

論文

복합재료/금속 접착 계면의 혼합모드 파괴인성 측정

김원석*, 장창재**, 이정주***

Mixed-mode fracture toughness measurement of a composite/metal interface

Won-Seock Kim*, Chang-Jae Jang**, Jung-Ju Lee***

ABSTRACT

Interfacial fracture toughness under various mixed-mode loading is measured to provide a mixed-mode fracture criterion of a composite/metal bonded joint. Experimental fracture characterization tests were carried out using a SLB (single leg bending) specimen, which controls mode ratio with the specimen thickness. The experimental result of the SLB test conforms that interfacial fracture toughness increases as the mode II component increases. The effect of loading mode on interfacial crack growth is investigated on the basis of crack path observation using microscopic image acquisition technique. The influence of interfacial roughness on adhesion strength is also discussed.

초 록

복합재료/금속 접착 조인트의 파손기준을 제시하기 위하여 다양한 혼합모드 하중상태에서 계면파괴인성을 측정하였다. 계면파괴인성은 SLB 시편을 이용하여 측정하였으며 시편의 두께를 변화시킴으로 모드 혼합비율을 다양하게 설정하였다. 실험 결과 계면의 파괴인성은 균열 열림에 비해 균열 미끄러짐 모드의 비율이 높은 하중상태에서 더 큰 값을 나타내었다. 균열 열림 및 미끄러짐 하중모드에 따른 계면파괴 거동의 차이를 균열진전 과정을 관찰한 현미경 영상을 기초로 고찰하였다. 표면 거칠기가 접착 강도에 미치는 영향 또한 고찰되었다.

Key Words : 접착 결합(adhesive bonding), 계면(interface), 파괴인성(fracture toughness), 혼합모드(mixed-mode)

1. 서 론

접착제를 이용한 결합 방식은 1950년대부터 항공기 구조물에 적용되어왔으며 최근 경량화를 위해 자동차 및 열차 구조물에도 다양한 부품들의 체결 방식으로 사용이 증가하고 있다[1-3]. 전통적인 체결 방식인 볼트, 리벳, 용접과 비교하여 접착 결합(adhesive bonding) 방식은 볼트, 리벳과 같은 금속 쥘쇠가 필요 없어 구조물의 경량화에 유리하며 하중을 국부적으로 전달하지 않고 접착면적 전체에 분포시킬 수 있다[4,5]. 또한 결합되는 피접착물(adherend) 사이에서 완전한

접촉을 이루어 유체로부터의 밀봉이 가능하고 열 및 전기적 절연 혹은 전도 특성을 부과할 수 있다[1-3]. 그러나 접착 조인트(adhesive joint)는 적절한 표면 처리가 이루어질 때 접착 강도를 보장할 수 있으며 접착제와 피접착물 사이에 형성되는 계면의 물리·화학적 성질이 접착 강도를 결정하기에 접착강도를 예측하기 위해서는 계면의 형성 및 손상에 영향을 미치는 모든 인자들이 고려되어야 한다는 어려움이 있다. 따라서 접착 결합이 다양한 구조물의 체결 방식으로 안전하게 이용되기 위해서는 접착 조인트의 계면 파괴에 대한 이해와 계면 균열 진전에 대한 계면의 저항력을 나타내는 계면

접수: 2010년 7월 23일, 수정: 2011년 2월 12일, 재수정: 2011년 3월 21일, 게재승인: 2011년 4월 9일

* 한국항공우주연구원 위성구조팀

** 한국과학기술원 기계공학과 대학원

*** 한국과학기술원 기계공학과, 교신저자(E-mail:leejungju@kaist.ac.kr)

파괴인성 자료가 필수적이다.

재료의 파괴인성은 균열이 열림 모드 (Mode I) 로 진전하느냐 혹은 미끄러짐 모드 (Mode II) 로 진전하느냐에 따라 그 값이 다른데 일반적으로 열림 모드의 파괴인성 값이 작아 재료는 균열 열림 상태를 야기시키는 하중에 취약하다. 따라서 접착 조인트는 가능한 한 균열 열림 모드를 피하도록, 즉 계면에서 인장응력 없이 전단응력만의 분포로 하중이 전달되도록 설계된다. 그러나 접착 조인트의 실제 사용 중에는 다양한 하중들로 인해 균열 열림 및 미끄러짐 모드가 혼합된 하중 상태에 놓이게 된다. 순수 열림 모드로 균열이 진전하는 경우 전통적으로 DCB (double cantilever beam) 시편이 복합재료 층간분리를 비롯하여 접착 계면의 파괴 특성을 이해하고 파괴인성 값을 측정하기 위해 사용되어 왔으며 그 측정법이 오랫동안 다듬어져 표준 규격으로 자리잡았다[6-9]. 반면 미끄러짐 및 혼합 모드 하중 상태에서의 파괴인성 측정법은 다양한 시편이 고안되어왔고[10-16] 복합재료 층간분리의 경우 표준화 된 규격도 있지만[17-18] 일반적인 계면 균열의 경우 확립된 방법으로서 통일되게 사용되고 있는 규격은 아직 없는 실정이다.

본 연구에서는 혼합모드 하중상태에서 복합재료/금속 접착 계면의 파괴인성을 측정하는 기법을 제안하고 다양한 모드혼합 비율에서 파괴인성 값을 측정하였다. 또한 모드혼합 비율이 계면 파괴인성 값을 변화시키는 원리에 대해 고찰하고자 하였다. 혼합모드 접착 파손 시험을 위해 SLB (single leg bending) 시편을 이용하였으며 컴플라이언스 보정 방법 (compliance calibration method)을 사용하여 파괴인성 값을 결정하였다. 파괴 시험을 수행하면서 현미경과 고속 카메라로 균열 선단의 영상을 획득함으로써 균열성장 과정을 관찰하였다.

2. 시편제작 및 실험방법

혼합모드 하중상태의 파괴인성을 측정하기 위해 지금까지 제안된 여러 종류의 시편들 중, SLB 시편은 형상이 단순하여 제작이 용이하고 두께를 바꿈으로 모드혼합 비율을 다양하게 조절할 수 있다[14, 19]. Fig. 1과 같이 SLB 시편에 3점 굽힘 하중을 가하면, 계면에는 균열 열림 하중과 미끄러짐 하중이 동시에 가해진다.

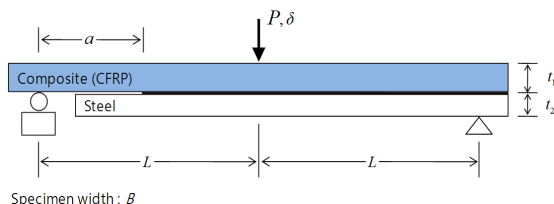


Fig. 1 Composite/steel bonded SLB specimen.

시편의 재료로서 일방향 탄소섬유/에폭시 복합재료 (USN 150 from SK Chemical)와 탄소강 (SM45C)이 사용되었다. 시편은 프리프레그를 탄소강 평판 (폭: 5 mm, 길이: 35 mm, 두께: 1 mm) 위에 섬유가 평판의 길이 방향과 평행하도록 적층한 후 진공백 성형법으로 경화시켜 복합재료가 경화됨과 동시에 탄소강과 접착되도록 하는 동시경화 (co-cure bonding) 접착법을 사용하여 제작하였다. SLB 시편은 아래층에 대한 위층의 두께비율 (t_1/t_2)이 커질수록 균열 미끄러짐 하중의 비율이 커지게 되는데, 본 연구에서는 복합재료 적층수를 조절하여 위층을 얇게 함으로 균열 열림 하중이 지배적인 상태로 혹은 위층을 두껍게 함으로 균열 미끄러짐 하중이 지배적인 상태로 만들었다. 접착 물성을 향상시키기 위해 접착될 탄소강 표면은 사포 (#60)로 연마하여 표면 거칠기를 형성한 후 아세톤 세척하여 불순물을 제거하였다. 초기 계면균열은 복합재료를 탄소강에 적층하기 전, 에폭시 이형제 (ER-650 from Nabakem)를 탄소강 표면에 도포함으로써 접착이 이루어지지 않도록 하여 생성시켰다. 시험은 자체 제작한 용량 15kg의 소형 굽힘 시험기를 사용하여 10μm/s의 속도로 변위제어 방식으로 수행하였다. 본 연구에서 SLB 시편을 소형으로 제작하고 저속으로 굽힘 시험을 수행함은 현미경과 카메라를 이용하여 파괴시험을 수행하면서 영상을 획득, 균열진전 거동을 감시하고 균열 선단 부근의 재료거동을 관찰하기 위함이다(Fig. 2).

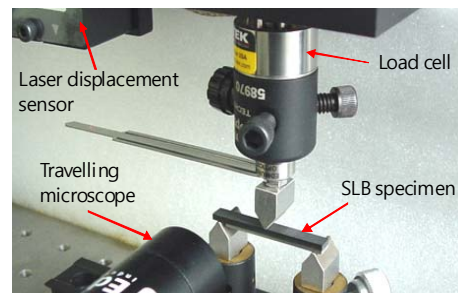


Fig. 2 Miniaturized three-point bending test.

3. 혼합모드 파괴인성 측정법

균열 진전에 대한 재료의 저항을 나타내는 파괴인성은 균열이 존재하는 시편에 가해진 하중과 그에 따른 하중작용점의 변위 관계가 선형이라는 조건이 성립할 때, 다음과 같이 표현될 수 있다[20].

$$G_c = \frac{P_c^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (1)$$

여기서 C 는 하중 P 와 하중작용점 변위 δ 의 비율을 나타

내는 컴플라이언스이며 $\left(C = \frac{\delta}{P}\right)$, B 는 시편의 폭을 나타낸다. 아래첨자 c 가 있는 P_c 는 균열이 진전하기 시작하는 시점의 하중을 나타낸다. Irwin-Kies 관계식으로 불리는 이식은 시편의 형상에 상관없이 균열 길이와 그에 대응하는 컴플라이언스의 관계를 구하면 에너지방출률 G 를 계산할 수 있게 해주므로, 많은 시편의 파괴인성 G_c 을 측정하기 위해 사용되어왔다.

SLB 시편의 경우 보 이론을 이용하여 식 (2)와 같이 C - a (컴플라이언스-균열길이) 관계를 유도한 후, Irwin-Kies 관계식을 적용하면 식 (3)을 얻게 되어 균열이 진전하기 시작할 때의 하중 P_c 와 초기 균열길이 a 를 측정함으로써 파괴인성 G_c 를 구할 수 있다.

$$C = \left(\frac{a^3}{E_1 I_1} - \frac{(2L^3 - a^3)}{(EI)_{eff}} \right) \quad (2)$$

$$G_c = \frac{P_c^2 a^2}{8B} \left(\frac{1}{E_1 I_1} - \frac{1}{(EI)_{eff}} \right) \quad (3)$$

그러나 식 (2)와 같이 보 이론으로 구한 시편의 C - a 관계는 시편의 기계적 거동을 실제보다 강성이 크게 묘사한다. 이는 보 두께 방향으로 형성되는 전단 변형과 균열선단 부근 응력 집중으로 야기되는 재료 변형이 보 이론에서 고려되지 않기 때문이다. 특히 접착 시편의 경우 균열은 고분자 재료로 이루어진 접착제 층 안에서 진전하기 때문에 균열 선단 부근의 재료변형 영역이 커 식 (2)의 관계는 실험적으로 얻어지는 관계와 비교해 오차가 크다. 따라서 시편의 C - a 관계를 실험적으로 구한 후, 식 (1)을 적용해 파괴인성을 측정하는 컴플라이언스 보정 방법이 많은 접착 시편의 파괴인성을 구하기 위한 표준방법으로서 추천되어 왔다[6-9,17-18]. 본 연구에서는 컴플라이언스 보정 방법을 SLB 시편에 적용하기 위해 혼합모드 하중을 받는 복합재료/금속 SLB 시편의 C - a 관계를 실험적으로 구하였다. 실험으로 얻은 C - a 관계는 식 (4)와 같이 균열길이와 컴플라이언스가 무차원 변수 ($a/t_1, E_1 BC$)로 정규화되도록 표현한 후 Irwin-Kies 관계식을 적용하여 계면파괴인성을 결정하였다.

$$\frac{a}{t_1} = \alpha (E_1 BC)^{1/3} + \beta \quad (4)$$

식 (4)와 같이 C - a 관계를 정규화된 형태로 표현하면 다양한 모드혼합 비율을 갖도록 SLB 시편들의 복합재료 층의 두께 t_1 를 다르게 제작하여도 C - a 관계는 1개의 식으로 표현

될 수 있다. SLB 시편에 3 점 굽힘 하중을 가하면서 하중-변위 관계를 측정함으로써 실험적으로 보정 계수 α, β 를 구한 후 식 (1)의 Irwin-Kies 관계식을 식 (4)에 적용하면 파괴인성은 식 (5)와 같이 나타내어진다. 식 (5)를 이용하면 균열이 진전하기 시작할 때의 하중과 컴플라이언스를 측정함으로써 파괴인성 값을 계산할 수 있다.

$$G_c = \frac{3}{2t_1} \left(\frac{P_c}{B} \right)^2 \frac{(E_1 BC)^{2/3}}{\alpha E_1} \quad (5)$$

최종적으로 유도된 식 (5)는 파괴인성 측정 과정에 기계적인 하중만을 고려하였다. 그러나 최근 이종재료 접착 계면의 파괴인성을 측정한 연구들은 잔류 열응력의 영향을 반드시 고려해야 함을 주장하고 있다 [21-23]. 대부분의 접착제는 고온에서 경화되는 폴리머인데, 서로 다른 열팽창 계수를 갖는 재료가 고온에서 접착 과정을 거치면 상온에서는 잔류 응력이 남아 하중을 가하기 전 상태($P=0$)에서도 시편은 균열 진전에 필요한 잠재 에너지를 이미 가지고 있는 상태($G \neq 0$)이다. 따라서 고온에서 접착된 조인트의 계면 파괴인성은 식 (6)과 같이 기계적인 하중에 의한 영향과 잔류 열응력에 의한 영향 그리고 그 두 하중의 상호작용을 모두 고려하여 측정되어야 한다.

$$G = G_{mech} + G_T + G_{int} \quad (6)$$

여기서 G_{mech} 은 잔류 응력 없이 외부 하중만 가해주었을 때의 에너지방출률, G_T 는 잔류 응력만 존재할 때의 에너지방출률 그리고 G_{int} 는 외부 하중과 잔류 응력이 동시에 작용할 때 생기는 상호작용 항이다. SLB 시편의 G_T 와 G_{int} 는 보이론을 이용하여 Nairn [22]에 의해 식 (7), (8)과 같이 유도되었으며 잔류 응력에 의한 에너지방출률은 보이론으로도 수치해석 결과와 차이가 없이 엄밀하게 계산될 수 있음이 확인된 바 있다.

$$G_T = \frac{1}{2} \frac{E_1 t_1 \Delta \alpha^2 \Delta T^2 (1 + R \lambda^3)}{1 + R \lambda (4 + \lambda (6 + \lambda (4 + R \lambda)))} \quad (7)$$

$$G_{int} = \frac{3Pa \Delta T \Delta \alpha (R \lambda^2 (1 + \lambda))}{B t_1 (1 + R \lambda (4 + \lambda (6 + \lambda (4 + R \lambda))))} \quad (8)$$

본 연구에서는 G_{mech} 은 컴플라이언스 보정법을 이용한 식 (5)를 사용하여 구하였으며 G_T 와 G_{int} 는 보 이론을 이용하여 Nairn [22]에 의해 유도된 식 (7), (8)을 사용하여 계면의 파괴인성을 구하였다.

이상과 같은 과정을 거쳐 계산된 파괴인성은 균열이 진전하는데 소모되는 총 에너지량을 나타내며 식 (9)와 같이 균열 열림 성분과 미끄러짐 성분이 모두 포함되어 있다.

$$G = G_I + G_{II} \quad (9)$$

파괴인성 값의 성분분리는 Fig. 3과 같이 SLB 시편에 작용하는 하중을 Mode I과 Mode II 성분으로 분리한 후 각각의 하중상태를 보이론에 적용, 식 (10), (11)과 같이 파괴인성 값을 개별적으로 계산함으로써 성분비율을 결정하였다. 파괴인성 값 자체는 컴플라이언스 보정법을 활용하여 실험적으로 구하였지만 모드 혼합비율 $\frac{G_{II}}{G_I}$ 은 보이론에서 크게 벗어나지 않는다고 가정한 것이다.

$$G_I = \frac{P^2 a^2}{8B} \left(\frac{D_2^2}{(D_1 + D_2)^2} \left(\frac{1}{D_1} + \frac{1}{D_2} \right) \right) \quad (10)$$

$$G_{II} = \frac{P^2 a^2}{8B} \left(\frac{1}{(D_1 + D_2)} - \frac{1}{D} \right) \quad (11)$$

where $D_i = E_i I_i$ for material i

and $D = (EI)_{\text{eff}}$ for bonded beam section

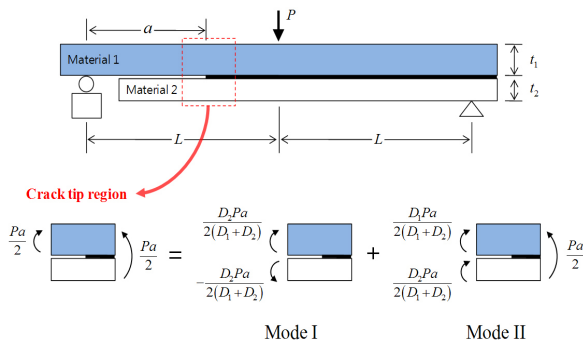


Fig. 3 Mode decomposition of bi-material SLB test.

Fig. 4는 본 실험에서 사용한 SLB 시편의 치수와 물성을 적용했을 때 복합재료 보의 두께 변화에 따른 혼합모드 비율 변화를 나타낸다. 탄소강 보의 두께를 1mm로 고정했을 때, 복합재료 보의 두께를 0.2~4.5 mm로 변화시키면 순수 열림 모드에서 순수 미끄러짐 모드까지 거의 전구간의 모드혼합 비율을 만들어 낼 수 있음을 알 수 있다.

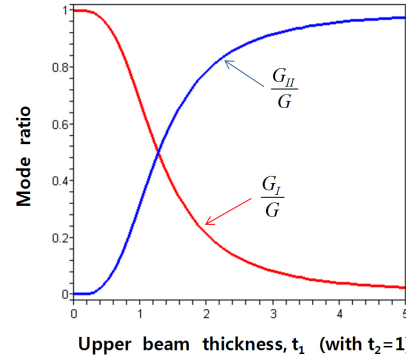
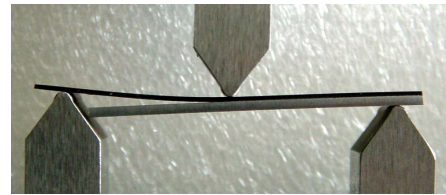


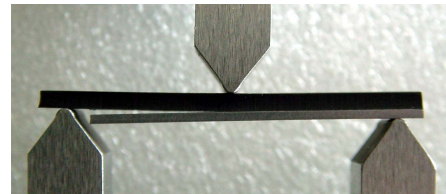
Fig. 4 Mode ratio variation of SLB specimen according to composite beam thickness change.

4. 결과 및 고찰

SLB 시편의 3점 굽힘 시험결과 Fig. 5과 같이 균열은 두 재료의 계면을 따라서 진전해 나갔으며 굽힘 하중이 가해지는 중심점에서 멈추었다. 복합재료 층의 두께가 얇아지면 시편의 계면균열 선단에 균열 열림 변위가 커지고 (Fig. 5(a)) 두꺼워지면 균열 미끄러짐 변위가 커진다 (Fig. 5(b)).



(a) SLB specimen with $t_1 = 0.5\text{mm}$



(b) SLB specimen with $t_1 = 2\text{mm}$

Fig. 5 Three-point bending test of SLB specimens.

Fig. 6는 SLB 시편의 복합재료 층 두께를 4 종류로 다르게 제작하여 ($t_1 = 0.5\text{ mm}, 0.75\text{ mm}, 1.25\text{ mm}, 2\text{ mm}$) 파손 시험하여 얻은 대표적인 하중-변위 곡선이다. 복합재료 층의 두께가 두꺼워져 균열 미끄러짐 하중 상태가 강해질수록 파손 하중이 커짐을 알 수 있다. 초기에는 하중-변위 관계가 선형관계를 보이다가 균열이 진전하기 시작하면 하중-변위 관계는 비선형성을 보이기 시작한다. 계속해서 가해지는 굽힘 변위에 따라 균열 진전량이 커지면 시편이 지지하는

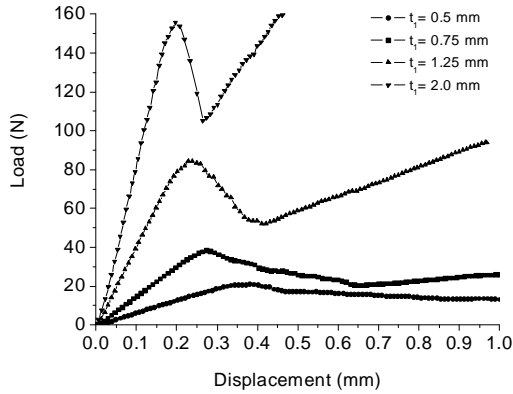


Fig. 6 Typical load-displacement curves of SLB tests.

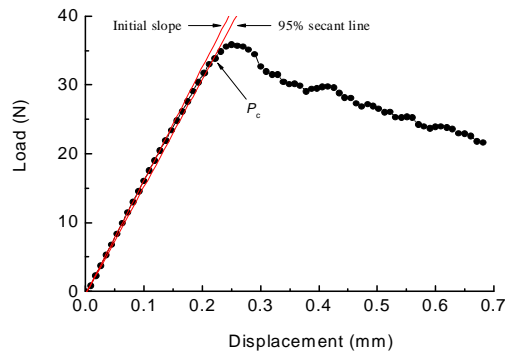


Fig. 7 A typical load-displacement curve of a SLB test ($t_1 = 0.75$ mm) and crack on-set load determination.

하중 값이 점진적으로 떨어지게 된다. 그 후 균열이 시편 중심점까지 진전하면 더 이상 균열은 성장하지 못하기 때문에 다시 하중이 올라간다.

균열이 진전하기 시작할 때의 하중 P_c 는 Fig. 7과 같이 초기 균열이 성장하기 전, 하중-변위 관계가 선형일 때 기울기의 95% 기울기 선과 하중-변위 곡선이 만나는 지점으로 설정하였다. 이는 금속 및 폴리머의 균열 진전 시점을 결정하는 통상적인 방식이다[24,25].

복합재료 층 두께를 4 종류로 다르게 제작한 SLB 시편의 파손 시험은 각 종류마다 5번 수행되었으며 $C-a$ 관계의 보정 계수는 $\alpha = 0.92$, $\beta = 4.54$ 로 측정되었다 (Fig. 8).

복합재료와 탄소강 두께 비율에 따른 SLB 시편의 혼합모드 계면파괴인성의 변화는 Fig. 9와 같이 나타난다. 복합재료 층의 두께가 두꺼워져 균열 열림보다 균열 미끄러짐 하중의 비율이 커질수록 계면의 파괴인성 값이 커짐을 보여준다. 이것은 동일한 계면이라도 작용하는 하중 상태에 따라 파괴에 대한 저항력이 달라짐을 의미한다. 따라서 이중재료가 접착된 구조물의 파괴하중을 예측하기 위해서는 계면 균열에 작용하는 하중 상태에 대한 분석이 필수적이다.

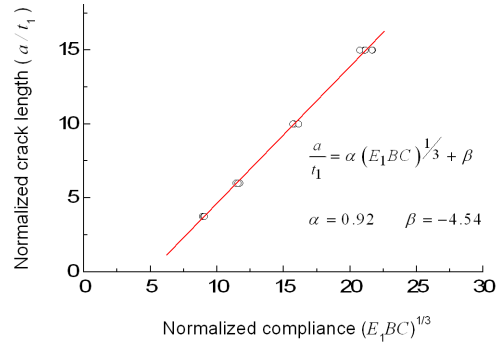


Fig. 8 Normalized compliance-crack length relationship.

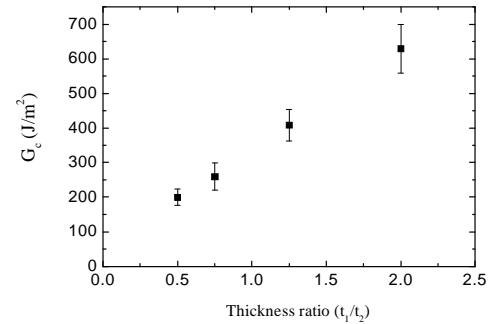


Fig. 9 Interfacial toughness according to thickness ratio.

SLB 시편의 두께 비율을 모드혼합 비율을 나타내는 위상각 (phase angle)으로 바꾸어 표현하면 Fig. 10과 같이 계면 파괴인성을 위상각에 대한 함수로서 표현할 수 있다. 위상각 Ψ 는 균열 열림 하중에 대한 미끄러짐 하중의 비율로서 식 (12)와 같이 정의된다. 위상각이 0° 인 경우 순수한 열림 모드 하중상태를, 90° 인 경우 순수한 미끄러짐 모드 하중상태임을 나타낸다. 위상각으로 모드혼합 비율을 표현하면 SLB 시편 이외의 임의의 형상의 접착 구조물에서도 위상각을 구하고 이에 대응하는 계면파괴인성을 확인함으로써 파손을 예측할 수 있다.

$$\tan \psi = \sqrt{\frac{G_{II}}{G_I}} \quad (12)$$

측정된 계면의 파괴인성은 위상각의 증가에 따라 증가하는데 Fig. 10과 같이 2차 함수를 사용함으로 근사할 수 있다. 계면의 파괴인성은 혼합모드 하중 상태에서 균열 미끄러짐 모드의 비율이 커질수록 증가하며 그 증가 비율도 순수 미끄러짐 모드에 가까워질수록 커짐을 알 수 있다. 동일한 계면이라 할지라도 하중 상태에 따라 균열진전에 대한 저항력이 다른 이유를 고찰하기 위해 균열이 진전하는 영상을 촬영하였다.

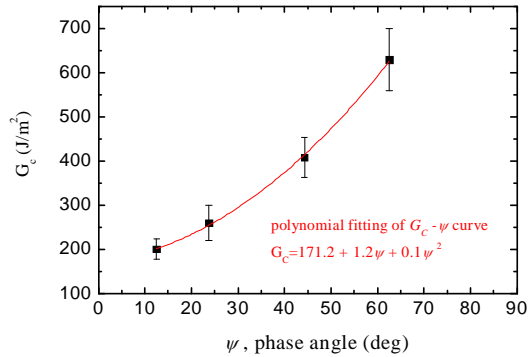
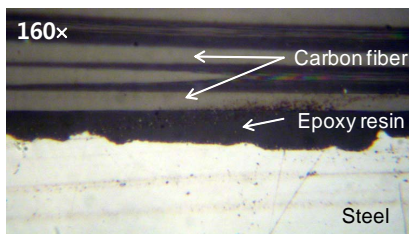
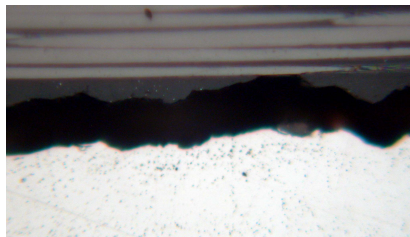


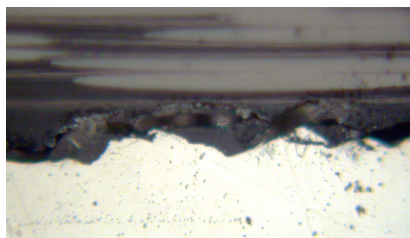
Fig. 10 Interfacial toughness according to phase angle.



(a) Co-cure bonded composite/steel interface.



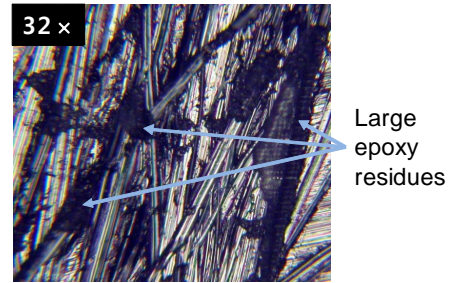
(b) Interfacial failure in opening-mode loading.



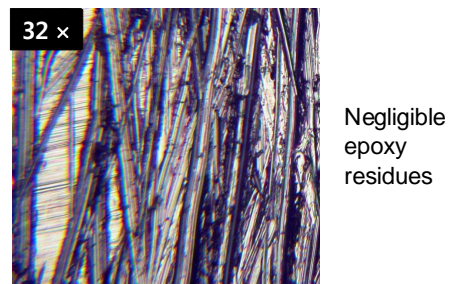
(c) Cohesive failure in sliding-mode loading.

Fig. 11 Crack path deviation according to loading modes.

Fig. 11(a)는 복합재료/탄소강 접착 계면의 모습을 나타낸다. 복합재료/탄소강 동시경화 접착된 계면은 복합재료의 에폭시 기지가 탄소강과 접착된 에폭시/탄소강 계면임을 알 수 있다. 균열 열림 하중이 작용할 때 에폭시와 금속과의 접착이 분리되는 접착파괴 (adhesive failure) 로 인한 계면파괴 (interfacial failure) 모습이 관찰되었다 (Fig. 11(b)). 그러나 균열 미끄러짐 하중의



(a) Fracture surface of sliding-mode dominant specimen.



(b) Fracture surface of opening-mode dominant specimen.

Fig. 12 Fracture surfaces of the CFRP/Steel bond.

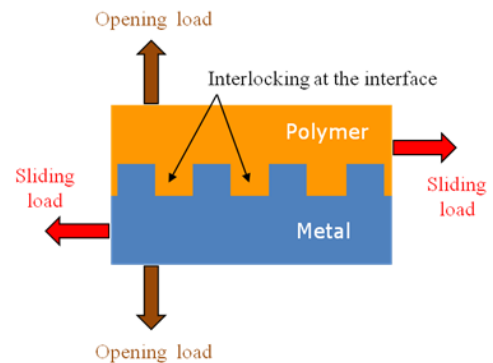


Fig. 13 The interaction between mechanical interlock mechanism and loading modes.

비율이 커지면 균열은 에폭시 재료의 응집파손 (cohesive failure) 을 유발하면서 에폭시 내부에서 진전해 나간다 (Fig. 11(c)).

이종재료 접착 조인트 제작 시, 동일한 재료를 동일한 접착과정으로 제작하여도 작용하는 하중상태에 따라 접착 강도가 다르게 측정되는 이유는 이와 같이 하중상태에 따라 파괴모드가 달라지기 때문이다. 파괴된 시편의 금속 파단면을 관찰하면 균열 미끄러짐 모드일 때 균열 열림 모드일 때보다 에폭시 수지가 더 많이 남아있음을 확인할 수 있다 (Fig. 12).

에폭시와 금속의 접착 원리는 고온에서 유체상태로 점성이 낮아진 폴리머가 분자간의 인력으로 금속표면에 흡착 (adsorption) 된 후 경화과정을 거쳐 굳어지면서 고체 표면의

미세한 산과 골 사이로 침투되어 기계적 잠금 (mechanical interlock) 효과가 나타난 것이다 (Fig. 13) [26, 27]. 따라서 접착강도는 표면처리 방식에 따라 다양하게 나타나는 금속표면의 거칠기 즉 물리적인 미세 형상에 민감하게 영향을 받는다. 균열 열림 하중상태에서는 균열 진전이 폴리머의 파괴를 유발하지 못하지만, 균열 미끄러짐 하중상태에서는 두 재료가 계면을 사이에 두고 미끄러질 때, 기계적으로 폴리머가 금속의 거친 표면에 침투되어 있기 때문에 폴리머의 파괴를 유발시키면서 균열이 진전한다. 따라서 미끄러짐 하중상태에서는 열림 하중상태에서보다 균열 진전에 더 큰 에너지가 소모되는 것이다.

5. 결 론

본 연구에서는 SLB 시편을 이용한 복합재료/금속 계면의 파괴인성, G_c 측정법을 제시하였다. 특별히 혼합모드 파괴인성을 잔류 열응력을 고려하여 측정하였으며, 균열의 성장과정 및 파단면을 관찰함으로써 모드혼합 비율이 달라질 때 계면파괴인성이 달라지는 원인을 설명하고자 하였다. 수행한 실험결과를 통해 요약한 결론은 다음과 같다.

복합재료/탄소강 접착 계면의 파괴인성은 균열 미끄러짐 모드 비율이 높아질수록 커진다. 이는 균열 미끄러짐 하중상태에서 균열이 복합재료의 에폭시 수지층을 따라서 진전하는 응집파손 모드 (cohesive failure mode)를 보이고 균열 열림 하중상태에서는 균열이 계면을 따라서 진전하는 접착파손 모드 (adhesive failure mode)를 보이기 때문이다. 균열이 에폭시를 파괴시키면서 진전할 때는 고분자 사슬들이 서로 엉킨 구조인 에폭시의 변형 및 파손에 수반되는 많은 에너지를 소모시키지만 균열이 에폭시-금속 사이의 반데르발스 결합만을 끊으면서 진전할 때는 에너지의 소모가 상대적으로 작다. 따라서 접착조인트는 가능한 한 계면에서 전단응력으로 하중이 전달되도록 설계되어야 하며 향후 금속 표면의 미세 구조를 제어할 수 있는 표면가공 기술을 개발한다면 균열 열림 모드에서도 기계적 잠금 효과가 나타날 수 있도록 표면의 미세지형을 가공함으로써 균열 열림 하중상태에서도 접착 강도가 큰 조인트의 가능성도 생각할 수 있다.

후 기

이 논문은 2010년도 정부(교육과학기술부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 기초연구사업이며, 지원에 대해 감사 드립니다. (No. 2009-0083647)

참고문헌

1) Higgins, A., "Adhesive bonding of aircraft structures," *Int.*

J. Adhes. Adhes., Vol. 20, No. 5, 2000, pp. 367-376.
 2) Davis, J.R., *Aluminum and Aluminum Alloys* (ASM Specialty Handbook), ASM International, 1993, pp. 438-450.
 3) Brockmann, W., Geiß, P.L., Klinge, J., Schröder, B., *Adhesive bonding: Materials, Applications and Technology*, WILEY-VCH, 2009, pp. 205-236.
 4) Albrecht, P. and Sahli, A.H., "Static strength of bolted and adhesively bonded joints for steel structures," *Adhesively bonded joints: testing, analysis and design*, ASTM STP 981, W.S. Johnson, Ed., Philadelphia, 1988, pp. 229-251.
 5) Noor, A.K., *Structures technology for future aerospace systems*, AIAA, Virginia, 2000, pp. 58-65.
 6) ASTM D 3433 - 1999, Standard test method for fracture strength in cleavage of adhesives in bonded metal joints.
 7) ASTM D 5528 - 2001, Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites.
 8) ISO 15024 - 2001, Fibre-reinforced plastic composites - determination of mode I interlaminar fracture toughness, G_{Ic} , for unidirectionally reinforced materials.
 9) JIS K 7086 - 1993, Testing methods for interlaminar fracture toughness of carbon fiber reinforced plastics.
 10) Arcan, M., Hashin, Z., Voloshin, A., "A methods to produce uniform plane stress state with applications to fiber-reinforced materials," *Exp. Mech.*, Vol. 18, 1978, pp. 141-146.
 11) Richard, H.A., "A new compact shear specimen," *Int. J. Fract.*, Vol. 17, 1981, pp. R105-107.
 12) Richard, H.A., Benitz, K., "A loading device for the creation of mixed mode in fracture mechanics," *Int. J. Fract.*, Vol. 22, 1983, pp. R55-58.
 13) Wang, J.S., Suo, Z., "Experimental determination of interfacial toughness curves using Brazil Nut sandwiches," *Acta metal. Mater.*, Vol. 38, 1990, pp. 1279-1290.
 14) Davidson, B.D., Sundararaman, V., "A single leg bending test for interfacial fracture toughness determination," *Int. J. Fract.*, Vol. 78, 1996, pp. 193-210.
 15) 김원석, 이정주, "복합재료/금속 접착 계면의 파괴인성치 측정," 한국복합재료학회지, 제21권, 제4호, 2008, pp. 7-14.
 16) 정성균, "무게가 상이한 탄소부직포가 삽입된 CFRP 적층판의 층간파괴인성," 한국복합재료 학회지, 제22권, 제2호, 2009, pp. 43-48.
 17) DIN EN 6034 - 1995, Aerospace series - Carbon fibre reinforced plastics - Test method - Determination of interlaminar fracture toughness energy Mode II - GIIC.
 18) ASTM D 6671 - 2004, Standard Test Method for Mixed

Mode I-Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber Reinforced Polymer Matrix Composites.

- 19) Davidson, B.D., Gharibian, S.J., Yu, L., "Evaluation of energy release rate-based approaches for predicting delamination growth in laminated composites," *Int. J. Fract.*, Vol. 105, 2000, pp. 343-365.
- 20) Irwin, G.R., Kies, J.A., "Critical energy release rate analysis of fracture strength," *Welding J.*, Vol. 33, 1954, Research Supplement, pp. 193-198.
- 21) Jiao, J., Gurumurthy, C.K., Kramer, E.J., Sha, Y., Hui, C.Y., Borgensen, P., "Measurement of interfacial fracture toughness under combined mechanical and thermal stresses," *J. Electron. Pack.*, Vol. 120, 1998, pp. 349-353.
- 22) Nairn, J.A., "On the calculation of energy release rate for cracked laminates with residual stresses," *Int. J. Fract.*, Vol. 139, 2006, pp. 267-293.
- 23) Yokozeki, T., Ogasawawa, T., Aoki, T., "Correction method for evaluation of interfacial fracture toughness of DCB, ENF and MMB specimens with residual thermal stresses," *Compos. Sci. Tech.*, Vol. 68, 2008, pp. 760-767.
- 24) ASTM E 1820-05., Standard test method for measurement of fracture toughness.
- 25) ASTM D 5045-99., Standard test methods for plane-strain fracture toughness and strain energy release rate of plastic materials.
- 26) Kinloch, A.J., *Adhesion and Adhesives: science and technology*, Chapman and Hall, 1987.
- 27) Kim, W.S., Yoon, I.H., Lee, J.J., Jung, H.T., "Evaluation of mechanical interlock effect on adhesion strength of polymer-metal interfaces using micro-patterned surface topography," *Int. J. Adhes. Adhes.*, Vol. 30, 2010, pp. 408-417.