II 층간파괴시험과 3점 굽힘시험을 수행하였다. 여기에서 보면 작용하중에 대한 하중작용점에서의 변위는 시편에 파단이 발생하기 직전까지 거의 선형적으로 나타난다. 만약 작용하중에 대해 변위가 비선형적으로 나타난다면 두께가 얇은 굽힘시편의 경우가 모드 II 층간파괴시편에 비해 비선형성이 더 클 것으로 예상된다. 그러나 Fig. 5에 나타난 굽힘시편의 하중-변위 선도에서 보면 작용하중에 대해 변위의 비선형성은 거의 나타나지 않기 때문에 모드 II 층간파괴시편의 경우에도 기하학적 비선형성은 없는 것으로 미루어 짐작할 수 있다. 따라서 모드 II 층간파괴시험에서 얻어진 하중-변위 선도의 비선형성은 작용하중에 의한 시편 내부에서의 균열진전에 의한 구조적 요인 때문으로 판단된다.

Fig. 6에는 12.5 μ m와 25.0 μ m 두께의 층간균열을 가진 모드 II 층간파괴시편에서의 균열선단 및 균열진전 양상, 그

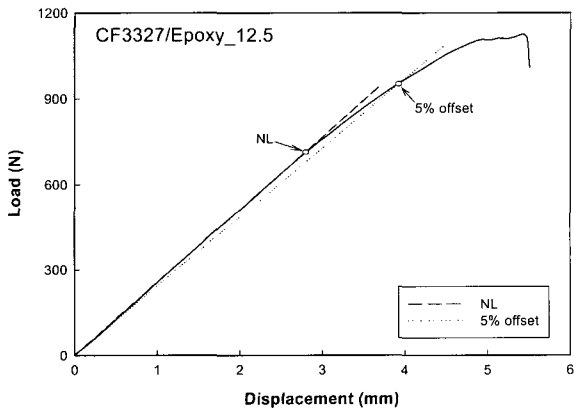


Fig. 4. Typical load-deflection curve for Mode II interlaminar fracture test

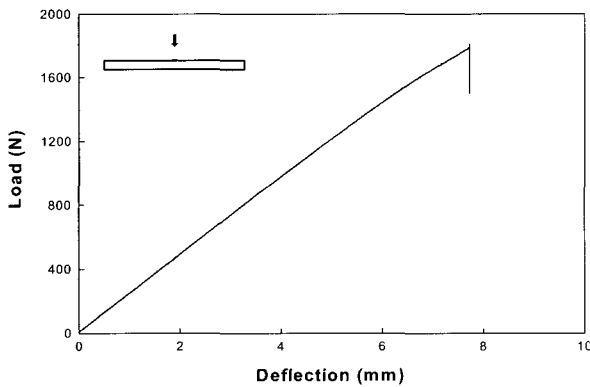


Fig. 5. Load-deflection curve for 3-point bending test

리고 NL점과 5% offset점에서의 층간파괴인성이 나타나 있다. 이때 (a)와 (b)는 두께가 12.5 μ m인 층간균열을 가진 경우, (c)와 (d)는 두께가 25.0 μ m인 층간균열을 가진 경우이며 NL점에서의 모드 II 층간파괴인성은 초기균열길이에 근거하여, 5% offset점에서의 모드 II 층간파괴인성은 유효 균열길이에 근거하여 평가하였다. 여기에서 보면 동일한 두께의 층간균열을 갖는 모드 II 층간파괴시편의 경우라도 균열선단의 위치에 따라 균열진전양상과 모드 II 층간파괴인성이 달라진다. 특히 균열이 구불구불하게 진전되어 균열진전경로가 길어지거나 균열선단이 fill 방향의 직

물에 위치하여 균열진전이 억제되는 경우 모드 II 층간파괴인성은 높게 나타나고 층간균열이 얇은 경우가 두꺼운 경우에 비해 높게 나타난다.

Fig. 7과 Fig. 8에는 12.5 μ m 두께의 층간균열을 갖는 모드 II 층간파괴시편의 전형적인 하중-변위 선도 및 특정 하중점에서의 균열진전 양상이 나타나 있다. 여기에서 보면 Fig. 7-①은 하중-변위 선도에서 비선형성이 나타나기 전의 상태로 Fig. 8-①과 같이 작용하중에 의한 균열진전은 관찰되지 않는다. 작용하중이 Fig. 7-②의 NL점에 도달하면 초기균열은 시편의 폭 중앙부에서 진전하기 시작하고 변위는 작용하중에 대해 비선형적으로 나타나기 시작한다. 그러나 시편의 측면에서 관찰한 Fig. 8-②에서는 균열진전양상이 관찰되지 않는다. 작용하중이 점차 증가하여 Fig. 7-③에 도달하면 층간균열은 시편의 폭을 따라 진전하기 시작하여

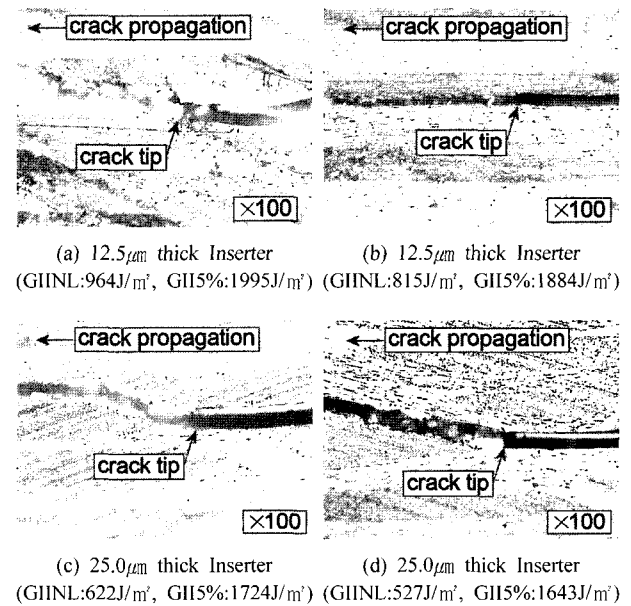


Fig. 6. Crack propagation around the crack tip for two different thick inserts

Fig. 8-③에서와 같이 시편의 측면에서도 균열진전이 관찰된다. 그러나 균열진전이 불안정하게 나타나거나 균열면에서의 상대 변형이 작은 경우 시편의 측면의 관찰을 통해서 정확한 균열진전길이를 측정하기 어렵다. 작용하중이 5% offset점에 도달하는 Fig. 7-④와 ⑤에서는 균열진전이 현저하게 발생하고 Fig. 8-④와 ⑤에서와 같이 균열진전 양상은 시편의 측면을 통해 쉽게 관찰된다. 작용하중이 더욱 증가하여 Fig. 7-⑥과 같이 최대하중에 도달하면 균열은 급

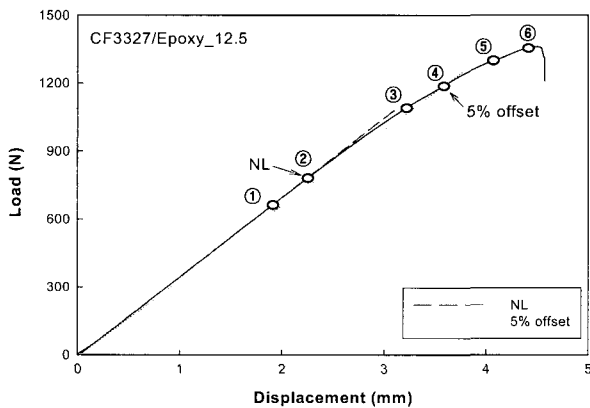


Fig. 7. Several locations for investigating the crack propagating behaviors

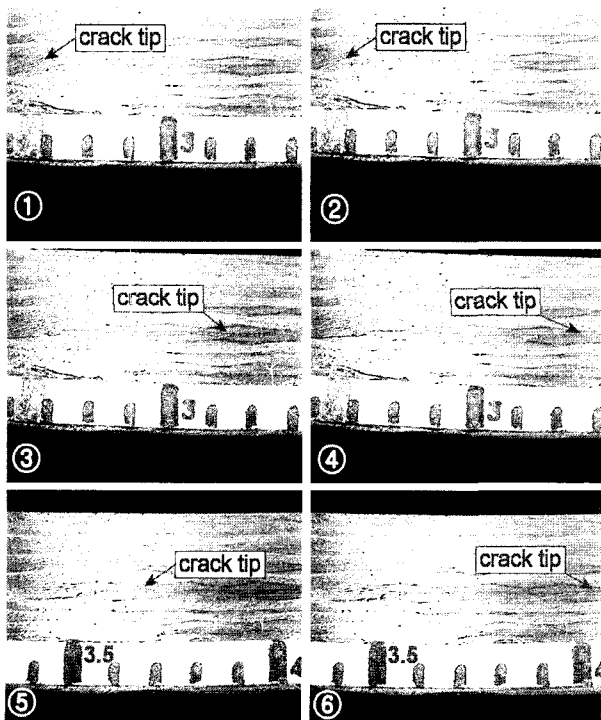


Fig. 8. Microphotographs of the edge of an ENF specimen showing crack propagation

격히 진전하고 Fig. 8-⑥에서와 같이 균열은 시편의 길이 방향을 따라 급격하고 불안정하게 진전되는 양상이 관찰된다.

Fig. 9와 Fig. 10에는 각각 12.5 μ m와 25.0 μ m 두께의 층간 균열을 갖는 모드 II 중간파괴시편의 warp 방향과 fill 방향 파단면을 전자현미경으로 관찰한 사진이 나타나 있다. 이때 (a)-1과 (a)-2 그리고 (a)-3과 (a)-4는 각각 동일한 위치에 대한 상하 대응되는 점에서의 파단면이다. 특히 (a)-1과 (a)-2는 12.5 μ m 두께의 층간균열을 갖는 시편에 대해 길이 방향으로 균열진전이 발생하는 warp 방향의 파단면으로 전단응력에 의한 헤클 (hackle), 강화섬유와 수지와와의 접착분리 (debonding)가 관찰된다. (a)-3과 (a)-4는 12.5 μ m 두께의 층간균열을 갖는 시편에 대해 폭 방향으로 균열진전이 발생하는 fill 방향의 파단면으로 (a)-1과 (a)-2에서와 마찬가지로 헤클 및 강화섬유와 수지와와의 접착분리 및 수직응력에 의한 수지의 벽개 (cleavage)가 관찰된다. 이로 미루어 볼 때 warp 방향을 따라 균열진전이 발생하는 경우에는 전단응력이 파단에 지배적인 영향을 미치며 fill 방향을 따라 균열진전이 발생하는 경우에는 전단응력과 수직응력의 혼합된 응력상태가 파단에 지배적인 영향을 미치는 것으로 판단된다. 또한 (b)-1과 (b)-2는 25.0 μ m 두께의 층간균열을 갖는 시편에 대해 길이 방향으로 균열진

전이 발생하는 warp 방향의 파단면으로 전단응력에 의한 헤클, 강화섬유와 수지와와의 접착분리가 관찰된다. 그러나 시편의 폭 방향으로 균열진전이 발생하는 fill 방향의 파단면인 (b)-3과 (b)-4에서는 헤클은 관찰되지 않고 수직응력에 의한 수지의 벽개가 관찰된다.

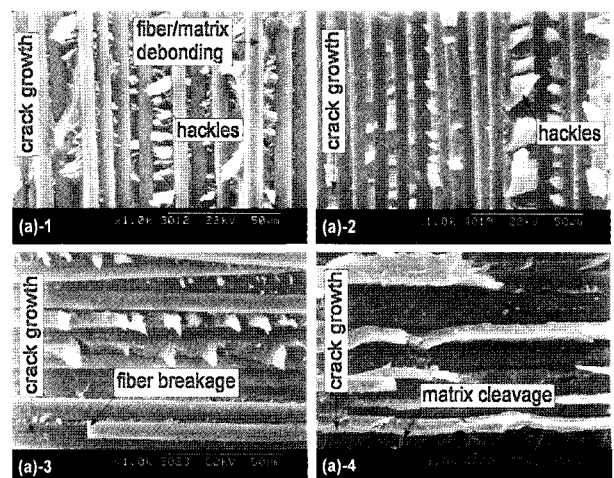


Fig. 9. SEM photographs of fractured surfaces for the specimen with 12.5 μ m thick inserter

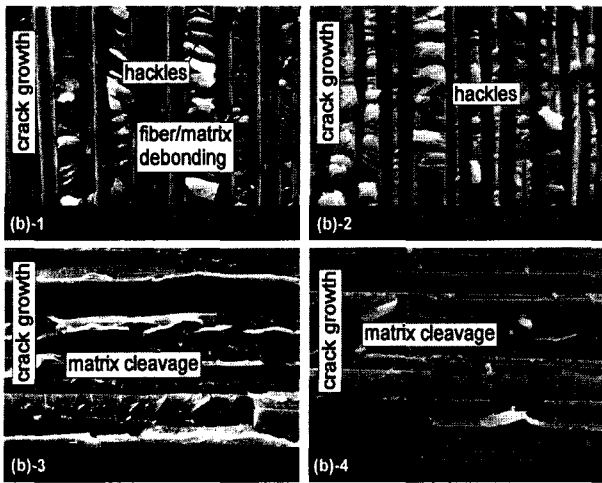


Fig. 10. SEM photographs of fractured surfaces for the specimen with 25.0µm thick inserter

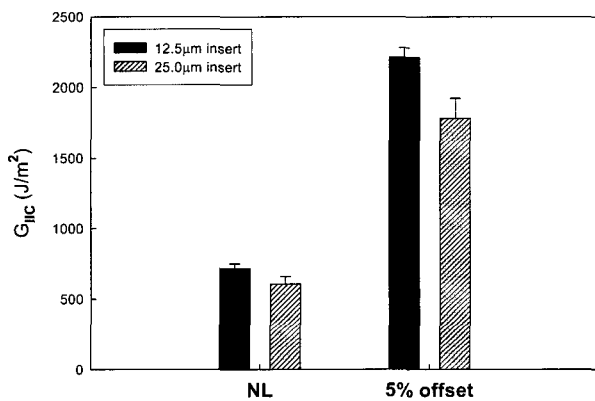


Fig. 11. Comparison of mode II interlaminar fracture toughness of by varying with insert thickness

Fig. 11에는 12.5µm와 25.0µm 두께의 층간균열을 가진 경우에 대한 모드 II 층간파괴인성이 나타나 있다. 이때 시험을 위해서는 각 경우에 대해 6개씩의 시편을 적용하였다. 여기에서 보면 12.5µm 두께의 층간균열을 갖는 경우 NL점에 대한 모드 II 층간파괴인성의 평균과 표준편차는 각각 718J/m²과 32.7J/m²이며 5% offset점에 대한 모드 II 층간파괴인성의 평균과 표준편차는 각각 2214J/m²과 65.6J/m²이다. 또한 25.0µm 층간균열을 갖는 경우 NL점에 대한 모드 II 층간파괴인성의 평균과 표준편차는 각각 607J/m²과 53.6J/m²이며 5% offset점에 대한 모드 II 층간파괴인성의 평균과 표준편차는 각각 1783J/m²과 139.8J/m²이다. 이로 미루어 볼 때 층간균열의 두께는 모드 II 층간파괴인성에 영향을 미치며 모드 II 층간파괴인성은 층간균열의 두께가 얇은 경우가 두꺼운 경우에 비해 높게 나타남을 알 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 텀팅열차의 복합재 차체의 제작에 적용되는 탄소섬유/에폭시 복합재에 모드 II 층간파괴인성의 정량적인 평가를 통해 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 모드 II 층간파괴시편은 작용하중이 증가하면 변위는 NL점까지 선형적으로 증가하지만 NL점을 지나면 서서히 비선형적으로 증가하는 양상이 나타나며 이는 작용하중으로 인해 복합재 내에 발생한 균열진전 때문으로 추정된다.
- (2) 모드 II 층간파괴인성은 균열진전의 경로가 길어지거나 fill 방향의 직물에 의해 균열진전이 억제되어 높게 나타나며 삽입된 층간균열의 두께에도 영향을 받는다. 특히 층간균열 두께가 12.5µm인 경우의 모드 II 층간파괴인성은 NL점에서 718J/m², 5% offset점에서 2214J/m²으로 나타나고 층간균열 두께가 25.0µm인 경우는 NL점에서 607J/m², 5% offset점에서 1783J/m²으로 나타난다. 이로 미루어 볼 때 층간균열 두께가 12.5µm인 경우는 층간균열 두께가 25.0µm인 경우에 비해 모드 II 층간파괴인성이 NL점에서 18.3% 정도, 5% offset점에서 24.2% 정도 높게 나타남을 알 수 있다.
- (3) 탄소섬유/에폭시 복합재에서의 균열진전은 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재의 경우와는 달리 시편의 길이 방향을 따라 급격하고 불안정하게 발생한다. 파단면 양상을 고찰하면 warp 방향을 따라 균열진전이 발생하는 경우에는 전단응력의 지배적인 영향으로 인해 헤클, 강화섬유와 수지와의 접착분리가 관찰되며 fill 방향을 따라 균열진전이 발생하는 경우에는 전단응력과 수직응력의 혼합된 응력의 영향으로 인해 헤클, 강화섬유와 수지와의 접착분리 뿐 아니라 수지의 벽개도 관찰된다.

후기

본 연구는 철도청의 철도기술개발사업에 의해 지원되었으며 이에 감사드립니다.

참고 문헌

1. 신광복, 유원희, 문형석, “철도차량 시스템에서의 복합재료 응용,” 한국복합재료학회지, 제15권, 제5호, pp.66-71, 2002.

2. 신광복, 구동희, 한성호, "200km/h급의 한국형 고속틸팅열차 (TTX) 개발사업 소개," 한국복합재료학회지, 제17권, 제3호, pp.62-65, 2004.
3. M. Ichikawa and S. Tanaka, "An Analysis of the Energy Release Rate for Non-Coplanar Crack Growth in Fiber Reinforced Composite Materials," International Journal of Fracture, Vol.22, pp.125-131, 1983.
4. A.S.D. Wang, "Fracture Mechanics of Sublaminar Cracks in Composite Materials," Composites Technology Review, Vol.6, pp.45-62, 1984.
5. M.F. Kanninen, E.F. Rybicki, and H.F. Brinson, "A Critical Look at Current Applications of Fracture Mechanics to the Failure of Fiber-Reinforced Composites," Composites, Vol.8, pp.17-22, 1977.
6. C.K.H. Dharan, Fracture Mechanics of Composite Materials, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol.100, pp.233-247, 1978.
7. W.D. Bascom, J.L. Bitner, R.J. Moulton, and A.R. Siebert, "The Interlaminar Fracture of Organic-Matrix Woven Reinforcement Composites," Composites, Vol.11, pp.9-18, 1980.
8. N. Alif, L.A. Carlsson, and J.W. Gillespie, "Mode I, Mode II, and Mixed Mode Interlaminar Fracture of Woven Fabric Carbon/Epoxy," Composite Materials: Testing and Design, Thirteenth Volume, ASTM STP 1242, S.J. Hooper, Ed., American Society of Testing and Materials, pp.82-106, 1997.
9. A.J. Russel and K.N. Street, "Factors Affecting the Interlaminar Fracture Energy of Graphite/Epoxy Laminates," Proceedings of the Fourth International Conference on Composite Materials, Tokyo, Japan, 1982.
10. L.A. Carlsson, J.W. Gillespie, Jr., and R.B. Pipes, "On the Analysis and Design of the End Notched Flexure(ENF) Specimen for Mode II Testing," Journal of Composite Materials, Vol.20, pp.594-604, 1986.
11. JIS K7086, Testing Methods for Interlaminar Fracture Toughness of carbon Fiber Reinforced Plastics, 1993.
12. R.A. Jurf and R.B. Pipes, "Interlaminar Fracture of Composite Materials," Journal of Composite Materials, Vol.16, pp.386-394, 1982.
13. S.H. Yoon and C.S. Hong, "Interlaminar Fracture Toughness of Graphite/Epoxy Composite under Mixed-Mode Deformations," Experimental Mechanics, Vol.30, pp.234-239, 1990.
14. S. Hashemi, A.J. Kinloch, and J.G. Williams, "The Analysis of Interlaminar Fracture in Uniaxial Fiber-Polymer Composites," Proceedings of Royal Society A, Vol.427, pp.173-199, 1990.
15. H. Wang and T. Vu-Khanh, "Use of End-Loaded Split(ELS) Test to Study Stable Fracture Behaviour of Composites under Mode II Loading," Composite Structures, Vol.36, pp.71-79, 1996.
16. R.H. Martin and B.D. Davidson, "Mode II Fracture Toughness Evaluation Using a 4-point Bend End Notched Flexure Test," Proceedings of 4th International Conference on Deformation and Fracture of Composites, Manchester, pp.243-252, 1997.
17. P. Robinson, "A Concept for Experimentally Evaluating the Effect of Friction in the 4-ENF Interlaminar Toughness Test," International Journal of Fracture, Vol.110, pp.37-42, 2001.