2792 대한기계학회논문집(A) 제 20 권 제 9 호, pp. 2792~2799, 1996

〈논 문〉

CLS 시편의 탄성일인자 유도 및 이를 적용한 열가소성 Graphite/Peek 복합재의 파괴인성 G_C 측정

이 경 엽*

(1996년 1월 8일 접수)

Elastic Work Factor of CLS Specimen and Determination of G_C for Graphite/Peek Composites by Using the Elastic Work Factor

K. Y. Rhee

Key Words: Composites(복합재료), Energy Release Rate(에너지방출률), Single Specimen Technique(단일시편방법), Fracture Toughness(파괴인성), Elastic Work Factor(탄성일인자), CLS Specimen(CLS 시편)

Abstract

It was shown in the previous study that the numerically derived elastic work factor for CLS specimen was independent of fiber direction for a unidirectional case. Also, it was proposed the elastic work factor could be used to determine energy release rate from a single test record. In the present study, elastic work factor was derived from a simple beam theory to investigate its dependence on material property and geometric condition. Also, the elastic work factor of CLS specimen was applied experimentally to determine critical energy release rate in order to prove its validity determining critical energy release rate from a single specimen. For this purpose, critical energy release rate determined using the elastic work factor was compared with that determined by the compliance method. The results showed that while elastic work factor is affected by t_2/t_1 and L_2/L_1, it is independent of fiber angle for a unidirectional case. It was also found that critical energy release rates determined by both methods are comparable each other, thus elastic work factor approach can be used to determine energy release rate from a single test specimen.

1. 서 론

층간분리가 발생된 구조물에 있어서 잔여강도 및 피로수명이 급격히 감소한다는 것은 잘 알려진 사실이다. 따라서 층간분리를 둔화시킬 수 있는 구조물의 개발이 이들 구조물의 설계에 가장 중요한 목적이라 하겠다. 이를 위해서는 층간분리현상에 대한 충분한 이해가 요구된다. 많은 연구가 층간분리와 관련된 파괴현상을 해석하기 위해 이루어졌으나 이는 주로 선형 파괴역학에 기초를 둔 에너지 방출률을 파괴인자로 적용함으로서 행해졌다. 따라서 효과적인 에너지방출률을 구하기 위한 연구가 수치해석 및 실험적으로 상당히 이루어졌다. 가상균열진전(virtual crack extension) 방법[1,2] 및 균열닫힘(crack closure) 방법[3,4]은 수치해석을 이용 에너지

*회원, 원광대학교 기계설계학과

방출률을 구하는데 가장 널리 이용되는 방법이다. 실험적으로는 컴플라이언스를 이용한 방법이 널리 이용된다.[5] 그러나 컴플라이언스를 이용한 방법은 균열길이에 따른 컴플라이언스의 변화를 측정하기 위한 최소한 4,5개의 시편이 요구되는 단점이 있다. 파괴역학에서는 금속에 경우 비선형 파괴를 나타내는 재료에 대한 해석을 위하여 J-적분(J-integral)이 파괴 매개변수로서 중요하게 이용되고 있다. 대부분의 열경화성 복합재는 선형파괴현상을 나타냄으로 복합재료 파괴역학에 있어서 J-적분이 파괴 매개변수로 널리 이용되고 있지 않으나 선형 파괴거동을 나타내는 재료에 대해서는 J-적분이 에너지방출률과 같다는 개념을 고려할 때 금속 파괴역학에서 J-적분을 구하기 위하여 이용되고 있는 단일시편방법(single specimen technique)[6]을 복합재료에 적용할 수 있는가에 대한 검토가 필요하다. 왜냐하면 단일시편방법을 적용함으로서 하나의 시편으로부터 에너지방출률을 쉽게 구할 수 있기 때문이다. 저자는 이미 단일시편방법을 복합재에 적용하여 에너지방출률을 구할 수 있는 탄성일인자(elastic work factor) 개념을 소개한 바 있다.[7]

본 논문에서는 저자들이[7] 구한 탄성일인자의 신뢰성을 검증하기 위하여 탄성일인자를 이용하여 구한 임계에너지방출률, G_c와 컴플라이언스방법으로 구한 G_c를 비교 검토하였다. 본 연구에 사용된실험재료는 열가소성 복합재료(graphite/peek)로서 섬유방향이 0°의 단일방향으로 적층된 CLS (cracked lap shear) 시편을 이용하였다. 또한 CLS 시편에 대한 단순보 이론을 적용하여 탄성일인자를 유도하였고 이로부터 CLS 시편의 기하학적 형상이 탄성일인자에 미치는 영향을 검토하였다.

2. 이론적 개념

2.1 단일시편방법

선형 또는 비선형 거동을 나타내는 탄성 구조물에 대하여 그 구조물이 균열을 포함하고 있다고 가정하면 J-적분은 균열이 발생한 면적에 대한 포텐셜에너지의 변화율과 같으며 실험적으로 하중-변형곡선으로부터 다음과 같이 구해진다.[8]

$$J=-\lim_{da\to 0}\frac{1}{B}\frac{U(a+da)-U(a)}{da} \tag{1}$$

$$J=-\frac{1}{B}\frac{dU}{da} \tag{2}$$

윗 식에서 "U"는 포텐셜에너지며 "a"는 균열길이, "B"는 시편의 두께를 나타낸다. 즉 균열길이 "a"를 갖는 구조물이 일정하중 조건하에 균열길이가 "da"만큼 증가했다고 하면 포텐셜에너지의 변화 "$-dU$"는 구조물에 가해진 일과 구조물에 저장된 변형에너지의 차이와 같다. 예를 들면 Fig. 1은 일정하중 조건하에 균열길이가 "da"만큼 증가했을 때 전형적인 하중-변형곡선을 나타내며, 이때의 하중증가로 인한 포텐셜에너지의 변화 "$-dU$"는 빗금친 부분과 같다.

그러나 식 (2)에서 알 수 있듯이 실험적으로 J-적분을 구하기 위해서는 균열길이가 서로 다른 여러 개의 시편이 필요로 한다. 따라서 최소의 시편으로 J-적분을 구하는 것이 요구되었다. 순수굽힘하중이 작용되는 시편에 있어서 Rice[9]는 남아있는 리가먼트(ligament)가 중요한 길이변수로서 J-적분을 하나의 하중-변형곡선으로 다음과 같이 구하였다.

$$J=\frac{2}{Bb}A \tag{3}$$

윗 식에서 "b"는 리가먼트이며, "B"는 두께를, "A"는 하중-변형곡선하의 면적을 나타낸다. 일반적으로 J-적분은 일인자(work factor), η를 이용해 하나의 시편으로부터 다음과 같이 구할 수 있다.[10]

$$J=\frac{\eta}{Bb}A \tag{4}$$

굽힘과 인장하중이 작용되는 콤팩트 인장시편(compact tension specimen)에 있어서 η는 다음과

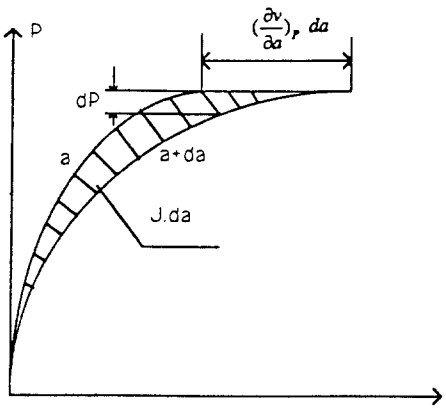

Fig. 1 General load-displacement diagram for a constant load condition

같다.[11]

$$\eta=2+0.522\frac{b}{W} \tag{5}$$

식 (5)에서 "W"는 시편의 폭을 나타낸다. 일인자 η는 탄성일인자, η_{el}(elastic work factor)과 소성일인자, η_{pl}(plastic work factor)로 나뉘어진다. 즉,

$$\eta=\eta_{el}+\eta_{pl} \tag{6}$$

따라서 J-적분은 다음과 같이 구해진다.

$$J=\frac{1}{Bb}(\eta_{el}A_{el}+\eta_{pl}A_{pl}) \tag{7}$$

$$=G+\frac{1}{Bb}(\eta_{pl}A_{pl}) \tag{8}$$

2.2 탄성일인자, η_{el}

전 절에서 기술된 것처럼 선형 파괴거동을 나타내는 재료에 대해서는 J-적분은 에너지방출률과 같아진다. 즉,

$$J=G=\frac{\eta_{el}}{Bb}A_{el} \tag{9}$$

식 (9)에서 A_{el}은 하중(P)-변형(v)곡선하의 면적이며, $\frac{Pv}{2}$와 같다. 한편 에너지방출률은 컴플라이언스방법을 이용하면 다음과 같이 구해진다.

$$G=\frac{P^2}{2B}\frac{dC}{da} \tag{10}$$

윗 식에서 "C"는 컴플라이언스이며 "a"는 균열길이를 나타낸다. 식 (9)와 식 (10)으로부터 탄성일인자, η_{el}은 다음과 같이 결정된다.[7]

$$\eta_{el}=\frac{b}{C}\frac{dC}{da} \tag{11}$$

따라서 금속재료와 마찬가지로 복합재료에 있어서도 탄성일인자가 적층방향에 대해 영향을 받지 않으며 주어진 시편에 대하여 단지 균열길이만의 함수라 하면 복합재료에 있어서 에너지방출률은 식 (9)를 이용해 하나의 시편으로부터 구할 수 있다. 탄성일인자의 재료물성치에 대한 의존성 검토를 위한 초기연구로서 네 가지의 서로 다른 단일방향으로(0°, 30°, 45°, 60°) 적층된 CLS 시편에 대하여 각각의 탄성일인자를 비교한 결과 탄성일인자는 적층방향에 대해 영향을 받지 않는 것이 알려져 있다.[7] 본 연구에서는 CLS 시편에 있어서 기하학적 형상(랩 대 스트랩의 비)이 탄성일인자에 미치는 영향을 검토하기 위하여 간단한 보이론을 적용하여 탄성일인자를 유도한 후, 이를 이용하여 검토하였다.

3. 실 험

본 연구의 파괴시험은 랩(lap)이 4플라이 스트랩(strap)이 8플라이로 각각 0°의 단일방향으로 적층성형된 CLS 시편을 이용함으로서 시행하였으며 이로부터 임계에너지방출률, G_c를 결정하였다. 시험시편의 재료는 열가소성 복합재인 APC-2가 이용되었으며 이는 ICI 회사로부터 프리프레그 형태로 제공되었다. APC-2 복합재는 peek가 메트릭스재료이며 탄소섬유가 보강재로서 되어있다. APC-2 복합재의 탄소섬유 함유율은 60%이다. 시편은 각개의 프리프레그를 금형내에 같은 방향으로 적층한 후 진공압축기를 이용하여 ICI 회사의 제조지침에 따라 열 및 압력을 가함으로서 판벽을 만든 후 절단가공하여 제작되었다. 시편제작을 위하여 가해진

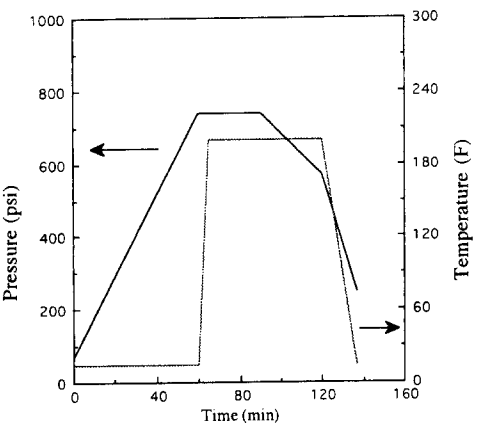

Fig. 2 Illustration of consolidation cycles

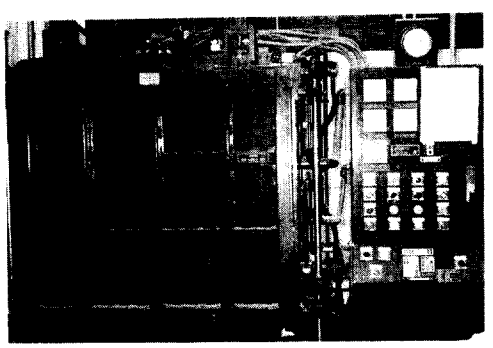

Fig. 3 Illustration of vacuum press

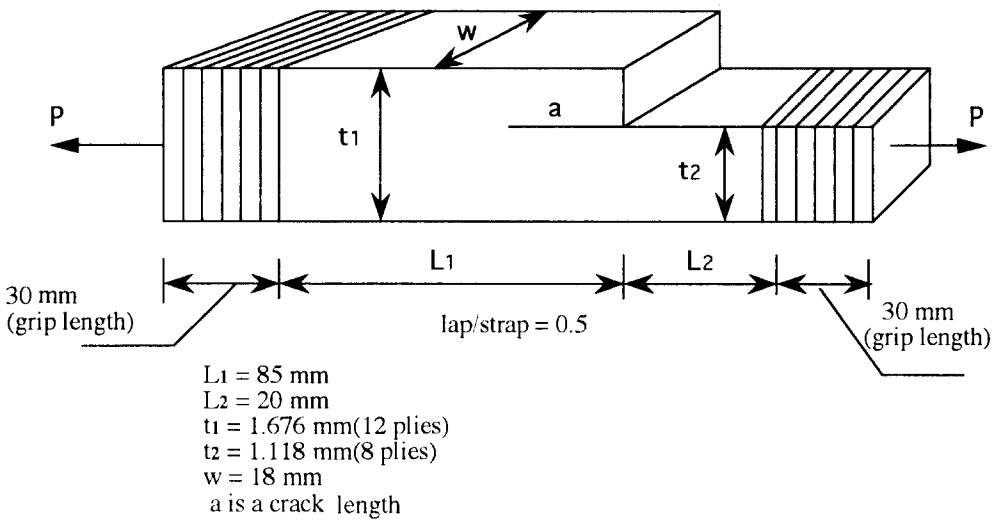

Fig. 4 Configuration of test sample

성형온도, 성형압력 및 성형시간은 Fig. 2에 나타나있다.

Fig. 3은 시편 제작에 이용된 진공압축기를 나타내고 있다. 실험에 이용된 시편의 형상과 크기는 Fig. 4에 나타나 있다. 파괴실험은 4단계의 서로 다른 층간분리 길이로 제작된 시편들을 적용 시행하였는바 초기 층간분리는 랩과 스트랩의 접촉부에 캡톤(kapton) 막을 삽입함으로서 만들어졌다. 파괴실험은 유압으로 작동되는 용량이 50톤인 SATEC 기계를 사용하여 변위조정(displacement -controlled mode)을 통한 일정 변형율(1.2 mm/min) 하에 시행하였다. 하중이 가해지는 점의 변형은 SATEC에 부착된 LVDT를 이용하여 10^{-3} mm까지 측정하였다.

4. 실험 및 해석 결과와 검토

탄성일인자방법이 복합재료에 있어서 파괴모드에 따른 파괴인성(G_{Ic}, G_{IIc}, G_c)을 구하는데 적용되기 위해서는 G_{Ic}, G_{IIc}, G_c 측정을 위해 이용되는 시편에 있어 (예를 들면 G_{Ic}의 경우는 DCB시편, G_{IIc}의 경우는 ENF 시편) 그에 따른 탄성일인자가 최소한 섬유방향에 영향을 받지 않아야 한다. 다음에는 CLS 시편의 기하학적 형상과 재료특성이 CLS 시편의 탄성일인자에 대한 영향을 검토하기 위해 단순보이론을 적용하여 CLS 시편에 대한 탄성일인자를 유도한 것을 나타낸다. 즉, 식 (11)에서 알 수 있듯이 시편의 탄성일인자를 계산하기 위해서는 시편에 대한 컴플라이언스를 먼저 계산하여야 한다. CLS 시편의 인장하중 P에 대한 컴플라이언스는 단순보 이론을 적용하면 다음과 같이 구해진다.

$$C=\frac{v}{P}=\frac{(L_1-a)}{E_1A_1}+\frac{(L_2+a)}{E_2A_2} \tag{12}$$

식 (12)에서 E_2A_2는 스트랩의 인장강성을 나타내며 E_1A_1은 랩과 스트랩을 합친 전체의 인장강성을 나타낸다. 또한 (12) 식에서 A_1은 시편의 전체 두께(t_1)에 폭(W)를 곱한 것과 같으며 A_2는 스트랩의 두께(t_2)에 폭(W)를 곱한 것과 같다. 특별히 단일방향으로 적층된 시편에서는 E_1과 E_2는 서로 같으며 편의상 이를 E라 하면 식 (12)는 다음과 같이 나타내진다.

$$C=\frac{1}{EW}\left[\frac{(L_1-a)}{t_1}+\frac{(L_2+a)}{t_2}\right] \tag{13}$$

따라서

$$\frac{dC}{da}=\frac{1}{EW}\left(\frac{1}{t_2}-\frac{1}{t_1}\right) \tag{14}$$

식 (11)의 "b"는 리가먼트로서 (L_1-a)와 같다는 것을 고려하면 탄성일인자는 식 (11), (13), (14)로부터 다음과 같이 구해진다.

$$\eta_{el}=\frac{(L_1-a)}{C}\frac{dC}{da}=\frac{(L_1-a)(t_1-t_2)}{(L_2t_1+L_1t_2)+a(t_1-t_2)} \tag{15}$$

길이 매개변수들 L_1, L_2, t_1, t_2, "a"는 Fig. 4에 나타나있다. 식 (15)에서 알 수 있듯이 단일방향으로 적층된 시편에 있어서 탄성일인자는 시편의 적층방향에 대해서는 영향을 받지 않음을 알 수 있다. 그러나 탄성일인자는 시편의 기하학적 매개변수인 L_2/L_1 및 t_1/t_2에 대해 영향을 받음을 알 수 있다. Fig. 5에는 L_2/L_1가 주어졌을 때 t_1/t_2가 탄성일인자에 미치는 영향이 나타나 있다. Fig. 6에는 t_1/t_2가 주어졌을 때 L_2/L_1가 탄성일인자에 미치는 영향이 나타나 있다.

Fig. 5와 Fig. 6에 잘 나타나있듯이 탄성일인자는 t_1/t_2에 대해서는 영향이 크지만 L_2/L_1에 대해서는 영향이 적음을 알 수 있다. 단순보이론으로부터 유도한 탄성일인자의 적용성을 검토하기 위하여 유한요소해석을 이용하여 구한 탄성일인자와 비교하였다. 편의상 식 (15)에서 구한 탄성일인자를 이론적인 탄성일인자라 하고, $(\eta_{el})_{th}$로 표시하며 유한요소해석을 통한 탄성일인자를[7] $(\eta_{el})_{fem}$이라 하였을 때 $(\eta_{el})_{th}$과 $(\eta_{el})_{fem}$의 비교는 Fig. 7에 도시 되어 있다.

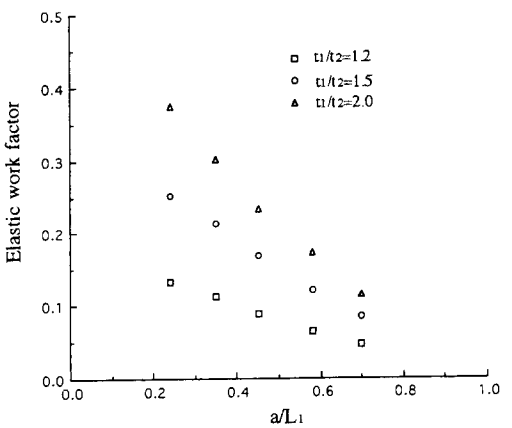

Fig. 5 Effect of t_1/t_2 on the elastic work factor for a $L_2/L_1=0.24$

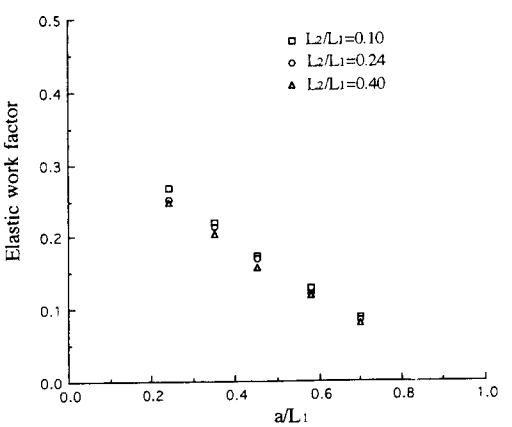

Fig. 6 Effect of L_2/L_1 on the elastic work factor for a $t_1/t_2=1.5$

그림에서 나타나 있듯이 두 방법으로 구한 탄성일인자는 서로 비슷하다는 것을 알 수 있으며 층간분리 길이가 증가함에 따라 선형적으로 감소함을 알 수 있다. 식 (16)과 식 (17)에는 시험편에 대한 단순보이론 및 유한요소해석을 이용하여 계산된 탄성일인자가 표시되어 있다.

$$(\eta_{el})_{th}=0.32-0.34\frac{a}{L_1} \tag{16}$$

$$(\eta_{el})_{fem}=0.33-0.35\frac{a}{L_1} \tag{17}$$

시편의 하중증가에 따른 하중이 가해지는 점의 변형거동을 해석하기 위해 4단계의 층간분리 길이를 갖는 각 시편에 대한 하중-변형곡선을 유한요소해석 및 실험적으로 구하였다. Fig. 8은 유한요소해석을 이용한 것으로서 층간분리된 길이, 즉 a/L_1가 0.35로 고정된 시편에 있어서 하중에 따른 하중이 가해지는 점의 변형을 보여주고 있다.[7]

그림에서 나타나 있듯이 하중이 0부터 1000 N까지는 하중이 변형에 대해 직선으로 증가하지만 (본 연구에서는 두 하중 500 N, 1000 N) 하중이 더욱 증가하면 변형은 비선형으로 증가한다. 변형이 큰 하중하에 비선형적으로 증가하는 이유는 CLS 시편

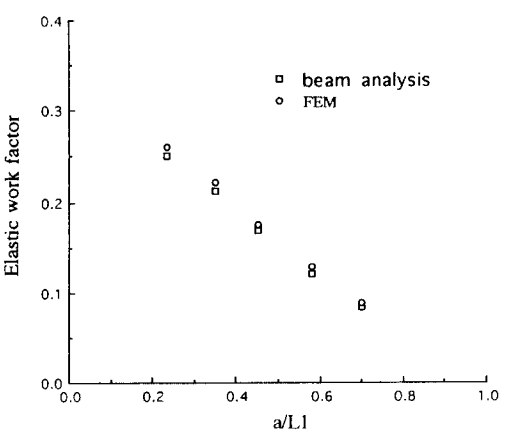

Fig. 7 Comparison of elastic work factors determined from two methods, beam analysis and finite element method

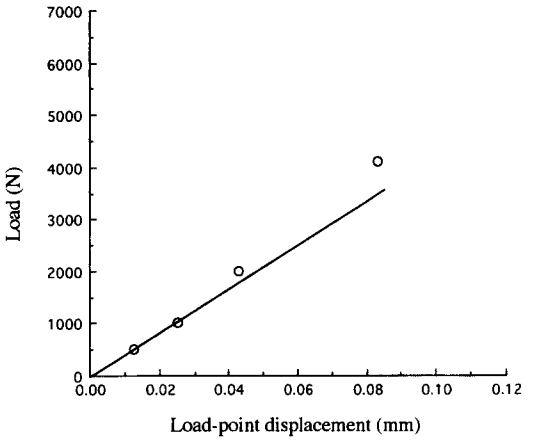

Fig. 8 Load versus load-point displacement curve for $a/L_1=0.35$

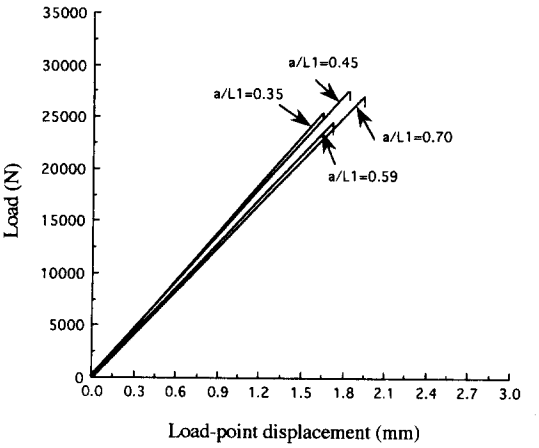

Fig. 9 Load and load-point displacement curves with different delamination lengths

이 비대칭성($t_1 \neq t_2$)으로서 $P(t_1-t_2)/2$의 모멘트가 램과 스트랩 접합부에서 발생하며 하중이 증가하면 이에 대한 굽힘변형이 무시할 수 없을 정도로 커서 하중-변형에서 비선형효과가 나타나기 때문이다.[12]

실험적으로 구한 4단계의 층간분리 길이를 갖는 시편들에 대한 전형적인 하중-변형곡선은 Fig. 9에 나타나 있다. 그림에서 나타나 있듯이 시편은 층간분리화가 시작되면 급속한 파괴(fast fracture)가 일어나서 완전한 파괴가 발생하기까지 선형적 파괴 특성을 나타낸다. 단일방향으로(0°) 적층된 CLS 시편의 위와 같은 선형적 파괴 특성은 다른 연구의 결과와도 일치하고 있다.[13]

층간분리 길이에 따른 컴플라이언스와 임계하중의 변화는 Fig. 9의 하중-변형곡선으로부터 각각 기울기와 파괴가 발생하는 하중을 측정함으로써 결정하였다. Fig. 10은 층간분리 길이에 따른 컴플라이언스의 변화를 나타내며 그림에서 알 수 있는 것처럼 컴플라이언스는 층간분리 길이에 대해 선형적으로 증가한다. 층간분리 길이에 따른 임계하중의 변화는 Fig. 11에 도시되어 있다. Fig. 10과 Fig. 11에서 바(bar)는 실험데이터의 최소치와 최대치를 나타내고 있다.

에너지방출률을 계산하기 위한 탄성일인자의 적용성 검토를 위하여 컴플라이언스방법과 탄성일인자 방법을 적용하여 구한 각각의 임계에너지방출률을 비교하였다. 컴플라이언스를 통한 임계에너지방출률은 식 (10)과 Fig. 11의 임계하중값을 적용함으로서 계산되었다. Fig. 12는 컴플라이언스방법을

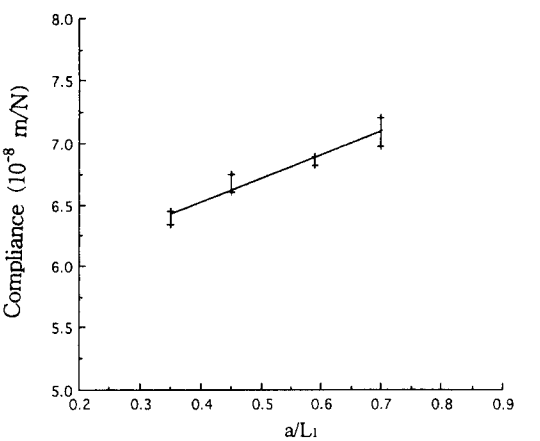

Fig. 10 Compliance change as a function of a/L_1

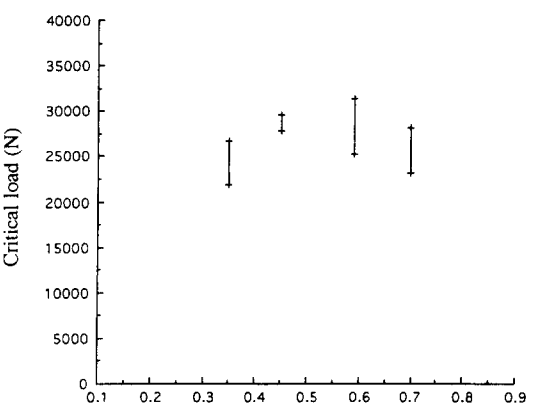

Fig. 11 Variation of critical load as a function of a/L_1

이용하였을 때 각각의 층간분리 길이에 따른 임계에너지방출률의 값을 나타낸다.

그림에서 나타나 있듯이 층간분리 길이에 따라 임계에너지방출률의 변화는 약간씩 분산되어 있지만 시험편의 속성을 고려하면 임계에너지방출률은 층간분리 길이와 무관한 것으로 생각할 수 있다. 탄성일인자를 적용하여 구한 임계에너지방출률은 식 (9)과 식 (17)로부터 다음과 같이 계산되었다.

$$G_c=\frac{\eta_{el}}{Bb}A_c \tag{18}$$

$$=\frac{(0.33-0.35\frac{a}{L_1})}{Bb}A_c \tag{19}$$

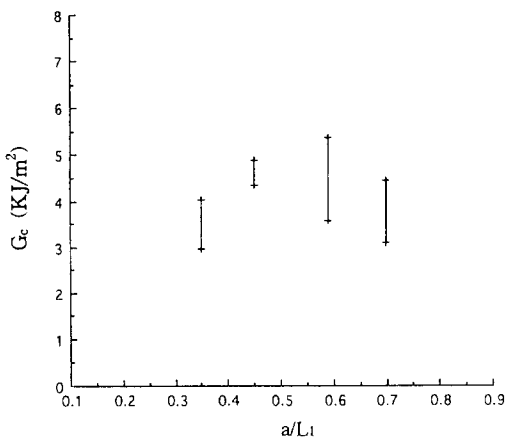

Fig. 12 Variation of critical energy release rate determined from compliance method as a function of a/L_1

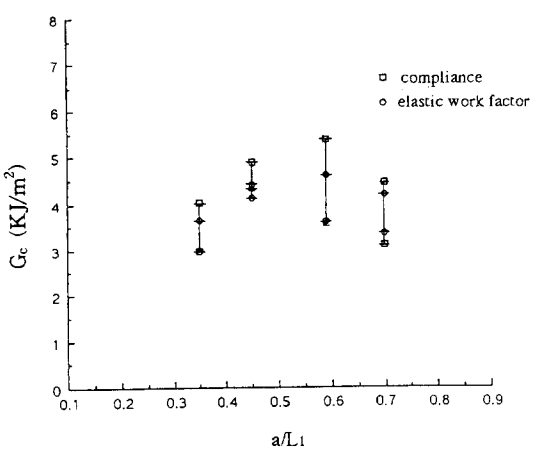

Fig. 13 Comparison of critical energy release rates determined from two methods, compliance and elastic work factor

식 (18)과 (19)의 A_c는 하중(P)-변형(v)곡선하의 면적이며 $\frac{P_{cr}v}{2}$로 구해진다. P_{cr}은 임계하중으로서 전에 기술했듯이 시편의 파괴가 일어날 때의 하중으로 결정하였다. Fig. 13에는 컴플라이언스방법과 탄성일인자 방법을 적용하여 구한 각각의 층간분리 길이에 따른 임계에너지방출률의 비교가 나타나 있다. 그림에서 처럼 임계에너지방출률을 구하기 위하여 탄성일인자를 적용한 것은 컴플라이언스방법의 적용 때와 매우 비슷한 결과를 나타냄을 알 수 있다. 따라서 시험시편에 대한 탄성일인자가 구해지면 에너지방출률은 식 (9)를 적용해 하나의 시편을 이용 단순히 하중-변형하의 면적을 측정함으로서 구할 수 있다.

5. 결 론

본 연구에서는 단일시편으로부터 에너지방출률를 구하기 위하여 참고문헌 (7)에서 제기된 탄성일인자의 적용성을 실험적으로 검토하였다. 또한 CLS 시편의 기하학적 형상과 재료특성이 탄성일인자에 대한 영향을 검토하기 위해 단순보이론을 적용하여 CLS 시편에 대한 탄성일인자를 유도하였다. 본 연구를 통하여 얻어진 결론은 다음과 같다.

(1) 단순보이론으로부터 유도한 탄성일인자의 결과로서 단일방향으로 적층된 시편에 있어서 탄성일인자는 시편의 적층방향에 대해서는 영향을 받지 않는다. 이는 참고문헌 (7)의 섬유방향이 0°, 30°, 45°, 60°의 단일방향으로 적층된 경우 유한요소해석으로 유도된 탄성일인자 결과와 일치한다.

(2) 탄성일인자는 시편의 기하학적 매개변수인 L_2/L_1와 t_1/t_2에 대해 영향을 받는다. 즉 탄성일인자는 L_2/L_1에 대해서는 영향이 적은데 반해 t_1/t_2에 대해서는 영향이 크다.

(3) 에너지방출률을 계산하기 위한 탄성일인자의 적용은 컴플라이언스방법의 적용 때와 비슷한 결과를 나타낸다. 따라서 시험시편에 대한 탄성일인자가 정해지면 에너지방출률은 하나의 시편을 이용하여 단순히 하중-변형하의 면적을 측정함으로서 구할 수 있다.

참고문헌

(1) Parks, D. M., 1974, "A Stiffness Finite Element Technique for Determination of Crack Tip

Stress Intensity Factors," *Int. J. of Fracture*, Vol. 10, pp. 487~502.

(2) Hellen, T. K., 1975, "On the Method of Virtual Crack Extensions," *Int. J. for Numerical Method in Engineering*, Vol. 9, pp. 187~207.

(3) 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.

(4) Rybicki, E. F., Herandez, T. D., Debler, J. E., and Knight, T. C., 1987, "Mode I and Mixed Mode Energy Release Rate Values for Delamination of Graphite/Epoxy Test Specimen," *J. of Composite Materials*, Vol. 21 pp. 105~123.

(5) Irwin, G. R., 1958, "Fracture," *Handbuch der Physik*, 6:551.

(6) *ASTM E* 813, "Standard Test Method for J_{IC}, A Measure of Fracture Toughness."

(7) 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.

(8) Rice, J. R., 1968, "Fracture" Leibowitz, H. ed., Academic Press, Vol. 2, pp. 191~311.

(9) Rice, J. R., Paris, P. C. and Merkle, J. G., 1973, "Further Results on J-Integral Analysis and Estimates," *ASTM STP* 536, pp. 231~245.

(10) Ernst, H. A., Paris, P. C. and Landes, J. D., 1981, "Estimation on J-Integral and Testing Modulus T from a Single Specimen Test Record," *ASTM STP* 743, pp. 476~502.

(11) Merkle, J. G. and Corten, H. T., 1974, "A J Integral Analysis for the Compact Specimen, Considering Axial Force as well as Bending Effects," *J. of Pressure Vessel Technology*, pp. 286~292.

(12) Dattaguru, B., Everett, R. A., Whitcomb, J. D. and Johnson, W. S., 1982, "Geometrically Nonlinear Analysis of Adhesively Bonded Joints," *NASA TM*-84562.

(13) Gustafson, C. G., Hojo, M. and Holm, D., 1989, "A Nonlinear Analysis of the CLS Specimen," *J. of Composite Materials*, Vol. 23, pp. 146~192.