

〈논 문〉

섬유강화 복합재의 G_{Ic} 결정을 위한 일인자방법

이경엽* · 고승기**

(1996년 3월 18일 접수)

Determination of Mode I Fracture Toughness of Fiber Reinforced Composites by the Elastic Work Factor

Rhee, K. Y and Koh, S.K.

Abstract

The work factor approach was applied to determine G_{Ic} of fiber reinforced composites (AS4/3501) from a single unidirectional (0-deg) DCB specimen. Elastic work factors of DCB specimen for three different symmetrical stacking sequences were derived from a simple bending theory and a finite element method. The results showed that elastic work factors calculated from both methods were comparable each other. In particular, the elastic work factor of DCB specimen with symmetrical stacking sequence is independent of stacking sequence. The G_{Ic} determined from the work factor approach was compared with that determined by the compliance method. The results showed that the work factor approach and the compliance method produce comparable results of G_{Ic} . Thus, G_{Ic} can be determined from a single DCB specimen using the work factor approach.

1. 서 론

섬유강화 적층복합재의 장점 중에 하나는 적층방향을 조절함으로써 하중이 가해지는 방향으로 보강할 수 있다는 것이다. 그러나 구조물 재료로서 섬유강화 적층복합재의 가장 큰 단점은 층간분리¹⁾로 이는 구조물의 피로수명 감소뿐만 아니라 급격한 파괴도 야기시킬 수 있다. 적층복합재에서 층간분리는 제조 중이나 사용시 발생할 수 있는 파괴현상으로 층간분리에 대한 충분한 이해는 복합재 구조물 설계에서 선행되어야 될 부분이다. 지금까지 섬유강화 적층복합재의 층간분리로 인한 파괴현상 해석은 대부분의 섬유강화 적층복합재가 선형파괴 현상을 나타냄으로서 선형 파괴역학의 에너지방출률

을 파괴파라미터로 적용하여 이루어졌다. 한편 열림모드 파괴는 복합재 구조물에서 가장 일반적이고 위험한 파괴형태로 복합재 구조물 설계에서는 열림모드 파괴특성과 파괴인성치 결정이 가장 중요한 부분에 하나라 할 수 있다. 따라서 에너지방출률에 바탕을 둔 열림모드 임계에너지방출률, 즉 파괴인성치를 결정하기 위한 연구가 광범위하게 이루어졌다.^(1~4)

열림모드 파괴형태에 대한 해석 및 파괴인성치의 측정은 주로 DCB(Double Cantilever Beam) 시편을 이용하여 이루어지고 있으며, 지금까지 복합재의 파괴인성치는 컴플라이언스방법⁵⁾을 통해 계산되고 있다. 그러나 파괴인성치를 결정하기 위해 컴플라이언스를 이용하는 방법의 단점은 층간분리길이에 따른 컴플라이언스의 변화를 측정하기 위한 최소한 4~5개의 층간분리 길이가 다른 시편이 필요하다는 것이다. 따라서 효과적으로 에너지방출률

*회원, 원광대학교 기계설계학과

**회원, 군산대학교 생산기계공학과

을 결정할 수 있는 연구가 이루어졌다. 최근에는 파괴인성치를 결정하기 위해 일인자방법(work factor approach)이 0°의 단일방향으로 적층된 CLS(Cracked Lap Shear) 시편에 적용돼 G_c 가 결정된 바 있다.⁽⁶⁾ 파괴인성치를 결정하기 위해 일인자방법을 적용하는 것은 하나의 시편으로부터 파괴인성치를 결정하기 위한 것으로 이는 좀 더 폭넓은 검토를 필요로 하고 있다.

본 연구에서는 섬유강화 복합재의 열립모드 파괴인성치를 결정하기 위해 일인자방법을 DCB 시편에 적용하였다. 즉, DCB 시편에 대한 탄성일인자(elastic work factor)를 단순굽힘이론과 유한요소법으로부터 층간분리 길이의 함수로 유도하여 비교하였으며 이로부터 탄성일인자의 적용방향 의존성 검토를 하였다. 또한 0°의 단일방향으로 적층된 DCB 시편에 대해 파괴시험 수행 후 단순굽힘이론으로부터 유도한 탄성일인자를 이용하여 파괴인성치를 결정하였으며 이를 검증하기 위하여 컴플라이언스방법으로 결정한 파괴인성치와 비교하였다.

2. 이론적 배경

2.1 컴플라이언스방법

컴플라이언스방법은 Griffith의 에너지 기준⁽⁷⁾에 바탕을 둔 것으로 실험적으로 전체(total) 에너지 방출률을 결정하기 위하여 이용되는 방법이다. 즉 균열이 발생된 탄성 구조물에서 균열이 “ a ”에서 “ da ”만큼 증가하기 위해서는 균열이 “ da ”만큼 증가하는데 필요한 에너지가 외부에서 가해져야 된다는 것이다. 예를 들면 균열길이가 “ a ”에서 “ $a + da$ ”만큼 증가했다고 할 때 전체 에너지방출률은 수학적으로 다음과 같이 결정된다.

$$\begin{aligned} G_T &= \frac{1}{B} \frac{d}{da} (F - U) \\ &= \frac{1}{B} \left(P \frac{dv}{da} - \frac{dU}{da} \right) \end{aligned} \quad (1)$$

식 (1)에서 “ F ”는 외부하중 P 에 의한 일음, “ U ”는 구조물에 포함된 변형에너지를 나타낸다. 또한 “ B ”는 구조물의 두께를, “ v ”는 하중이 작용하는 점의 변위를 나타낸다. 선형 탄성 구조물에서 “ v ”와 “ U ”는 컴플라이언스를 이용하였을 때 다음과 같이 계산된다.

$$v = CP \quad (2)$$

$$U = \frac{1}{2} Pv = \frac{1}{2} CP^2 \quad (3)$$

윗 식에서 “ C ”는 컴플라이언스를 나타낸다. 식 (2)와 (3)을 식 (1)에 대입하면 전체 에너지방출률은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} G_T &= \frac{1}{B} \left(P^2 \frac{dC}{da} + CP \frac{dP}{da} - \frac{1}{2} P^2 \frac{dC}{da} - CP \frac{dP}{da} \right) \\ &= \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \end{aligned} \quad (4)$$

따라서 시편의 컴플라이언스가 균열길이의 함수로 계산되면 전체 에너지방출률은 컴플라이언스를 균열길이로 미분함으로서 계산될 수 있다. 그러나 식 (4)에서 알 수 있듯이 컴플라이언스방법은 균열 길이에 따른 컴플라이언스의 변화를 측정하기 위한 최소한 4~5개의 서로 다른 균열길이를 갖는 시편이 필요로 하는 단점이 있다.

2.2 일인자방법

금속 파괴역학에서 파괴파라미터인 J -적분은 일인자, η 를 이용해 하나의 시편으로부터 다음과 같이 계산된다.⁽⁸⁾

$$J = \frac{\eta}{Bb} A \quad (5)$$

윗 식에서 “ A ”는 하중-변위 선도하의 면적을, “ B ”와 “ b ”는 각각 시편의 두께와 리가먼트(ligament)를 나타낸다. 일반적으로 일인자 η 는 탄성일인자, η_{el} (elastic work factor)와 소성일인자, η_{pl} (plastic work factor)로 나뉘어 진다. 즉

$$\eta = \eta_{el} + \eta_{pl} \quad (6)$$

또한 하중-변위 선도하의 면적 “ A ”도 탄성역과 소성역으로 나누어진다.

$$A = A_{el} + A_{pl} \quad (7)$$

따라서 J -적분은 다음과 같이 계산된다.

$$\begin{aligned} J &= \frac{1}{Bb} (\eta_{el} A_{el} + \eta_{pl} A_{pl}) \\ &= G + \frac{1}{Bb} (\eta_{pl} A_{pl}) \end{aligned} \quad (8)$$

특별히 선형 파괴거동을 나타내는 재료에 대해서는 J -적분은 에너지방출률과 같아진다. 즉,

$$J = G = \frac{\eta_{el}}{Bb} A_{el} \quad (9)$$

윗 식에서 A_{el} 은 하중-변위곡선하의 면적으로 식 (3)으로 계산된다. 즉,

$$A_{el} = \frac{1}{2} P_V = \frac{1}{2} C P^2 \quad (10)$$

따라서 식 (10)을 식 (9)에 대입하고 이를 식 (4)와 같다고 하면 탄성일인자, η_{el} 은 다음과 같이 결정된다.

$$\eta_{el} = \frac{b}{C} \frac{dC}{da} \quad (11)$$

따라서 η_{el} 이 적층방향에 대해 영향을 받지 않으며 단지 층간분리 길이만의 함수라 하면 복합재의 에너지방출률도 금속재료 경우처럼 식 (9)를 이용해 하나의 시편으로부터 결정될 수 있다. 본 연구에서는 DCB 시편의 η_{el} 을 단순굽힘이론과 유한요소해석을 이용하여 유도하였으며 이로부터 η_{el} 의 적층방향에 대한 의존성 검토를 하였다.

3. 모델링 및 유한요소해석

본 연구에서는 층간분리면에서 적층방향이 대칭이며, 16 플라이로 된 탄소섬유/에폭시 (AS4/3501) DCB 시편을 적용 유한요소법으로 탄성일인자를 계산했다. 또한 η_{el} 을 층간분리 길이의 함수로 유도하기 위해 5단계의 층간분리 길이에 대해 η_{el} 을 계산하였다. 본 연구에 적용된 적층순서는 $[0]_{16}, [90_4/0_4]_s, [90_2/45_2/-45_2/0_2]_s$ 이며 층간분리 길이 a/L 은 0.12, 0.24, 0.36, 0.48, 0.60이다. DCB 시편은 대칭시편으로 층간분리가 존재하는 대칭면을 중심으로 시편의 반만 모델링하였으며 층간분리를 포함하고 있는 플라이를 제외한 각개의 플라이는 두께방향으로 하나의 엘레먼트를 갖는 것으로, 층간분리를 포함하고 있는 플라이는 두께방향으로 각각 4개의 엘레먼트를 갖는 것으로 모델링 하였다. 에너지방출률을 계산하기 위해 균열달힘방법 이용시 균열진전크기 " δa "는 0.25 h에서 0.5 h (h : 1개의 층두께) 사이로 하는 것이 일반적으로, ⁽⁹⁾ 본 연구에서는 에너지방출률을 계산하기 위해 0.5h의 균열진전 크기를 적용하였다. 층간분리 길

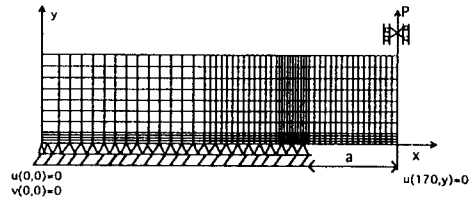


Fig. 1 Modeling and boundary condition of DCB specimen

이에 따른 열림모드 에너지방출률은 균열달힘방법을 적용하여 다음과 같이 계산되었다. ⁽¹⁰⁾

$$G_I = \frac{F_y \Delta v}{2 \delta a} \quad (12)$$

윗 식에서 G_I 는 열림모드 에너지방출률을, " F_y "는 균열선단에서 y 방향에 작용하는 힘을 나타낸다. 또한 " Δv "는 균열선단 바로 앞 요소의 y 방향 상대열림 (opening) 변위를 나타내며 " δa "는 균열 증가길이를 나타낸다. Fig. 1은 DCB 시편의 모델링과 경계조건을 나타내며 " u "는 x 방향에 대한 변위를 " v "는 y 방향에 대한 변위를 나타낸다. Table 1은 모사를 위해 입력된 AS4/3501 복합재료의 기본물성치를 보여주고 있다.

4. 실험

파괴시험은 $[0]_{16}$ 의 적층순서를 갖는 DCB 시편을 이용하여 수행되었다. 시편의 재료로서 보강재가 탄소섬유인 열경화성 AS4/3501 프리프레그가 이용되었다. AS4/3501 프리프레그의 탄소섬유 함유율은 60%이다. 시편 제작을 위해 각개의 프리프레그를 금형내에 같은 방향으로 적층한 후 진공 압축기를 이용 성형하였다. 경화온도는 130°C, 경화시간은 60분으로 하였으며 성형압력은 0.62 MPa로 하였다. 초기 층간분리는 정해진 층간분리 길이 (a/L 이 0.12, 0.24, 0.36, 0.48, 0.60)에 따라 8플라이와 9플라이 중간에 캡톤(kapton) 막을 삽입함으로써 이루어졌다. 성형이 끝난 적층판은 다이아몬드 커터를 이용하여 Fig. 2와 같이 시편편

Table 1 Material properties of AS4/3501-6 graphite/epoxy laminate

E_{11} GPa	$E_{22}=E_{33}$ GPa	$G_{12}=G_{13}$ GPa	G_{23} =GPa	ν_{23}	$\nu_{12}=\nu_{13}$
141.2	11.5	5.93	3.44	0.43	0.28

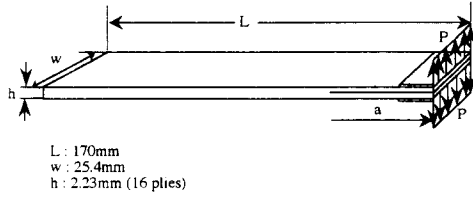


Fig. 2 Configuration of DCB specimen

모양으로 가공되었다. 파괴실험은 유압으로 작동되는 용량인 50톤인 SATEC 기계를 사용하여 변위 조절을 통한 일정변형률 (1.2 mm/min) 하에 시행하였으며 각 층간분리 길이에 대하여 파괴시험은 최소 세번 이상으로 하였다. Fig. 2는 실험에 이용된 DCB 시편의 크기를 나타낸다.

5. 결과 및 고찰

식 (11)에서 알 수 있듯이 DCB 시편의 η_{el} 을 유도하기 위해서는 DCB 시편에 대한 컴플라이언스를 먼저 계산하여야 한다. 컴플라이언스는 변위를 하중으로 나눈 값으로 Fig. 2와 같이 하중이 가해지면 하중이 가해지는 점의 변위는 단순굽힘이론으로부터 다음과 같이 계산된다.

$$v = \frac{32Pa^3}{E_{equiv}wh^3} \quad (13)$$

윗 식에서 “P”는 시편에 가해진 하중을, “v”는 하중이 가해지는 점의 “y” 방향의 변위를 나타내며 “w”와 “h”는 각각 시편의 폭과 두께를 나타낸다. 또한 E_{equiv} 는 “x” 방향의 등가탄성계수를 “a”는 층간분리 길이를 나타낸다(Fig. 2 참조). 식 (13)으로부터 층간분리면에 대칭인 적재순서를 갖는 DCB 시편의 컴플라이언스 및 층간분리 길이에 대한 컴플라이언스 미분값은 다음과 같이 계산된다.

$$C = \frac{64a^3}{E_{equiv}wh^3} \quad (14)$$

$$\frac{dC}{da} = \frac{192a^2}{E_{equiv}wh^3} \quad (15)$$

따라서 식 (14)와 식 (15)를 식 (11)에 대입하고 리가먼트인 “b”를 (L-a)로 하면 DCB 시편의 η_{el} 은 다음과 같이 계산된다.

$$\eta_{el} = \frac{(L-a)}{C} \frac{dC}{da}$$

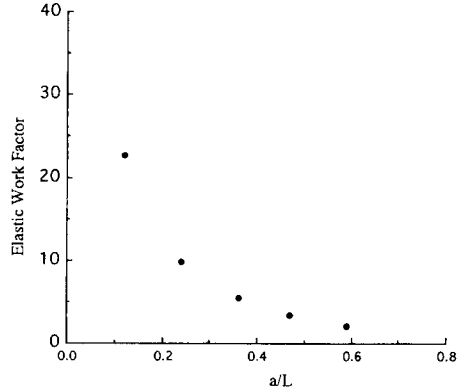


Fig. 3 Variation of η_{el} as a function of a/L (simple bending theory)

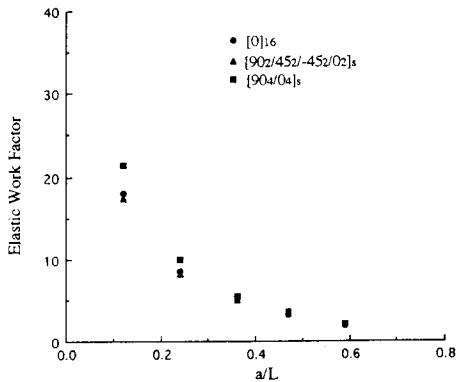


Fig. 4 Variation of η_{el} as a function of a/L for different stacking sequence (finite element method)

$$= 3 \left(\frac{L}{a} - 1 \right) \quad (16)$$

식 (16)에서 알 수 있듯이 층간분리면에서 대칭인 적재순서를 갖는 DCB 시편에서 η_{el} 은 적층방향에 영향을 받지 않음을 알 수 있다. Fig. 3은 5단계의 층간분리 길이에 대해 식 (16)을 이용하여 계산한 η_{el} 값을 a/L로 표시한 것이다.

유한요소해석을 이용한 η_{el} 값은 먼저 G_I 을 식 (12)로부터 계산한 다음 이로부터 식 (9)를 이용해 다음과 같이 계산하였다.

$$\eta_{el} = \frac{Bb}{A_{el}} G_I \quad (17)$$

세 경우의 적층순서를 갖는 DCB 시편 대해 식 (17)을 적용하여 계산한 η_{el} 값의 층간분리 길이에 따른 변화는 Fig. 4에 표시되었다. Fig. 4에서 알

수 있듯이 유한요소해석으로부터 계산한 η_{el} 도 단 순굽힘이론으로부터 유도한 η_{el} 처럼 적층순서에 무 관함을 알 수 있다. 이와 같은 결과는 단일방향으 로 적층된 CLS 시편의 η_{el} 경우와도 일치한다.⁽⁶⁾

단순굽힘이론으로부터 유도한 η_{el} 의 정확성을 검 토하기 위해 [0]₁₆ 경우 이를 유한요소해석으로부 터 계산한 η_{el} 과 비교하였으며, 이를 Fig. 5에 나타 내었다. 그림에서처럼 각 층간분리 길이에 대해 두 방법으로 계산한 η_{el} 값은 비슷하다는 것을 알 수 있다.

즉, DCB 시편 적용시 열림모드 에너지방출률은 다음과 같이 계산된다.

$$G_I = 3\left(\frac{L}{a} - 1\right) \frac{A_{el}}{Bb} \quad (18)$$

따라서 탄소일인자를 적용한 열림모드 파괴인성 치, G_{Ic} 는 식 (18)에서 A_{el} 대신 파괴가 발생할 때 의 면적 A_c 를 적용함으로써 계산될 수 있다. 즉

$$G_{Ic} = \frac{\eta_{el}}{Bb} A_c = \frac{3\left(\frac{L}{a} - 1\right)}{Bb} A_c \quad (19)$$

일인자방법에 의한 층간분리 길이에 따른 파괴인 성 값은 각 층간분리 길이에 대해 최소 세 번 이상 파괴시험을 수행하여 평균 A_c 값을 결정하고 이를 식 (19)에 대입하여 결정하였다. Fig. 6은 일인자 방법으로 결정한 층간분리 길이에 따른 G_{Ic} 의 변화 를 나타낸다.

컴플라이언스방법을 적용하기 위해 일인자방법에

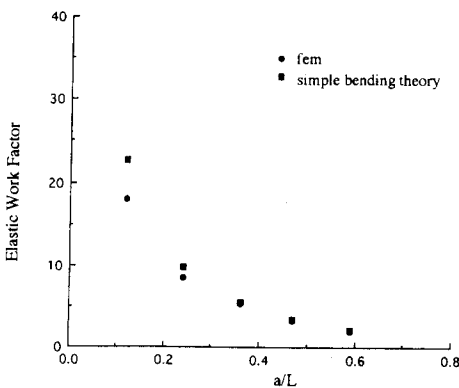


Fig. 5 Comparison of η_{el} determined from a finite element method and a simple bending theory ([0]₁₆ case)

있어 평균 A_c 값에 대한 결정과 같이 먼저 층간분 리 길이에 따른 평균 컴플라이언스의 변화를 결정 하였다. 즉, 각 층간분리 길이에 대한 평균 컴플라 이언스 값은 최소 세 시편의 컴플라이언스 값을 평 균함으로써 결정하였다. Fig. 7은 층간분리 길이에 따른 측정된 평균 컴플라이언스, C_{ave} 의 변화를 나 타내며 최소 오차승법을 이용하였을 때 평균 컴 플라이언스는 층간분리 길이에 대해 다음과 같이 증가한다.

$$C_{ave} \approx 5.03(a/L)^3 \quad (mm/N) \quad (20)$$

$$\frac{dC_{ave}}{da} \approx 15.1 \frac{a^2}{L^3} \quad (1/N) \quad (21)$$

임계하중, P_{cr} 은 파괴가 일어날 때의 하중 값과 같으며 각 층간분리 길이에 대한 평균 임계하중, $(P_{cr})_{ave}$ 값은 평균 컴플라이언스 값의 결정 때와

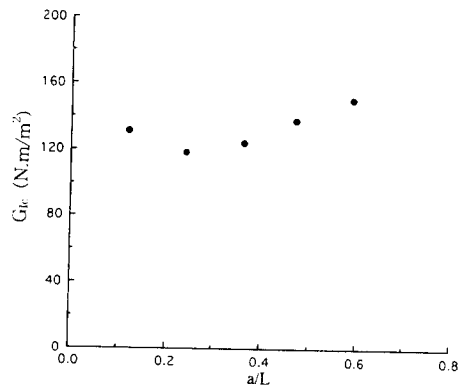


Fig. 6 Variation of averaged G_{Ic} determined from the work factor approach

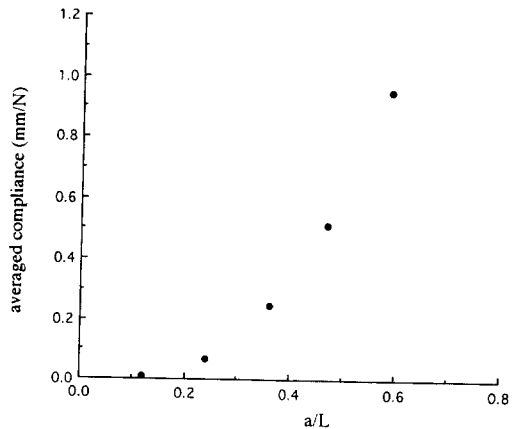


Fig. 7 Variation of averaged compliance as a function of a/L

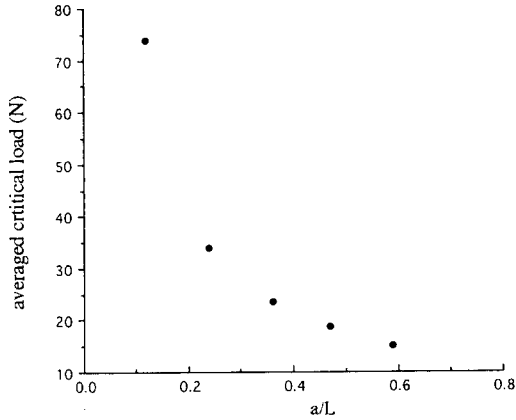


Fig. 8 Variation of averaged critical load as a function of a/L

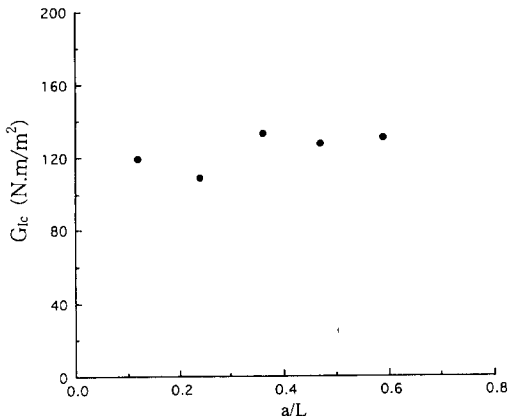


Fig. 9 Variation of averaged G_{Ic} determined from the compliance method

같은 방법으로 결정하였다. Fig. 8에는 층간분리 길이에 따른 평균 임계하중 값의 변화가 도시되었다. 그림에서 나타나 있듯이 평균 임계하중 값은 층간분리 길이에 대해 역비례함을 알 수 있다. 최소 오차자승법을 이용하였을 때 평균 임계하중 값은 층간분리 길이에 대해 다음과 같이 나타내진다.

$$(P_{cr})_{ave} \approx 8.23 \left(\frac{a}{L} \right)^{-1} (N) \quad (22)$$

식 (21) 및 식 (22)를 이용 컴플라이언스방법을 적용하였을 때 각각의 층간분리 길이에 따른 G_{Ic}의 변화는 Fig. 9에 나타나 있다.

열림모드 파괴인성치 결정을 위한 일인자방법의 신뢰성 검토를 위해 컴플라이언스방법과 일인자방법을 적용하여 결정한 각각의 파괴인성치를 비교하

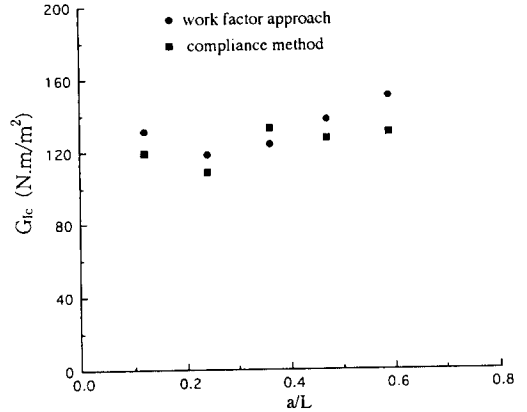


Fig. 10 Comparison of averaged G_{Ic} determined from the work factor approach and the compliance method

였으며 이를 Fig. 10에 나타내었다. 그림에서 알 수 있듯이 파괴인성치를 결정하기 위하여 탄성일인자를 적용한 것은 컴플라이언스방법의 적용 때와 매우 비슷한 결과를 나타냄을 알 수 있다. 따라서 대칭 적층순서를 갖는 복합재의 열림모드 파괴인성치는 단일 DCB 시편으로부터 식 (19)를 이용해 층간분리 길이와 파괴가 발생할 때의 하중-변형률의 면적을 측정함으로써 결정될 수 있다. 그러나 위의 결론은 DCB 시편의 적층순서가 0° 단일방향의 특별한 경우로서 일인자방법의 DCB 복합재 시편에 대한 폭넓은 적용성 검토를 위해서는 다양한 적층방향을 갖는 경우에 대한 일인자방법의 적용이 필요하다. 이는 후후의 논문에서 다룰 예정이다.

6. 결 론

하나의 시편으로부터 열림모드 파괴인성치를 결정하기 위해 DCB 시편에 대한 탄성일인자를 단순 굽힘이론과 유한요소해석을 이용하여 계산하였다. 또한 탄성일인자를 적용하여 결정한 파괴인성치를 컴플라이언스방법으로 결정한 파괴인성치와 비교하였다. 본 연구를 통해 얻어진 결론은 다음과 같다.

- (1) 층간분리면에서 대칭의 적층순서를 갖는 DCB 시편의 탄성일인자는 적층방향에 대해 영향을 받지 않는다.
- (2) 단순굽힘이론과 유한요소해석을 이용하여 계산된 탄성일인자는 비슷하다.
- (3) DCB 시편의 탄성일인자는 층간분리 길이에

반비례한다.

(4) 대칭 적층순서를 갖는 열림모드 파괴인성치는 일인자방법을 적용해 하나의 DCB 시편으로부터 결정될 수 있다.

참고문헌

- (1) O'Brien, T. K., 1982, "Characterization of Delamination Onset and Growth in a Composite Laminates," *ASTM STP 775*, pp. 140~167.
- (2) Charentenay, F. X., Harry, J. M., Prel, Y. J., and Benzeggagh, M. L., 1984, "Characterizing the Effects of Delamination Defect by Mode I Delamination Test," *ASTM STP 836*, pp. 84~103.
- (3) Ramkumar, R. L. and Whitcomb, J. D., 1985, "Characterization of Mode I and Mixed-Mode Delamination Growth in T300/5208 Graphite/Epoxy," *ASTM STP 876*, pp. 315~335.
- (4) Crew, J. N. Jr., Shivakumar, K. N. and Raju, I. S., 1986, "Factors Influencing Elastic Stresses in Double Cantilever Beam Specimen," *NASA TM* -89033.
- (5) Irwin, G. R., 1958, *Fracture*, Handbuch der Physik, 6: 551.
- (6) Rhee, K. Y. and Ernst, H. A., 1992, "Method for Computing Energy Release Rate Using the Elastic Work Factor Approach," *J. of Composite Materials*, Vol. 26, pp. 2028~2044.
- (7) Griffith, A. A., 1920, "The Phenomena of Rupture and Flaw in Solids," *Transactions, Royal Society of London*, A-221.
- (8) *ASTM E 813*, "Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness."
- (9) Dattaguru, B. R., Everett, A. Jr., Whitcomb, J. B. and Johnson, W. S., 1984, "Geometrically Nonlinear Analysis of Adhesively Bonded Joints," *J. Eng. Mater. and Technol.*, Vol. 106, pp. 59~65.
- (10) Rybicki, E. F. and Kanninen, M. F., 1977, "A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors by Modified Crack Closure Integral," *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 9, pp. 931~938.