

〈論 文〉

보 형태의 굽힘시편을 이용한 적층복합재료의 혼합모우드 층간파괴인성 평가

윤 성 호* · 홍 창 선*

(1989년 4월 27일 접수)

Beam-Type Bend Specimen for Interlaminar Fracture Toughness of Laminated Composite under Mixed-Mode Deformations

Sung-Ho Yoon and Chang-Sun Hong

Key Words : Laminated Composite(적층복합재료), Beam-Type Bend Specimen(보 형태의 굽힘시편), Interlaminar Fracture Toughness(층간파괴인성), Energy Release Rate(에너지 방출률), Delamination Plane(층간균열면), Shear Deformation(전단 변형)

Abstract

In this study, beam-type bend specimen is used to evaluate the interlaminar fracture toughness of laminated composite under mixed-mode deformations. The specimen is loaded under three-point bending and hence produced mixed-mode deformations in the vicinity of the crack tip according to the variation of the thickness ratio on delamination plane. Total energy release rate is obtained by elementary beam theory considering the effect of shear deformation. The partitioning of total value into mode-I and mode-II components is also performed. The mixed-mode interlaminar fracture toughness is evaluated by experiments on specimens with several thickness ratios of delamination plane. As the part of delamination plane is thicker, the effect of shear deformation on total energy release rate is increased. Beam-type bend specimen may be applied to obtain informations on the mixed-mode interlaminar fracture behavior of laminated composites.

1. 서 론

섬유강화 복합적층구조물에서의 층간파괴 현상은 복합적층구조물에서 가장 취약한 부위인 층간면에 서의 파손양상으로서 주로 복합적층구조물의 제작 및 가공시에 존재할 수 있는 일차결합 또는 실제 사용시에 유발될 수 있는 이차결합 등에 의해 발생

한다. 이와 같은 층간결합은 복합적층구조물의 강 성저하 요인으로 재료자체가 갖는 취성 등의 영향 과 결합되어 결합이 없는 복합적층구조물에서보다 훨씬 낮은 하중상태에서 최종파단이 초래된다. 따 라서 층간면에 대한 손상허용 평가는 중요한 의미 를 가지며 이를 위해 층간파괴인성의 평가가 행해 져야 한다. 층간균열진전에 대한 저항정도를 나타 내는 층간파괴인성은 층간파괴가 발생하였을 때의 응력강도계수나 에너지방출률에 의해 정의된다. 일 반적으로 층간파괴를 유발하는 파손형태는 모두

* 정회원, 한국과학기술원 기계공학과

I 변형에 의한 경우가 지배적이며 모드 II 변형에 의해 층간파괴가 발생하기도 한다. 그러나 실제의 복합적층구조물에서는 모드 I 과 모드 II 변형의 결합인 혼합모우드 변형에 의해 층간파괴가 발생하기 때문에 혼합모우드 층간파괴인성을 평가할 수 있는 적절한 방법이 제시되어 혼합모우드 층간파괴인성의 측정뿐 아니라 층간파괴 거동 등이 규명되어야 한다.

모우드 I 층간파괴인성은 섬유강화 복합재료에서 발생하는 층간균열 진전의 하한계를 제시해 준다는 점에서 중요하며 주로 DCB(double cantilever beam) 시편을 이용한 방법^(1~3)에 의해 평가되고 있다. 모드 II 층간파괴인성은 ENF(end notched flexure) 시편을 이용한 방법^(4~6)과 비대칭형상의 시편고정장치를 이용한 방법^(7~9)에 의해 평가되고 있다. 혼합모우드 층간파괴인성은 실제 복합적층구조물에서 발생하는 층간파괴 거동을 예측할 수 있는 정보를 제공해 준다는 점에서 중요하며 정량적인 평가방법의 제시를 위해 많은 연구가 진행되고 있다. 비대칭형상의 시편고정장치를 이용한 방법^(7~9)은 층간균열을 가진 시편을 비대칭형상의 시편 고정장치에 부착하여 규정된 하중각도에 따라 하중을 가하여 균열선단에 혼합모우드 변형을 유발시키는 방법으로 이를 이용하면 작용하는 하중각도에 따라 다양한 혼합모우드 층간파괴인성을 평가할 수 있다. CLS(cracked lap shear) 시편을 이용한 방법⁽¹⁰⁾은 전체에너지방출률에 대한 모드 I 에너지방출률의 비가 20%인 특정한 경우의 혼합모우드 층간파괴인성 평가만이 가능하기 때문에 다양한 혼합모우드 층간파괴인성 평가에는 적용하기가 곤란하다. 3점굽힘 시편을 이용한 방법⁽¹¹⁾은 하중작용점과 균열삽입 위치에 따라 균열선단에 여러가지 상태의 혼합 모드 변형을 유발시킬 수 있어서 다양한 혼합 모드 층간 파괴인성의 평가가 가능하다. 그러나 전체에너지방출률에 대한 모드 I 성분과 모드 II 성분의 에너지방출률이 분리되어 있지 않기 때문에 혼합모우드 층간파괴 거동에 대한 정보를 얻기가 곤란하며 시편제작이 용이하지 않아 실험에 적용하기가 어렵다. New variable mixed mode 시편을 이용한 방법^(12,13)은 균열길이와 하중작용점을 변화시킴에 따라 균열선단에 혼합모우드 변형을 유발시켜 혼합모우드 층간파괴인성을 평가하는 방법으로 실험에 적용하기 위해서는 하중부하 장치의 부착으로 인한 실험오차 유발요인들에 대한

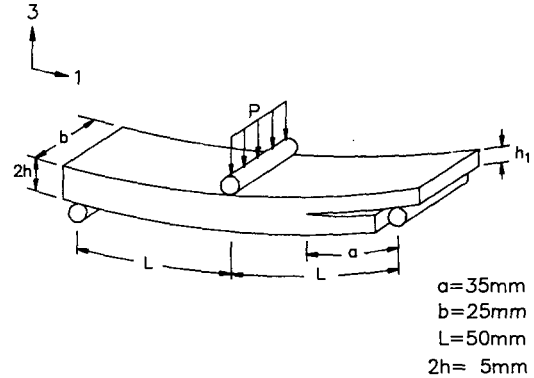


Fig. 1 Configuration of beam-type bend specimen

연구가 행해져야 한다. 층간균열면에서의 아랫쪽 보가 절단된 보 형태의 굽힘시편을 이용한 방법⁽¹⁴⁾은 층간균열면에서의 보 두께비가 다른 층간균열시편에 굽힘하중을 작용시켜 혼합모우드 층간파괴인성을 평가하게 되며 균열선단 부근의 굽힘모멘트를 고려한 에너지방출률 평가방법⁽¹³⁾을 이용한 전체에너지방출률 평가식이 제시되어 있다. 이와 같이 균열선단 부근의 굽힘모멘트만을 고려한 에너지방출률은 시편의 두께가 그리 두껍지 않은 경우에는 정확하게 평가할 수 있다. 그러나 층간균열면에서의 보 두께비에 따라 다양한 혼합모우드 층간파괴인성을 평가하기 위해서는 비교적 두꺼운 시편이 요구되며 이런 경우 전단변형에 의한 에너지방출률이 전체에너지방출률의 평가시 부가적으로 고려되어야 한다.

본 연구에서는 층간균열면에서의 보 두께비를 달리함에 따라 다양한 혼합모우드 층간파괴인성을 평가할 수 있는 Fig. 1과 같은 층간균열 시편에 대해 3점 굽힘하중이 작용될 때의 전체에너지방출률을 전단변형을 고려한 보 이론에 의해 유도하고 이를 층간균열면에서의 보 두께비에 따라 모드 I 성분과 모드 II 성분의 분리된 형태로 나타내었다. 또한 여러가지 시편두께에 대해 전체에너지방출률을 구해 전단변형에 의한 에너지방출률이 전체에너지방출률에 미치는 영향도 조사하였다. 그리고 층간균열면에서의 보 두께비가 0.3, 0.5, 0.6, 0.7 그리고 0.9인 경우의 층간균열시편에 대해 실험적으로 혼합 모드 층간 파괴인성을 평가하고 혼합 모드 변형을 받을 때의 층간파괴 거동도 조사하였다.

2. 에너지방출률의 평가

Fig. 2(a)와 같이 층간균열을 가진 보에 보의 폭을 따라 균일한 하중을 가하면 Fig. 2(b)에서처럼 층간균열면에서의 윗쪽 보에는 굽힘모멘트 M_1 과 전단하중 Q_1 이 작용되며 아랫쪽 보에는 굽힘모멘트 M_2 와 전단하중 Q_2 가 작용된다. 이와같이 작용된 굽힘모멘트와 전단하중들에 의해 균열이 O 에서 O' 으로 da 만큼 진전하게 되면 층간균열면에서의 윗쪽 보에 발생한 기울기 변화와 전단변형률 변화는 각각 $\left(\frac{d\phi_1}{da} - \frac{d\phi_0}{da}\right)da$ 와 $(\gamma_1 - \gamma_0)da$ 로 되며 아랫쪽 보에 발생한 기울기 변화와 전단변형률 변화는 각각 $\left(\frac{d\phi_2}{da} - \frac{d\phi_0}{da}\right)da$ 와 $(\gamma_2 - \gamma_0)da$ 로 된다. 여기에서 ϕ_0 와 γ_0 는 층간균열이 진전하기 전의 기울기와 전단변형률, ϕ_1 과 γ_1 은 층간균열 진전후 층간균열면에서의 윗쪽 보에 발생한 기울기와 전단변형률, ϕ_2 와 γ_2 는 층간균열 진전후 아랫쪽 보에서 발생한 기울기와 전단변형률을 나타낸다.

외력에 의한 전체일 dF 는 굽힘모멘트에 의한 일과 전단하중에 의한 일의 중첩에 의해 나타낼 수 있으며 이는 식 (1)과 같이 표현된다.

$$dF = M_1 \left(\frac{d\phi_1}{da} - \frac{d\phi_0}{da} \right) da + M_2 \left(\frac{d\phi_2}{da} - \frac{d\phi_0}{da} \right) da + Q_1 (\gamma_1 - \gamma_0) da + Q_2 (\gamma_2 - \gamma_0) da \quad (1)$$

식 (1)에 굽힘모멘트에 의한 기울기 변화 $\frac{d\phi}{dx} = \frac{M}{E_1 I}$ 와 전단하중에 의한 전단변형률 $\gamma = \frac{kQ}{G_{13}A}$ 를 적용하면 $\frac{dF}{da}$ 는 식 (2)와 같이 나타난다.

$$\begin{aligned} \frac{dF}{da} = & M_1 \left(\frac{M_1}{E_1 I_1} - \frac{M_1 + M_2}{E_1 I_0} \right) \\ & + M_2 \left(\frac{M_2}{E_1 I_2} - \frac{M_1 + M_2}{E_1 I_0} \right) \\ & + Q_1 \left(k \frac{Q_1}{G_{13} A_1} - k \frac{Q_1 + Q_2}{G_{13} A_0} \right) \\ & + Q_2 \left(k \frac{Q_2}{G_{13} A_2} - k \frac{Q_1 + Q_2}{G_{13} A_0} \right) \end{aligned} \quad (2)$$

Fig. 2(a)와 같은 기하학적 형상에 대해 식 (2)는 식 (3)으로 표현된다.

$$\begin{aligned} \frac{dF}{da} = & \frac{3}{2E_1 b h^3} \left[\frac{M_1^2}{\xi^3} + \frac{M_2^2}{(1-\xi)^3} \right. \\ & \left. - (M_1 + M_2)^2 \right] + \frac{k}{2G_{13} b h} \left[\frac{Q_1^2}{\xi} + \frac{Q_2^2}{1-\xi} \right. \\ & \left. - (Q_1 + Q_2)^2 \right] \end{aligned} \quad (3)$$

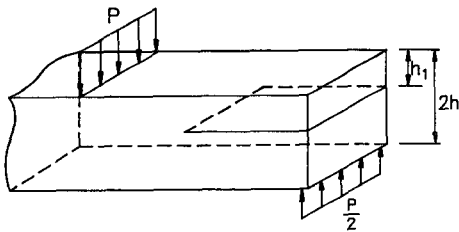
여기에서 b 는 시편의 폭, h 는 시편전체두께의 반, ξ 는 시편전체두께에 대한 층간균열면에서의 윗쪽 보 두께비, k 는 단면에 작용하는 평균 전단변형률과 도심에서의 전단 변형률과의 비를 나타내는 전단 계수이며 사각형 단면 보일 경우는 6/5이다⁽¹⁵⁾.

굽힘모멘트와 전단하중을 받는 보에 저장된 변형에너지 dU 는 굽힘모멘트에 의한 변형에너지와 전단하중에 의한 변형에너지의 중첩에 의해 나타나며 이는 식 (4)와 같이 표현된다.

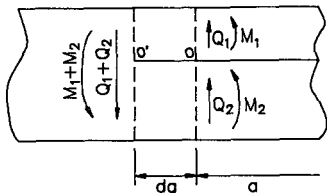
$$\begin{aligned} dU = & \frac{1}{2} \frac{M_1^2}{E_1 I_1} da + \frac{1}{2} \frac{M_2^2}{E_1 I_2} da \\ & - \frac{1}{2} \frac{(M_1 + M_2)^2}{E_1 I_0} da \\ & + \frac{k}{2} \frac{Q_1^2}{G_{13} A_1} da + \frac{k}{2} \frac{Q_2^2}{G_{13} A_2} da \\ & - \frac{k}{2} \frac{(Q_1 + Q_2)^2}{G_{13} A_0} da \end{aligned} \quad (4)$$

따라서 $\frac{dU}{da}$ 는 식 (5)와 같이 나타난다.

$$\frac{dU}{da} = \frac{1}{2} \frac{M_1^2}{E_1 I_1} + \frac{1}{2} \frac{M_2^2}{E_1 I_2}$$



(a) Schematic diagram of delamination geometry



(b) Distributions of applied loads

Fig. 2 Delamination geometry and distribution of applied loads around the crack tip

$$\begin{aligned} & -\frac{1}{2} \frac{(M_1+M_2)^2}{E_1 I_0} + \frac{k}{2} \frac{Q_1^2}{G_{13} A_1} \\ & + \frac{k}{2} \frac{Q_2^2}{G_{13} A_2} - \frac{k}{2} \frac{(Q_1+Q_2)^2}{G_{13} A_0} \end{aligned} \quad (5)$$

Fig. 2(a)와 같은 기하학적 형상에 대해 식 (5)는 식 (6)으로 표현된다.

$$\begin{aligned} \frac{dU}{da} = & \frac{3}{4E_1 b h^3} \left[\frac{M_1^2}{\xi^3} + \frac{M_2^2}{(1-\xi)^3} \right. \\ & \left. - (M_1+M_2)^2 \right] + \frac{k}{4G_{13} b h} \left[\frac{Q_1^2}{\xi} + \frac{Q_2^2}{1-\xi} \right. \\ & \left. - (Q_1+Q_2)^2 \right] \end{aligned} \quad (6)$$

균열이 단위길이 전진하는 경우 단위폭에 대한 전체에너지방출률 G_T 는 식 (7)로 표현된다⁽¹⁶⁾.

$$G_T = \frac{1}{b} \left(\frac{dF}{da} - \frac{dU}{da} \right) \quad (7)$$

따라서 식 (3)과 식 (6)을 식 (7)에 대입하여 정리하면 Fig. 2(a)와 같은 증간균열을 갖는 보 형태의 시편에 적용할 수 있는 일반적인 전체에너지방출률 평가식은 식 (8)과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} G_T = & \frac{3}{4E_1 b^2 h^3} \left[\frac{M_1^2}{\xi^3} + \frac{M_2^2}{(1-\xi)^3} \right. \\ & \left. - (M_1+M_2)^2 \right] + \frac{k}{4G_{13} b^2 h} \left[\frac{Q_1^2}{\xi} \right. \\ & \left. + \frac{Q_2^2}{1-\xi} - (Q_1+Q_2)^2 \right] \end{aligned} \quad (8)$$

식 (8)에 나타난 전체에너지방출률 G_T 를 모드 I 과 모드 II 에너지방출률 성분으로 분리하는 것은 혼합모우드 증간과파 거동의 조사를 위해 중요하다. 선형탄성 파괴이론에 의하면 혼합모우드 변형상태는 모드 II 변형상태와 모드 I 변형상태의 적절한 조합으로 나타난다. 증간균열을 가진 보에서 굽힘모멘트에 의한 모드 II 변형상태는 증간균열 부위의 윗쪽과 아랫쪽 보에서의 기울기 변화가 서로 같을 때에 발생하게 되며 전단하중에 의한 모드 II 변형상태는 증간균열 부위의 윗쪽과 아랫쪽 보에서의 전단변형률이 같을 때에 발생한다. Fig. 3(a)와 같이 윗쪽 보에 굽힘모멘트 M_{II} 가 작용되면 $\frac{d\phi_1}{da} = \frac{d\phi_2}{da}$ 의 조건에 의해 아랫쪽 보에는 $\left(\frac{1-\xi}{\xi}\right) M_{II}$ 가 작용되어야 하고 Fig. 3(b)와 같이 윗쪽 보에 모드 II 변형을 유발하기 위한 전단하중 Q_{II} 가 작용되면 $\gamma_1 = \gamma_2$ 의 조건에 의해 아랫쪽 보에는 $\left(\frac{1-\xi}{\xi}\right) Q_{II}$ 가 작용되어야 한다. 증간균열을 가진 보에서 굽힘모멘트에 의한 모드 I 변형상태

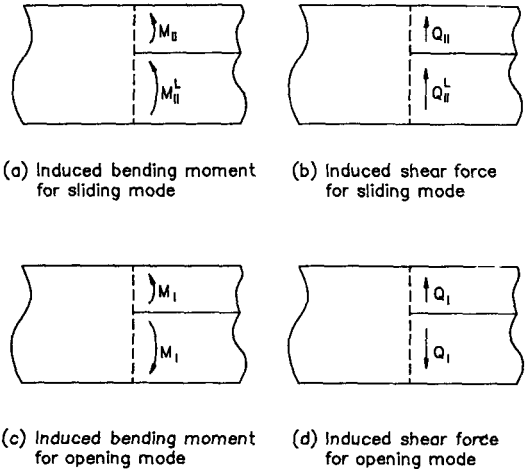


Fig. 3 Partitioning of load distributions into mode-I and mode-II components

는 Fig. 3(c)와 같이 윗쪽 보에 굽힘모멘트 M_I 이 작용되면 아랫쪽 보에는 크기가 같고 방향이 반대인 M_I 이 작용되어야 하고 Fig. 3(d)와 같이 윗쪽 보에 전단하중 Q_I 이 작용되면 아랫쪽 보에는 크기가 같고 방향이 반대인 Q_I 이 작용되어야 한다⁽¹⁷⁾. 따라서 작용된 굽힘모멘트와 전단하중은 윗쪽과 아랫쪽 보에 대해 하중평형 조건을 고려하면 식 (9)와 같이 나타난다.

$$\begin{aligned} M_1 &= M_I + M_{II} \\ M_2 &= -M_I + \Psi M_{II} \\ Q_1 &= Q_I + Q_{II} \\ Q_2 &= -Q_I + \left(\frac{1-\xi}{\xi}\right) Q_{II} \end{aligned} \quad (9)$$

단

$$\Psi = \left(\frac{1-\xi}{\xi}\right)^3$$

여기에서 M_I 과 M_{II} 는 각각 모드 I 과 모드 II 변형을 유발시키기 위한 굽힘모멘트 성분, Q_I 과 Q_{II} 는 각각 모드 I 과 모드 II 변형을 유발시키기 위한 전단하중 성분이다.

식 (9)를 식 (8)에 대입하여 정리하면 전체에너지방출률은 식 (10)과 같이 모드 I 에너지방출률과 모드 II 에너지방출률로 분리가 가능하다.

$$\begin{aligned} G_I = & \frac{3}{4E_1 b^2 h^3} \frac{1+\Psi}{(1-\xi)^3} M_I^2 \\ & + \frac{k}{4G_{13} b^2 h} \left(\frac{1}{\xi} + \frac{1}{1-\xi}\right) Q_I^2 \\ G_{II} = & \frac{3}{4E_1 b^2 h^3} \frac{1-\xi}{\xi^2} (1+\Psi) M_{II}^2 \end{aligned} \quad (10)$$

이때 모우드 I 과 모우드 II 변형을 유발시키기 위한 굽힘모멘트와 전단하중들은 식 (9)를 이용하면 작용된 굽힘모멘트와 전단하중에 의해 식 (11)과 같이 나타난다.

$$\begin{aligned} M_I &= \frac{\psi}{1+\psi} M_1 - \frac{1}{1+\psi} M_2 \\ M_{II} &= \frac{1}{1+\psi} (M_1 + M_2) \\ Q_I &= (1-\xi) Q_1 - \xi Q_2 \\ Q_{II} &= \xi (Q_1 + Q_2) \end{aligned} \quad (11)$$

따라서 혼합모우드 층간파괴인성을 평가하기 위한 Fig. 1과 같은 층간균열 시편에 3점 굽힘하중 P가 작용되면 층간균열 부위의 윗쪽과 아랫쪽 보에는 식 (12)와 같은 하중상태가 작용된다.

$$\begin{aligned} M_I &= \frac{Pa}{2} \\ M_2 &= 0 \\ Q_1 &= \frac{P}{2} \\ Q_2 &= 0 \end{aligned} \quad (12)$$

식 (12)를 식 (11)에 대입한 다음 식 (10)에 적용시키면 모우드 I 에너지방출률과 모우드 II 에너지방출률은 식 (13)과 같이 나타난다.

$$\begin{aligned} G_I &= \frac{3P^2 a^2}{16E_1 b^2 h^3} \frac{\psi}{\xi^3 (1+\psi)} \\ &\quad \left[1 + \frac{kE_1 \xi^2 (1-\xi) (1+\psi) h^3}{3G_{13} \psi a^2} \right] \\ G_{II} &= \frac{9P^2 a^2}{16E_1 b^2 h^3} \frac{1-\xi}{\xi^2} \frac{1}{1+\psi} \end{aligned} \quad (13)$$

사용된 층간균열시편은 시편전체두께에 대한 층간균열면에서의 보 두께비에 따라 균열선단 부근에 여러가지 상태의 혼합모우드 변형을 유발시킬 수 있으며 시편의 기하학적 형상과 작용된 하중상태에 의해 쉽게 혼합모우드 층간파괴인성을 평가할 수 있다.

3. 층간균열진전의 안정성 평가

변위일정 조건하에서의 전체에너지방출률 G_T 는 식 (14)로 표현된다.

$$G_T = \frac{\delta^2}{2bC^2} \left(\frac{dC}{da} \right) \quad (14)$$

균열진전의 안정성 평가는 식 (15)에 의해 결정된다⁽¹⁸⁾.

$$\frac{dG_T}{da} \leq 0 : \text{안정한 균열진전} \quad (15)$$

$$\frac{dG_T}{da} > 0 : \text{불안정한 균열진전}$$

균열진전의 안정성 평가기준인 $\frac{dG_T}{da}$ 는 식 (14)를 이용하면 식 (16)과 같이 나타난다.

$$\frac{dG_T}{da} = \frac{\delta^2}{2bC^2} \left[\frac{d^2C}{da^2} - \frac{2}{C} \left(\frac{dC}{da} \right)^2 \right] \quad (16)$$

변위일정 하에서의 안정한 균열진전은 식 (17)과 같은 조건을 만족할 때 발생한다.

$$\frac{d^2C}{da^2} - \frac{2}{C} \left(\frac{dC}{da} \right)^2 \leq 0 \quad (17)$$

균열진전 양상은 사용한 시편의 컴플라이언스를 알면 식 (17)에 의해 판별이 가능하며 본 연구에서 사용한 층간균열시편에 대한 컬플라이언스는 식 (18)과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} C &= \frac{2L^3 + a^3 \left(\frac{1-\xi^3}{\xi^3} \right)}{8E_1 b h^3} \\ &\quad + \frac{3a + 3\xi(2L-a)}{20G_{13} \xi b h} \end{aligned} \quad (18)$$

식 (18)을 식 (17)에 대입하여 정리하면 식 (19)를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{d^2C}{da^2} - \frac{2}{C} \left(\frac{dC}{da} \right)^2 &= \frac{3a \left(\frac{1-\xi^3}{\xi^3} \right)}{4E_1 b h^3} \\ &\quad \frac{2 \left[\frac{3a^2 \left(\frac{1-\xi^3}{\xi^3} \right)}{8E_1 b h^3} + \frac{3-3\xi}{20G_{13} \xi b h} \right]^2}{\left[\frac{2L^3 + a^3 \left(\frac{1-\xi^3}{\xi^3} \right)}{8E_1 b h^3} + \frac{3a + 3\xi(2L-a)}{20G_{13} \xi b h} \right]} \end{aligned} \quad (19)$$

따라서 전단변형을 고려할 경우 안정한 균열진전은 $\xi \leq 0.625$ 의 조건을 만족할 때 발생한다.

4. 시편의 제작 및 실험 방법

본 연구에서 사용한 층간균열시편은 Fig. 1과 같이 층간균열면에서의 아랫쪽 보가 절단된 형상으로 40장의 일방향 탄소섬유강화 복합재료 프리프레그를 적층하여 제작하였다. 사용한 시편의 종류는 기하학적 비선형 거동을 나타내지 않도록 층간균열면에서의 보 두께비가 0.3 이상인 경우를 고려하여 보 두께비를 0.3, 0.5, 0.6, 0.7 그리고 0.9인 5가지 경우를 취하였다. 층간균열면에서의 보 두께비는 규정된 위치에 테프론 필름(두께 : 0.025mm)을 삽입하여 층간균열을 가진 적층판을 만든 다음 복

합적층판 절단가공기를 이용하여 층간균열면에서의 아랫쪽 보를 절단함으로써 얻을 수 있다. 이와 같이 테프론 필름의 삽입에 의한 층간균열 형성방법은 프리프레그의 적층시 원하는 위치에 테프론 필름을 삽입하여 쉽게 층간균열을 형성시킬 수 있으며 균열선단도 삽입하는 테프론 필름의 두께에 따라 자연균열과 유사한 균열의 형성이 가능하다.

층간균열면에서의 보 두께비가 0.5인 시편은 40장의 프리프레그를 적층하여 제작하게 되며 층간균열을 형성시키기 위한 테프론 필름을 20번째와 21번째의 프리프레그 적층시에 원하는 위치에 삽입하며 적층된 프리프레그는 복합적층판 성형장치(panel autoclave)를 이용하여 적절한 경화사이클에 의해 성형하게 된다. 성형된 적층판은 규정된 시편의 형상에 따라 다이아몬드 휘일이 장착된 복합적층판 절단가공기로 절단한 다음 사포로 절단면

을 연마한다. 다른 보 두께비를 갖는 층간균열 시편들도 이와 유사한 방법에 의해 제작하였다.

제작된 시편은 Fig. 4와 같이 3점 굽힘시험고정장치에 장착하여 Instron(Model 1350)을 이용하여 3점 굽힘하중을 가하였다. 이때 시편 절단부의 높이차 때문에 시편에 수직하중을 작용시킬 수 없으므로 층간균열면에서의 아랫쪽 보의 절단된 파편을 3점 굽힘시험고정장치에 삽입하여 시편절단부의 높이차 영향을 보충하였다.

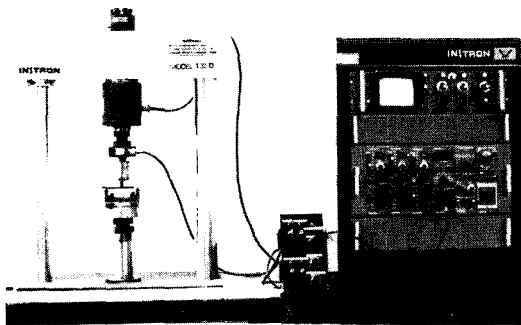
실험은 동적 영향을 줄이기 위해 1.5mm/min의 변위제어 상태에서 행하였으며 시편장착 후의 정확한 균열길이 측정과 균열진전 양상의 관찰을 위해 이동식 현미경을 사용하였다. 특히 평가되는 혼합모우드 층간파괴인성은 시편의 두께, 폭, 균열길이 등에 영향을 받기 때문에 치수측정에서 유발되는 층간파괴인성의 평가오차를 줄이기 위해서는 정확한 시편의 치수와 균열길이 측정되어야 한다.

하중-변위 곡선은 A/D 변환기와 IBM-PC 컴퓨터를 이용하여 기록하였으며 파괴가 일어난 순간의 임계하중에 의해 식 (13)을 적용하여 혼합모우드 층간파괴인성을 평가하였다.

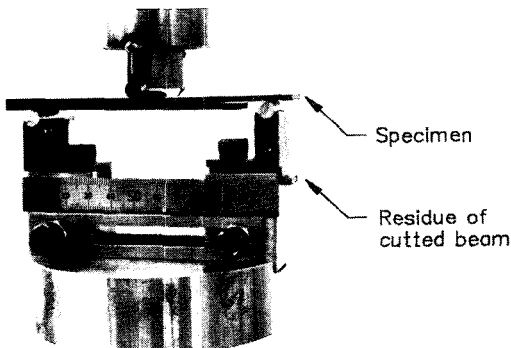
5. 결과 및 검토

본 연구에서 사용한 혼합모우드 층간균열시편은 탄소섬유강화 복합재료로 제작되어 있으며 이에 대한 재료상수는 표1에 나타나 있다.

모우드 I 층간파괴인성 평가를 위한 DCB시편이나 모우드 II 층간파괴 인성평가를 위한 ENF시편은 시편의 두께가 3mm 정도로 굽힘모멘트만을 고려한 에너지방출률의 평가식에 의해 정확한 층간파괴인성을 구할 수 있다. 그러나 시편의 두께가 두



(a) Overview of test set-up.



(b) Specimen in 3-point loading fixture.

Fig. 4 Photographs of test set-up

Table 1 Material properties of the specimen used for this study

Graphite/Epoxy composite	
E_1	135.4 GPa
E_2, E_3	11.0 GPa
G_{12}, G_{13}	4.82 GPa
ν_{12}, ν_{13}	0.31

1 : Direction parallel to fiber.

2, 3 : Direction transverse to fiber.

겨워지면 전단변형에 의한 영향이 증가되므로 전단 변형의 효과가 전체에너지방출률에 미치는 영향을 조사하는 것이 필요하다. Fig. 5는 전단변형에 의한 에너지방출률이 전체에너지방출률에 미치는 영향을 시편의 두께를 변화시켜 가며 도시한 것으로 전체에너지방출률은 굽힘모멘트에 의한 에너지방출률과 전단하중에 의한 에너지방출률의 합으로 나타내었으며 전단변형에 의한 영향은 전단하중에 의한 에너지방출률로 나타내었다. 여기에서 보면 층간균열면에서의 보 두께비가 0.9인 경우 두께가 5mm인 시편에서는 전단변형에 의한 에너지방출률이 전체에너지방출률에 미치는 영향은 1.7%정도이지만 시편의 두께가 두꺼워질수록 그 영향은 증가되어 두께가 10mm인 시편에서는 6.4%로 된다. 따라서 시편의 두께가 두꺼워질수록 굽힘모멘트에 의한 에너지방출률은 층간파괴인성의 과소평가를 초래하므로 정확한 층간파괴인성을 평가하기 위해서는 전단 변형에 의한 에너지방출률이 고려되어야 한다.

Fig. 6은 시편의 두께가 5mm인 층간균열시편에 대해 식 (13)을 이용하여 전체에너지방출률에 대한 모우드 I 성분과 모우드 II 성분을 층간균열면에서의 보 두께비에 따라 도시한 것으로 보 두께비에 따라 여러가지 혼합모우드 에너지방출률의 비를 얻을 수 있음을 알 수 있다. 따라서 사용한 층간균열 시편은 층간균열면에서의 보 두께비를 달리함에 따라 균열선단에 여러가지 상태의 혼합모우드 변형을 유발시킬 수 있어서 다양한 혼합모우드 층간파괴인

성의 평가가 가능하다.

Fig. 7은 층간균열면에서의 보 두께비가 0.3, 0.5, 0.6, 0.7 그리고 0.9인 시편들에 대한 변위제어 하의 전형적인 하중-변위 곡선을 나타낸 것으로 보 두께비가 0.3, 0.5 그리고 0.6인 경우는 임계하중에 도달하면 균열전진이 시작되어 하중감소가 발생하고 변위를 점차 증가시키기에 따라 균열의 성장

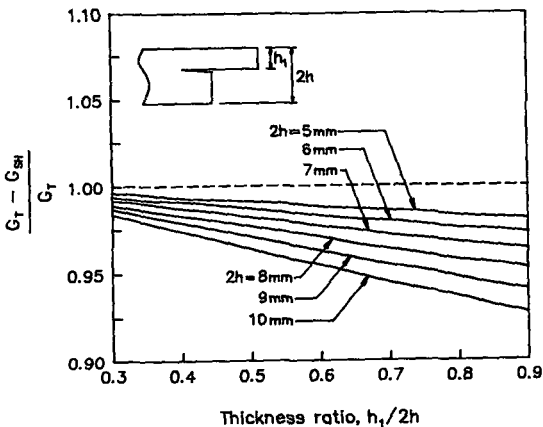


Fig. 5 Effects of shear deformation on total energy release rate

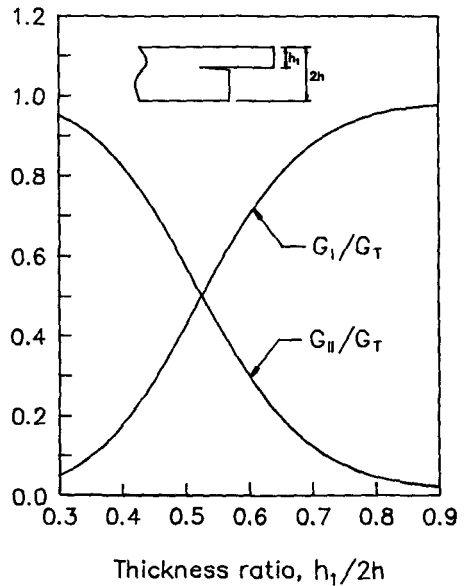


Fig. 6 Variations of mode-I and mode-II energy release rates for various thickness ratios

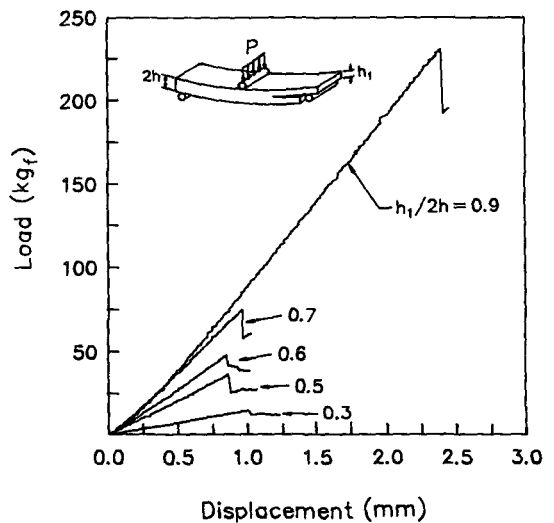


Fig. 7 Typical load-displacement curves

과 더불어 하중감소가 점진적으로 발생하는 안정한 균열진전이 나타난다. 그러나 보 두께비가 0.7과 0.9인 경우에는 임계하중에 도달하게 되면 3점 굽힘하중 작용점까지 균열이 급속히 진전하여 하중감소가 현저히 떨어지는 불안정 균열진전이 발생한다. 이러한 균열진전 양상의 변화는 식 (15)에 나타난 바와 같이 균열진전에 대한 에너지방출률의 변화를 조사하면 정확한 정보를 얻을 수 있으며 본 연구에서 사용한 층간균열시편에 대해서는 전단변형을 고려할 경우 안정한 균열진전 조건인 $\xi \leq 0.625$ 에 잘 일치함을 알 수 있다.

Fig. 8은 층간균열면에서의 보 두께비가 0.3, 0.5, 0.6, 0.7 그리고 0.9인 경우의 시편들에 대해 실험적으로 평가된 혼합모우드 층간파괴인성들과 식 (13)에 의해 분리된 모우드 I 성분과 모우드 II 성분을 도시한 것이다. 여기에서 보면 보 두께비가 0.3인 경우는 Fig. 6에 나타난 바와 같이 전체에너지방출률에 대한 모우드 I 에너지방출률의 비가 95% 정도로 혼합모우드 층간파괴인성은 $167.67\text{J}/\text{m}^2$ 로 평가되었다. 이는 DCB시편을 이용하여 얻은 모우드 I 층간파괴인성인 $140\text{J}/\text{m}^2$ 에 비하면 16.5% 정도 더 크게 나타났다. 또한 전체에너지방출률에 대한 모우드 II 에너지방출률의 비가 98%인 보 두께비가 0.9인 경우는 전체에너지방출률이 $391.57\text{J}/\text{m}^2$ 로 평가되었으며 이는 ENF시편을 이용해서 얻은 모우드 II 층간파괴인성인 $444\text{J}/\text{m}^2$ 보다 12% 정도 낮게 평가되었다. 따라서 모우드 I 변형이 지배적인 보 두께비가 0.3인 경우는 DCB시편을 이용하여 얻은 모우드 I 층간파괴인성에 가까운 값을 얻을 수 있으며 모우드 II 변형이 지배적인 보 두께비가 0.9인 경우는 ENF시편을 이용하여 얻은 모우드 II 층간파괴인성에 가까운 값을 얻을 수 있다. 층간균열면에서의 보 두께비에 대한 혼합모우드 에너지방출률을 조사해 보면 보 두께비가 커질수록 전체에너지방출률에 대한 모우드 II 에너지 방출률은 급격히 증가하는 데 비해 모우드 I 에너지 방출률은 감소하는 경향을 갖게 되며 전체에너지방출률은 보 두께비가 증가할수록 커진다. 파단면 고찰을 통한 혼합모우드 층간파괴 메카니즘의 미시적 조사에 따르면 모우드 II 변형성분에 의한 파단면 양상은 주로 섬유와 기지의 접착분리, 헤클(hackle)과 같은 심한 기지변형이 주를 이루게 되며 모우드 I 변형성분에 의한 파단면 양상은 기지의 벽개현상과 같은 평탄한 기지의 파괴가 주를 이

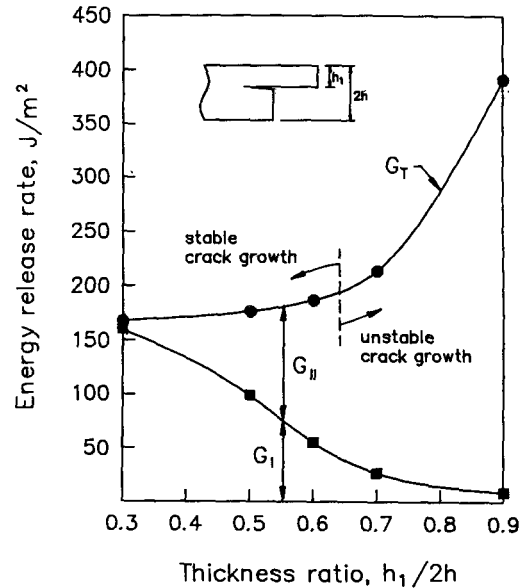


Fig. 8 Variations of mixed-mode interlaminar fracture toughness with various thickness ratios on delamination plane

룬다⁽¹⁹⁾. Fig. 6에 나타난 바와 같이 층간균열면에서의 보 두께비가 커질수록 전체에너지방출률에 대한 모우드 II 에너지방출률이 커지게 되어 모우드 II 변형성분이 파단을 유발하는 요인으로 작용하게 된다. 따라서 이런 경우 모우드 I 변형성분이 지배적인 경우보다 새로운 균열면을 형성하기 위해 더 많은 파괴에너지가 필요하게 되므로 보 두께비가 커질수록 전체에너지방출률은 증가하는 양상을 갖게 된다.

6. 결 론

본 연구에서는 적층복합재료의 손상허용 평가를 위해 층간균열면에서의 보 두께비를 달리하는 보 형태의 굽힘시편에 3점 굽힘하중을 가하여 혼합모우드 층간파괴인성을 측정할 수 있는 평가방법을 사용하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 전단변형을 고려한 보 이론을 적용하여 전체 에너지방출률을 유도하였고 이를 모우드 I 과 모우드 II 에너지방출률 성분의 분리된 형태로 나타내었다.

(2) 층간균열면에서의 보 두께비에 따른 다양한 혼합모우드 층간파괴인성을 평가하기 위해서는 두

꺼운 층간균열시편이 요구되며 이런 경우 굽힘모멘트만을 고려한 에너지방출률의 평가는 층간파괴인성의 과소평가를 초래하게 된다. 따라서 정확한 층간파괴인성의 평가를 위해서는 전단변형에 의한 영향이 고려되어야 한다.

(3) 층간균열면에서의 보 두께비가 증가할수록 전체 에너지방출률에 대한 모우드 II 변형성분이 지배적으로 작용하게 되어 모우드 I 변형성분에 의한 경우보다 심한 기지변형의 파단면 양상을 나타낸다. 따라서 새로운 균열면의 형성에 필요한 파괴에너지가 커지게 되므로 층간균열면에서의 보 두께비가 증가할수록 전체 에너지방출률은 커진다.

(4) 제시된 평가방법은 층간균열면에서의 보 두께비에 따라 균열선단에 여러가지 상태의 혼합모우드 변형을 유발시킬 수 있으며 시편의 제작이 비교적 용이하여 쉽게 실험에 적용할 수 있다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 지원 연구과제인 "특수 구조재료의 파괴역학 해석 및 각종강도에 관한 연구"의 일환으로 수행되었으며 연구비를 지원해 준 한국과학재단 관계자 제위에게 감사드립니다.

참 고 문 헌

(1) Wilkins, D.J., Eisenmann, J.R., Camin, R.A., Margolis, W.S. and Benson, R.A., 1982, "Characterizing Delamination Growth in Graphite-Epoxy", *Damage in Composite Materials*, ASTM STP 775, pp. 168~183.

(2) Johnson, W.S. and Mangalgiri, P.D., 1987, "Investigation of Fiber Bridging in Double Cantilever Beam Specimens", *Journal of Composites Technology and Research*, Vol. 9, pp. 10~13.

(3) Devitt, D.F., Shapery, R.A. and Bradley, W.L., 1980, "A Method for Determining the Mode-I Delamination Fracture Toughness of Elastic and Viscoelastic Materials", *Journal of Composite Materials*, Vol. 14, pp. 270~285.

(4) Russell, A.J. and Street, K.N., 1982, "Factors Affecting the Interlaminar Fracture Energy of Graphite/Epoxy Laminates", *Progress in Science and Engineering of Composites*, ICCM-IV, Tokyo, pp. 279~286.

(5) Carlsson, L.A., Gillespie, J.W.Jr. and Pipes, R.B., 1986, "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.

(6) Salpekar, S.A., Raju, I.S. and O'Brien, T.K., 1988, "Strain Energy Release Rate Analysis of the End-Notched Flexure Specimen using the Finite-Element Method", *Journal of Composites Technology and Research*, Vol. 10, pp. 133~139.

(7) Jurf, R.A. and Pipes, R.B., 1982, "Interlaminar Fracture of Composite Materials", *Journal of Composite Materials*, Vol. 16, pp. 386~394.

(8) 윤성호, 홍창선, 1986, "탄소섬유강화 복합재료의 혼합모우드 층간파괴인성치에 대한 연구", *대한기계학회논문집*, 제10권, 제 2 호, pp. 198~207.

(9) Hong, C.S. and Yoon, S.H., 1988, "Interlaminar Fracture Toughness of Graphite/Epoxy Composite under Mixed-Mode Deformations", *Proc. VI Int. Congress on Experimental Mechanics*, Oregon, pp. 1112~1117.

(10) Russell, A.J. and Street, K.N., 1985, "Moisture and Temperature Effects on the Mixed-Mode Delamination Fracture of Unidirectional Graphite/Epoxy", *Delamination and Debonding of Materials*, ASTM STP 876, pp. 349~370.

(11) Gustafson, C-G., Jilkèn, L. and Gradin, P.A., 1985, "Fatigue Thresholds of Delamination Crack Growth in Orthotropic Graphite/Epoxy Laminates", *Delamination and Debonding of Materials*, ASTM STP 876, pp. 200~216.

(12) Hashemi, S., Kinloch, A.J. and Williams, J.G., 1987, "Interlaminar Fracture of Composite Materials", *ICCM-VI*, London, pp. 254~264.

(13) Williams, J.G., 1988, "On the Calculation of Energy Release Rates for Cracked Laminates", *International Journal of Fracture*, Vol. 36, pp. 101~119.

(14) 김형준, 1989, "복합재료의 혼합모우드 층간파괴인성치의 실험적 평가", *석사학위논문*, 한국과학기술원.

(15) Cowper, G.R., 1966, "The Shear Coefficient in Timoshenko's Beam Theory", *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 33, pp. 335~340.

(16) Broek, D., 1983, *Elementary Engineering Fracture Mechanics*, Martinus Nijhoff Publishers, The Hague.

(17) Tada, H., Paris, P.C. and Irwin, G.R., 1973, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Del Research Corporation.

- (18) Williams, J.G., 1984, Fracture Mechanics of Polymers, Ellis Horwood Limited, Chichester. 혼합모우드 층간파단면 고찰”, 한국복합재료학회지 제 1 권, 제 1 호, pp. 1~9.
- (19) 윤성호, 홍창선, 1988, “탄소섬유강화 복합재료의