

## 論文

## GLASS/EPOXY복합재료의 일반궤적법에 의한 파괴인성 평가

전의진\* · 조치룡\* · 유 희\*\*

## Characterization of the Crack Resistance In Glass/Epoxy Composites using the Generalized Locus Method

Eui-Jin Jun\*, Chee R. Joe\*, Hee You\*\*

## 요 약

비선형 물질의 파괴인성 평가방법인 일반궤적법(Generalized Locus Method)을 이용하여 Glass/Epoxy적층복합재료의 비선형 파괴현상을 효율적으로 평가하는 방법을 제시하였다. 복합재료에 있어, 섬유를 가로지르는 방향으로의 파괴는 큰 소성 변형과 blunting이 크랙 선단에 발생하여 비선형적인 파괴가 일어나는 것이 통례이다. 이러한 비선형적 파괴의 특성을 규명하기 위해서 전 에너지방출율  $\dot{G}$ 를 안정적으로 구할 수 있는 방법인 일반궤적법을 적용하였다. 에너지 균형에 기초한 일반적 궤적법의 이론적 배경을 알아보고 이의 효율성을 적층 복합재료의 파괴실험을 통하여 검증하였다.

## ABSTRACT

A reliable way of determining the crack resistance of Glass/Epoxy composites is presented. In composites, the fracture perpendicular to the fiber direction usually shows a non-linear behavior accompanying blunting and plastic deformation around the crack tip. The G.L.M(Generalized Locus Method) which determines a stable total energy release rate( $\dot{G}$ ) even in a highly non-linear material is utilized in this study. The theoretical background of the G.L.M is explained and the efficiency of the method is presented by determining the crack resistance of a laminated Glass/Epoxy composite plate.

\* 한국기계연구소 복합재료실

\*\* 울산대학교 대학원 기계공학과

### 1. 서 론

고 파괴인성 재료를 개발하고 그 소재의 파괴인성을 설계 자료로 사용하기 위해서는 파괴 역학을 이용하여 시편의 형상에 구애 받지 않는 물성으로서의 파괴인성치를 구하는 것이 중요하다. 파괴역학은 크게 선형과 비선형의 두 분야로 나눌수 있는데, 재료의 선형변형을 가정하는 선형파괴역학에서는 에너지 방출을 G 및 응력강도계수 K등이 파괴인성의 척도로 사용되고 있으며[1], 비선형파괴역학에서는 J 적분[2] 및 전에너지방출을  $\tilde{G}$  [3] 등이 사용되고 있다.

적층 복합재료에 대해서는 내구성 또는 충격에 대한 저항성이 재료의 층간 파괴와 밀접한 관계가 있음이 인식되어 층간파괴에 대한 연구[4-8]가 많이 이루어져왔다. 일반적인 층간파괴에서는 층간에 존재하는 기지재료의 변형이 양층에 의하여 물리적으로 제한을 받는 상태로 그 기지재료를 따라 크랙이 진전한다. 따라서 층간파괴의 경우 크랙선단 부근의 소성역이 크랙길이에 비하여 충분히 작으며, 크랙선단 부근을 제외하고는 탄성변형에 가까우므로 선형파괴역학적 해석이 비교적 잘 적용이되고있다. 층간 파괴현상 외에, 파괴가 섬유를 가로지르는 방향으로 일어날 경우에는 보강섬유의 파괴, 기지재의 파괴 및 섬유와 기지재의 분리현상 등 복합적인 파괴현상이 동반된다. 그러므로 기지재와 보강섬유 모두 선형적 성질의 재료일 경우라도 결과적으로 나타나는 재료의 파괴현상은 비선형적 성질을 띠는 경우가 많다. 층간파괴의 경우에도 성형공법의 다변화로 보강섬유가 직조 또는 엇김 형태로 층간에 보강되어 각 층간에 보강 섬유에 의한 연결이 이루어지면 그 파괴양상이 비선형적으로 일어나는 것은 자명한 사실이다. 그러므로 층간보강 또는 미세 내포물에 의한 고인성복합재료를 개발하기 위한 파괴인성 평가방법으로는 선형뿐만 아니라 비선형 파괴의 경우에도 효과적으로 다룰수 있는 방법이 요구된다.

본 연구에서는 전에너지 방출을( $\tilde{G}$ )을 안정적으로 구할수 있는 방법인 일반적 궤적법[9-13]을 이용하여 Glass/Epoxy 적층 복합재료에서의 비선형 파괴를 효율적으로 평가하는 방법을 제시하고자 한다. 에너지

방출에 기초한 이 일반적 궤적법의 이론적 배경을 알아보고 이의 효율성을, 파괴가 적층 복합재료의 섬유를 가로지르는 방향으로 일어나는 실험을 통하여 검증하고자 한다. 크랙 선단 및 주변에서 발생하는 에너지 소모의 형태가 복잡하여 일반적인 파괴인성 평가방법은 적용하기 힘든 경우까지도 파괴인성을 효율적으로 평가할수있는 방법을 제시하려는 것이다.

### 2. 궤적법에 의한 $\tilde{G}$ 의 결정

전에너지 방출을( $\tilde{G}(a, x)$ )은 다음과 같이 정의되어진다[3].

$$\tilde{G} = -\frac{1}{B} \left( \frac{\partial U}{\partial a} \right)_x \quad (1)$$

(B: 시편두께, a: 크랙 길이, x: 변위,

$$U = \int_0^x P dx, P = P(a, x): \text{적용된 하중}$$

하중 P가 a와 x의 함수이므로, U도 a와 x의 함수이다. 따라서

$$\left( \frac{\partial U}{\partial a} \right) = \frac{dU}{da} - \left( \frac{\partial U}{\partial x} \right)_a \frac{dx}{da} = \frac{dU}{da} - P \frac{dx}{da} \quad (2)$$

방정식 (1)에 (2)를 대입하고, 궤적선 L에 따라 양쪽을 적분하면 다음과 같이 된다.

$$-B \int_L \tilde{G} da = \int_L dU - \int_L P dx \quad (3)$$

식 (3)의 우변은 Fig. 1에 나타나 있는데, 여기서 A와 D사이의 점선이 궤적선 L이다. 우변 첫 항은 OAE의 면적이고, 둘째 항은 DAE의 면적을 나타낸다. 따라서 방정식 (3)의 오른쪽 항들의 합은 하중-변위 곡선과 궤적선 L, 그리고 변위축에 의해 닫혀진 빗금쳐진 부분 OAD의 면적이 된다. 빗금쳐진 면적을  $U_L(a)$  이라고 정의하면, 궤적선 L위의 한점에서의  $\tilde{G}(a)$ 는 방정식 (3)으로부터 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\tilde{G} = -\frac{1}{B} \frac{dU_L}{da} \quad (4)$$

방정식(4)를 사용하면, 초기 크랙길이 a 만을 달

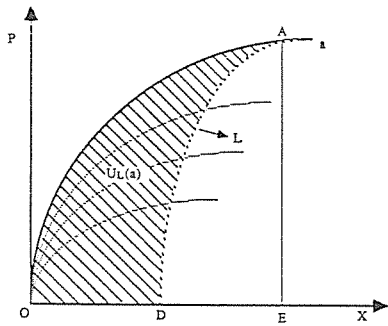


Fig. 1. A Schematic load-displacement record showing  $U_L$  as a function of initial crack length  $a$ .

리하는 시편들의 하중-변위 기록으로부터, 임의의 특성점들의 궤적  $L$ 을 따라서  $\tilde{G}(a)$  값을 얻을수 있다.

Fig. 2에  $U_L/B$ 대  $a$ 의 도식적인 그림이 있는데, 그림의 기울기로부터  $\tilde{G}$  값을  $a$ 의 함수로 구할수 있다. 궤적을 따른  $\tilde{G}$  값의 변화 또한 기울기의 변화로부터 쉽게 알아볼 수 있다. 예를들어 Fig. 2의 경우와 같이 곡선의 기울기가  $a$ 가 증가함에 따라 감소하는 경우에는,  $\tilde{G}$  값이  $a$ 가 증가함에 따라 점차 감소함을 알 수 있다.  $U_L/B$ 대  $a$ 의 그림이 직선이 되는 경우에는  $\tilde{G}$ 가 특성점들의 궤적을 따라 변하지 않고 일정함을 뜻한다. 그러므로,  $U_L/B$ 대  $a$ 의 그림은 관심이 있는 어떤 특성점들의 궤적상에서의  $\tilde{G}$  값의  $a$ 에 따른 변화를 알아보는데 사용될 수 있다. 크랙이 진전하기 시작하는 크랙 시발점들 또한 일종의 특성점

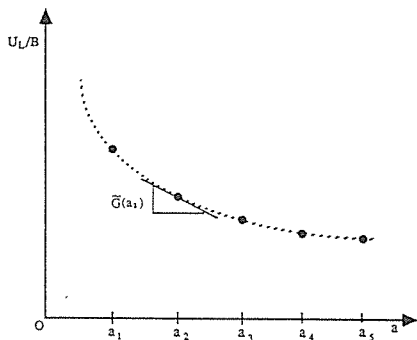


Fig. 2. A schematic plot  $U_L/B$  vs initial crack length  $a$ .

들이므로 이들로 하나의 궤적선  $L$ 을 구성할 수 있다. 그러므로 초기 크랙  $a$ 만을 달리하는 시편들의 파괴에 있어서 크랙 시발점에서 값이 일정한지 알아보는 데에 위와 같은 방법이 사용될 수 있다.  $\tilde{G}$ 가 궤적선  $L$ 을 따라 일정할 때  $\tilde{G}$ 는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$\tilde{G} = -\frac{1}{B} \frac{\Delta U_L}{\Delta a} \quad (5)$$

### 3. 실험

이번 실험에서는 한국 화이버(주)의 Glass/Epoxy Prepreg을 적층순서를 [0/45/90/-45]<sub>4s</sub>로하여 Autoclave로 10mm 두께의 판재를 만들었다. 이 판재로부터 길이=120mm, 폭=19mm, 두께=10mm의 3-point bending 시편을 제작하였다. 정하여진 위치에 드릴로 반경 0.8mm의 구멍을 낸후 실톱으로 측면에서 이 구멍까지 절단하여 시편에 크랙을 만들었다. 이렇게 가공된 크랙의 원형 선단에 깊이 0.5mm의 razor notch를 치구를 이용하여 형성시켰다. Razor Crack을 만들때 크랙 선단에 생기는 잔류응력의 영향을 최소화하기 위하여 Razor Crack을 발생시킨 뒤 1주일 이상 시편들을 방치하여 놓았다. 시편의 형상은 Fig. 3와 같다.

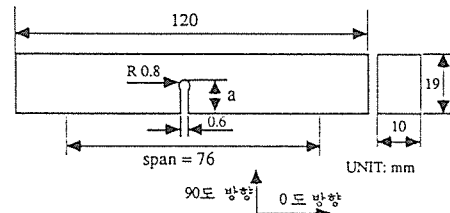


Fig. 3. Geometry of 3-point bend specimen

크랙길이  $a$ 는 4.2mm, 6.2mm, 8.2mm, 10.2mm, 12.2mm, 14.2mm로 만들었다. Instron으로 3-point bending 실험을 5mm/min의 crosshead speed로 행하였으며, 실험시의 온도는 21°C, 상대 습도는 49%였다. 하중과 변위 그래프는 X-Y recorder에 기

록하였으며 크랙 진전 현상은 확대경을 이용하여 관찰하였다.

#### 4. 결과 및 토론

3-point bending 실험에 의한 하중-변위 그래프가 Fig. 4에 있다.

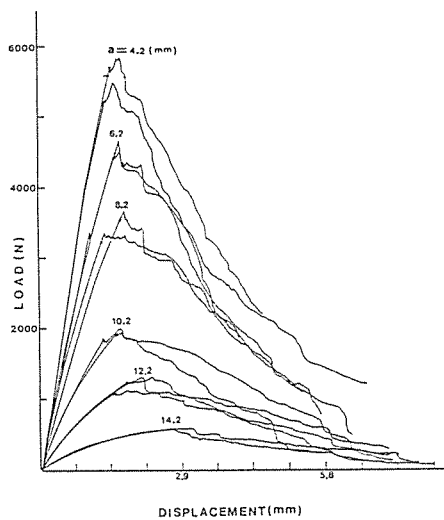


Fig. 4. Load-displacement graph from 3-point bending test.

여기서 각 하중선에 표시된 작은 점들은 크랙시발점을 나타낸다. 파괴가 섬유를 가로지르는 방향으로 일어날 때는 크랙이 진전하기 전에 비교적 큰 규모의 blunting이 발생하기 때문에 크랙시발점을 판단하기가 쉽지 않다. 이번 실험의 경우에는 섬유 파단의 시발로 보이는 pop-in 현상이 나타났으며 이 시점이 확대경으로 관찰한 크랙 진전의 시발점과 거의 일치하였으므로 대부분 이점을 크랙시발점으로 간주하였다. 실험된 모든 시편은 급격한 파괴를 보이지 않고 그림의 최고하중점 이후의 곡선에서 알 수 있는 바와 같이 안정적으로 크랙성장이 발생하였다. Fig. 5에서 파괴시험 중의 시편의 형상을 볼 수 있다. 3-point Bending 시험의 시험장치 및 성격상 시험의 말미에는

하중곡선이 의미를 잃으므로 시험을 인위적으로 중단하여 하중곡선의 후미는 기록되어 있지 않다.

Fig. 4로부터 크랙 초기점들의 궤적 및 하중곡선 그리고 변위 축으로 둘러싸인 면적  $U_L$ 를 구하고 이를  $U_c$ 라 명명하여 Fig. 6에  $U_c/B$ 를  $a$ 의 함수로 나타내었다.

크랙선단의 변형역이 시편의 형태나 크기에 의해 제한받는 경우를 제외하고는 크랙시발점에서의  $\tilde{G}$  값이 초기크랙 길이에 관계없이 일반적으로 일정한 것으로 알려져있다[14]. Fig. 6으로부터  $U_c/B$ 와  $a$ 를 선형관계로 보고 최소자승법으로 구한 직선의 기울기에서 크랙시발점에서의  $\tilde{G}$  값인  $\tilde{G}_c$  값이 42KJ/m<sup>2</sup>임을 알 수 있었다(식5). 일반적인 강철의  $\tilde{G}_c$  값이 50~200KJ/m<sup>2</sup>임을 고려해 볼 때 본 실험에 사용된

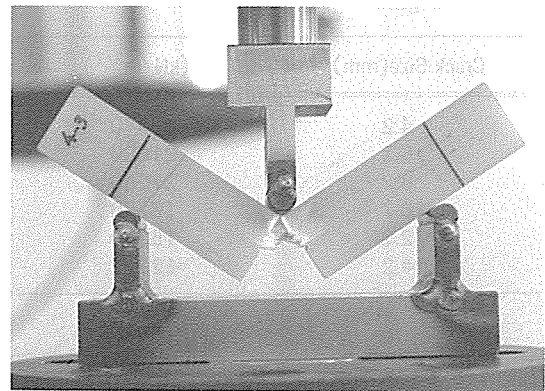


Fig. 5. 3-point bending test

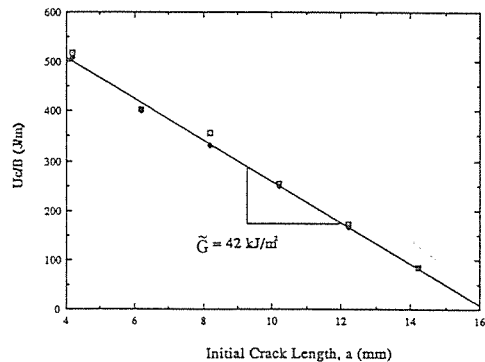


Fig. 6.  $U_c/B$  vs initial crack length

섬유강화 플라스틱 판재가 상당히 높은 파괴인성을 갖고 있음을 알 수 있다.

본 실험결과와 LEFM 해석을 위하여 Fig. 4에 있는

하중-변위 곡선으로부터 크랙시발점에서의 응력강도계수 K를 아래와 같은 식[15]을 사용하여 구하였다.

$$K = \frac{PS}{BW^{3/2}} \frac{3(a/W)^{1/2} \{1.99 - (a/W)(1-a/W)[2.15 - 3.93a/W + 2.7(a/W)^2]\}}{2(1+2a/W)(1-a/W)^{3/2}} \quad (6)$$

계산결과 산출된 응력강도계수가 Table. 1과 Fig. 7에 나와 있는데, 크랙 시발점에서의 응력강도계수가 초기크랙 size가 변함에 따라 경향성을 가지고 변하고 있다. 따라서 본 실험의 경우에는 크랙 선단 및 그 주변에서 발생하는 에너지 소모의 형태가 비선형 파괴의 양상을 보이고 있음을 알 수 있다.

Table 1. Stress intensity factors for each initial crack length.

Crack Size(mm)	K(kN/m <sup>3/2</sup> )
4.2	19740
6.2	21080
8.2	21059
10.2	16279
12.2	15359
14.2	12222

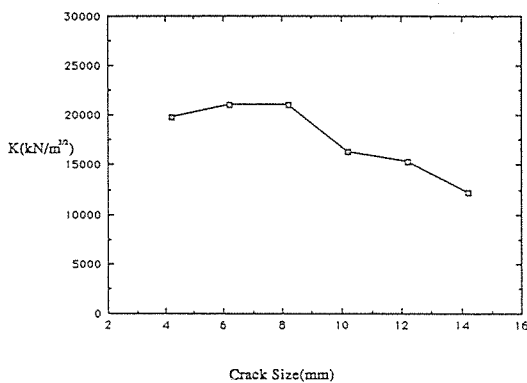


Fig. 7. Stress intensity factors vs initial crack length.

복합재료에서 파괴가 일어날때 섬유와 기지의 복합적인 파괴로 인하여 크랙 선단의 응력집중이 완화

되는 현상이 나타날 수 있다. 응력집중이 크게 완화될 경우에는 비교적 큰 크랙이라 할지라도 크랙으로서의 작용을 크게 못하고, 나머지 크랙이 없는 부분의 일반적 강도에 의해 강도가 결정될 수 있다. 따라서 본 실험을 크랙이 없는 부분을 폭으로 하는 보의 굽힘으로 보고 아래와 같은 식을 사용하여 각 시편의 초기 파단 시점에서의 최대응력값을 구해보았다.

$$\sigma = \frac{3PS}{2(W-a)^2} \quad (7)$$

P:하중, S:span, T:두께, W:폭, a:크랙길이

그 결과는 Table. 2와 Fig. 8에 나타나있다. Fig. 8에서 보는 바와 같이 초기크랙길이에 따른 응력값이 특정한 경향성없이 거의 일정한 값을 나타내고 있다.

따라서 본 실험의 경우에 크랙주변의 복합적인 파괴양상으로 인해 크랙선단의 응력 집중현상이 크게 완화되었음을 알 수 있다. 이같이 응력집중현상이 크게 완화된 경우에는 선형 파괴역학적 해석이 적용되기 힘들다. 이같은 경우의 파괴는 일반적인 최대응력 계산을 통하여 해석할 수 있지만, 재료가 얼마나 큰 파괴인성을 갖고있는가 하는 것을 정량적으로 표시하고 이를 기존 타 재료들의 파괴인성치와 비교

Table 2. Stress intensity factors for each initial crack length.

Crack Size(mm)	STRESS(kN/M <sup>2</sup> )
4.2	294
6.2	318
8.2	342
10.2	288
12.2	305
14.2	280

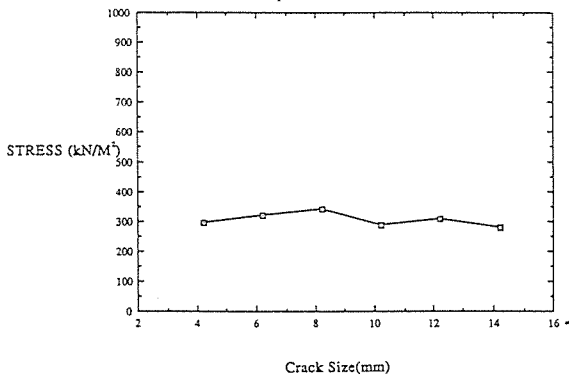


Fig. 8. Stress vs initial crack length.

평가하기 위해서는 파괴인성치를 안정적으로 구할 수 있는 방법이 필요하다. 에너지 평형에 기초한 일반 계적법은 극한 취성파괴에서부터, 본 실험결과와 같이 항복에 의한 파괴에 가까운 경우까지 두루 사용될 수 있는 일반적인 파괴인성 평가방법이다.

### 5. 결 론

일반 계적법을 이용하여 복합재료의 비선형 파괴를 효율적으로 평가하는 방법이 제시되었다. 일반 계적법의 이론적 배경을 알아보고 이의 효율성을 Glass/Epoxy 적층 복합재료의 파괴실험을 통하여 검증하였다. 실험에 사용된 Glass/Epoxy ([0/45/90/-45]4s) 복합재료에 있어 90° 방향 초기크랙에 의한 파괴에서  $\bar{G}$ 값이 42KJ/m<sup>2</sup>로 나타났다. 에너지 평형에 기초한 일반 계적법은 취성 파괴에서 항복에 가까운 파괴의 경우까지 두루 사용될 수 있는 일반적인 파괴인성 평가방법이다.

### 참 고 문 헌

1. D.Broek, Elementary Engineering Fracture Mechanics, 4th rev.ed., Martinus Nijhoff Publishers (1986) 130-136, 202-208.
2. J.R.Rice, J.Apple.Mech.35,379-386 (1968).
3. Liebowitz, H. & Eftis, J. Eng Fracture Mech., 3 (1971) 267-81.

4. Devitt, D.F., Schapery, R.A. and Bradley, W. L., 1984 "A method for determining the mode I delamination fracture toughness of elastic and viscoelastic composite materials", J.Composite Mat. Vol.14, pp.270-285.

5. Wang,S.S., Suemasu,H. and Zahlan, N.M., 1984, "Interlaminar fracture of random short-fiber SMC composite", J. Composite Mat., Vol.18, pp. 574-593.

6. Whitney, J.M., 1987, "Structural analysis of laminated anisotropic plates", Technomic Pub. Co.

7. Parker, A.P., 1981, "The mechanics of fracture and fatigue", E.& F.N. Spon Ltd.

8. Huston, D.L and Bascom, W.D., 1983, "Effects of lay-up temperature and loading rate in DCB tests of interlaminar crack growth", Composite Tech. Rev.5,pp.118-119.

9. B.H.KIM,C.R.Joe & D.M. Otterson, "On the determination of fracture toughness in polymers", Polymer Testing 8 (1989)119-133.

10. C.R.Joe and B.H.Kim, "On the essential work of fracture", International Journal of Fracture 42:R3-R8,1990.

11. B.H.Kim and C.R.Joe, "Comparision of the locus and the extrapolation methods that determine the criterial J- internalin the presence of remote energy dissipation", Engineering Fracture Mechanics. Vol.30,No.4, pp.493-503,1988.

12. B.H.Kim and C.R.Joe, "The effect of remote energy absorption in determining Jc value", Engineering Fracture Mechanics. Vol.32. No.2, pp.225-232, 1989.

13. B.H.Kim and C.R.Joe, "A method to evaluate critical J-integral value: Locus Method", Polymer Testing 7(1987) pp.355-363.

14. B.H.Kim and C.R.Joe, "On the resistance to crack initiation and growth" Engineering Fracture Mechanics (1989).

15. J.E. Srawley, Int.J.Fracture 12, 475-476 (1976).