

응집영역요소를 이용한 균열진전 모사

Numerical Simulations of Crack Initiation and Propagation Using Cohesive Zone Elements

하 상 렬†

Ha, Sangyul

(논문접수일 : 2009년 9월 29일 ; 심사종료일 : 2009년 11월 19일)

요 지

본 연구에서는 복합재료 적층판에서 균열 생성 및 전파로 이루어지는 계면박리 현상을 모사하기 위하여 응집영역모델을 사용하였다. 응집영역모델을 고려한 유한요소해석을 수행하기 위하여 응집요소를 수식화하였으며, 상용유한요소 프로그램인 Abaqus의 사용자 정의 서브루틴 UEL로 구현하였다. 제안된 응집요소의 타당성과 유효성을 평가하기 위하여 복합재료 적층판의 이중외팔보(double cantilever beam) 시험과 ENF(end notched flexure) 시험결과와 유한요소해석 결과를 비교하였다. 해석 결과는 거시적인 하중-변위 곡선을 비교적 잘 예측하였다. 또한 응집요소를 이용한 유한요소해석시 탄성계수와 응집요소의 크기가 구조물의 하중-변위 곡선에 미치는 영향을 수치적으로 연구하였다. 균열 전파 경로의 격자 의존성을 최소화하고 하중-변위 곡선에 나타나는 지그-재그 현상을 제거하기 위하여 균열 선단에서 충분히 작은 응집요소가 사용되어야 한다.

핵심용어 : 응집영역요소, 균열 생성 및 전파, 계면박리, 복합재료 적층판

Abstract

In this study a cohesive zone model was used to simulate the delamination phenomena which occurs by a successive crack initiation and propagation in composite laminates. The cohesive zone model was incorporated to the classical finite element method via cohesive element formulation and then implemented into the user-subroutine UEL of a commercial finite element program Abaqus. To validate the formulation and implementation of the cohesive element the finite element results were compared with the experimental data of double cantilever beam and end notched flexure tests. The numerical results well agree with the experimental load-displacement curves. Also the effect of the elastic stiffness and the size of the cohesive element on the global load-displacement curves were studied numerically. To minimize the mesh-dependency of the crack propagation path and eliminate the zig-zag patterns in the load-displacement curve, cohesive elements should be refined at the crack-tip.

Keywords : cohesive zone element, crack initiation and propagation, delamination, composite laminates

1. 서 론

최근 자동차의 안정성(에어백, 범퍼)과 편의성(에어콘, 절연 시설, 자동 시트)과 관련된 사양의 추가로 인해 자동차의 하중이 크게 증가하고 있다. 이러한 하중의 증가는 연비를 나쁘게 하는 가장 큰 원인 중 하나이다. 전체 차에서 차체(car body)가 차지하는 무게가 약 25%정도를 감안하면 접착제를 이용한 용접부위의 대체는 큰 하중절감 효과를 가져올 수 있다.

항공 산업에서는 연료 절감 및 CO₂ 배출 등의 문제가 요구되기 이전에 비행체 경량화에 대한 요구가 꾸준히 있어 왔다. 이에 따라 구조용 접착제(structural adhesive)를 이용한 접합부의 적용과 연구에 큰 진전이 있었다. 최근 이러한 접합 기술을 차체 접합부에 적용하기 위한 노력이 이루어지고 있다. 실제로 최근 유럽 메이커를 중심으로 순수 용접기술로만 적용된 차체 접합부의 품질 신뢰성 및 성능 향상을 위한 대체 방법으로 점 용접(spot welding)과 면 접합을 혼합한 방법이 확산되고 있는 추세이다.

† 책임저자, 정회원 · 포항공과대학교 기계공학과 박사과정
Tel: 054-279-2954 ; Fax: 054-279-5899
E-mail: dubuking@postech.ac.kr

• 이 논문에 대한 토론을 2010년 2월 28일까지 본 학회에 보내주시면 2010년 4월호에 그 결과를 게재하겠습니다.

또한, 최근 활발한 연구가 진행되고 있는 반도체 패키징(packaging) 분야에서 나타나는 가장 큰 파손 형태는 열충격 하중에 의해 발생하는 패키지 및 칩의 균열(crack) 및 계면박리(delamination) 등이다. 특히 리드 프레임(lead frame)과 수지의 접합면에서 계면박리가 최종적으로 수지의 파손으로 이어지게 된다(Freund & Suresh, 2003). 이처럼 산업 여러 분야에서 적용되는 구조물들의 계면박리와 균열의 생성 및 전파(crack initiation and propagation) 거동을 예측하는 것은 매우 중요하다.

그러나 항공 산업에서 이용되던 구조용 접착제를 이용한 접착 기술을 실제 차체에 적용하기 이전에 강도, 강성, 내구성에 대한 평가 및 신뢰성을 확보할 수 있어야 한다. 예를 들어, 접착제 분포를 위한 대면적의 표면 연마나 균일한 접착제 분포는 대량생산이 신속히 이루어지는 자동차 산업에서는 직접 적용하기 힘들다. 또한 이러한 접착부 대체시 기존의 차체가 가지는 강도/강성 및 내구성에 대한 신뢰성있는 연구가 선행되어야 한다. 그러나 차체 접합부 뿐만 아니라 반도체 패키징의 접합 방식에 따른 실험적 평가는 많은 시간 및 비용을 소비한다. 따라서, 접합부의 강도, 신뢰성 평가 및 결함 예측을 위한 모델 및 해석기법의 개발이 요구된다.

선형탄성파괴역학(linear elastic fracture mechanics)은 초기 균열이 존재하는 취성재료의 에너지 방출 속도(energy release rate)를 계산하여 균열의 성장을 예측한다. 그러나 연성재료의 균열생성 전후에 광범위한 소성변형이 수반되므로 LEFM을 적용할 수 없는 단점을 지닌다. 또한, 초기 균열이 없는 구조물에 적용할 수 없을 뿐만 아니라 점진적인 균열 전파를 모사할 수 없다.

Barenblatt(1962)은 취성재료의 파괴특성을 모사하기 위하여 응집영역모델을 처음으로 제안하였으며, Dugdale(1960)은 이를 완전소성재료(perfectly plastic material)로 확장시켰다. 응집영역모델은 LEFM과 달리 균열 성장 및 전파를 고려할 수 있으며, 임의의 균열 전파 경로를 나타낼 수 있는 장점이 있다. 특히 90년대에 Needleman(1994)과 Ortiz 등(1999)이 응집영역모델을 고려한 유한요소해석으로부터 구조물의 균열 전파 및 파괴현상의 모사에 대한 방법론을 제시한 이후 현재까지 많은 연구가 진행되고 있다. Needleman 등(1994)은 동적 하중 하에서 취성재료에서 발생하는 가지균열(crack branching)을 전산모사하였으며, 입자 강화 복합재(particle-reinforced composite)에서 발생하는 기지재(matrix)와 입자간 계면에서의 균열 발생을 설명하였다. Ortiz 등(1999)은 동적 하중 하에서 장감재료의 파쇄 현상(fragmentation)을 모사하기 위해 응집영역모델을 적용하였다. Guebelle 등(1995; 2001; 2008)은 구속 압력(confining

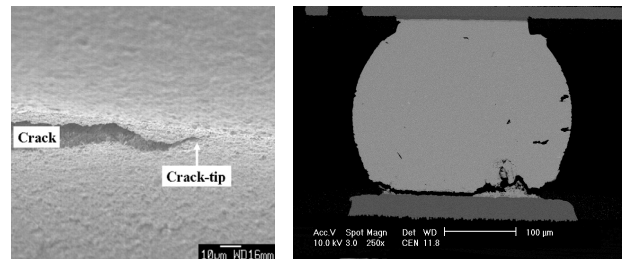
pressure)하에서 세라믹 재료의 파괴 거동 뿐만 아니라 복합재에서 기지재와 섬유 계면 사이에서 일어나는 인발 현상(pull-out)을 예측하였다. 또한, Yang 등(2004)은 웨이퍼(wafer)의 열압축본딩(thermococompression bonding) 현상을 모사하기 위하여 응집영역모델을 사용하였다.

본 연구에서는 Turon 등(2006)이 제안한 겹선형 형태의 응집영역모델(bilinear cohesive zone model)을 복합 재료의 계면박리 현상을 모사하기 위해 사용하였다. 응집영역모델을 고려한 유한요소해석을 위하여 응집요소(cohesive element)를 수식화하였으며, 제안된 응집요소의 타당성과 유효성을 검증하기 위하여 DCB(double cantilever beam)와 ENF(end notched flexure) 시험편의 실험 결과와 해석 결과를 비교하였다. 또한 응집요소를 이용한 유한요소해석시 탄성계수와 응집요소의 크기가 구조물의 하중-변위 곡선에 미치는 영향을 수치적으로 연구하였다.

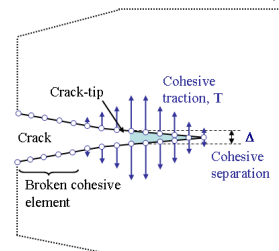
2. 응집영역모델

2.1 모델의 개요

응집영역모델은 재료의 파괴현상을 점진적인 계면의 분리로 인한 균열전파(crack propagation)로 나타낸다. 그림 1(a)와 (b)는 각각 금속연속섬유 강화 비정질 복합재료(Metal-continuous-fiber-reinforced Zr-based amorphous alloy matrix composite)의 균열 선단(crack-tip)과 BGA타입 반도체 패키징 솔더의 계면 균열



(a) 금속연속섬유 강화 비정질 복합재료의 균열 선단 (Courtesy of Y. Kim) (b) BGA 타입 반도체 패키징 솔더의 계면 균열 (Courtesy of S.Y. Yu)



(c) 응집영역모델의 모식도

그림 1

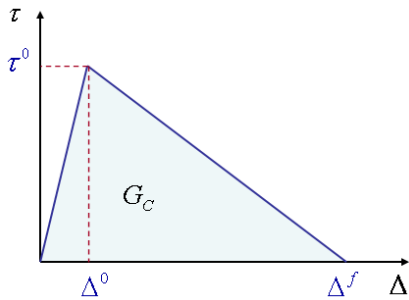


그림 2 겹선형 견인력-변위 곡선

도체 패키징 솔더의 계면에서의 미세파괴과정을 보여주는 SEM 사진이고, 그림 1(c)는 이를 단순화시킨 응집영역모델의 개요를 나타내고 있다. 균열이 발생하지 않은 영역에서 균열이 생성되는 균열 선단에 이를 때까지 계면 사이의 견인력(traction)은 최대값까지 증가하게 된다. 균열 선단에서 재료 내부로 균열이 전파하면서 최대 견인력은 감소하여 균열이 완전히 일어난 영역에서 0으로 도달한다.

많은 연구자들이 대상이 되는 재료, 하중 조건 및 파괴 조건에 따라 균열 생성 및 전파를 적절히 예측하기 위해 다양한 모델을 제시하였다(Li & Chandra, 2003). 그러나 실험적으로 계면에서 변위에 따른 견인력 곡선을 측정하는 것은 매우 어렵기 때문에 정확한 견인력-변위 곡선을 얻는 것을 불가능하다. Tvergaard 등(1992)과 Cox 등(2005)은 응집영역모델을 이용한 파괴 거동의 예측 시 구조물의 정확한 파괴에너지 방출 속도(fracture energy release rate)이 고려된다면 거시적인 견인력-변위 곡선의 형태는 해석결과와 무관하다는 것을 보였다. 따라서, 본 연구에서는 그림 2에 나타난 겹선형 형태의 응집영역모델을 사용하였다.

2.2 구성방정식

그림 3은 3차원 8절점 응집영역요소를 나타낸다. 초기 형상(reference configuration)에서의 단일 곡면이 변형 후 형상(deformed configuration)에서 두 개의 곡면으로 분리되어 계면이 생성된 것을 보여준다. 이 때, 윗면과 아랫면 사이의 변위(displacement jump)는 전체 좌표계에서 다음처럼 쓸 수 있다.

$$[\mathbf{u}] = \mathbf{u}^+ - \mathbf{u}^- \quad (1)$$

여기서, +와 -는 각각 분리된 윗면과 아랫면을 나타낸다.

Turon 등(2006)은 Simo 등(1987)의 방법을 적용하여 다음과 같은 형태의 계면에서의 자유에너지를 정의하였다.

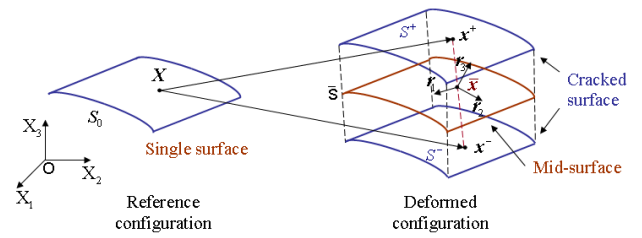


그림 3 8절점 응집영역요소

$$\begin{aligned} \psi(\Delta, D) &= (1 - D)\psi^0(\Delta), \\ \psi^0(\Delta) &= \frac{1}{2} \Delta \cdot \mathbf{D} \Delta \end{aligned} \quad (2)$$

여기서, D 는 계면에서 파손이 일어난 정도를 나타내는 손상 변수(damage variable)이며, Δ 는 계면 분리 후의 변위(displacement jump)를 계면에서 정의된 국소 좌표계에 대해 나타낸 것이다.

$$\Delta = \mathbf{R}[\mathbf{u}] \quad (3)$$

여기서, \mathbf{R} 은 전체 좌표계에서 정의된 벡터를 계면 좌표계로 이동시키는 회전 텐서(rotation tensor)이다.

\mathbf{D} 는 강성 텐서(stiffness tensor)로써 다음처럼 쓸 수 있다.

$$\mathbf{D} = \text{diag}\{K, K, K\} \quad (4)$$

계면에서 견인력과 변위 사이의 관계를 정의하는 구성 모델은 식 (2)의 자유에너지로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\mathbf{t} = \frac{\partial \psi}{\partial \Delta} = (1 - D)\mathbf{D}\Delta \quad (5)$$

응집영역모델을 완성하기 위하여 식 (5)의 견인력-변위의 구성식 이외의 균열의 생성 및 전파에 대한 기준식과 손상의 진전을 나타내는 발전식(evolution equation)이 필요하다.

2.2.1 균열 생성

균열은 계면에서의 견인력이 최대 강도(t^0)를 초과하면 생성된다고 가정할 수 있다.

$$\mathbf{t} \geq \mathbf{t}^0 \quad (6)$$

2.2.2 균열 전파

견인력-변위 곡선 아래의 면적은 파괴에너지 방출 속도와 동일하기 때문에 응집영역모델을 정의하기 위해서 세 개의

변수(최대 강도, 최대 변위, 파괴에너지 방출 속도) 중 두 개만 필요하다. Needleman 등은 최대 강도와 최대 변위를 주 변수로 가정하였다. 따라서 최대 변위와 최대강도를 초과하는 경우 균열의 전파가 시작된다. 이 때 실험적으로 관찰되는 균열 전파 경로는 잘 예측하지만, 최대 강도는 물리적인 값 이상으로 매우 큰 단점이 있다.

본 연구에서는 균열 전파를 정의하기 위하여 복합재료의 계면박리를 잘 예측한다고 알려진 Benzeggagh와 Kenane 가 제안한 임계에너지 방출 속도(critical energy release rate)를 사용하였다.

$$G \geq G_C \tag{7}$$

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{shear}}{G_T} \right)^\eta \tag{8}$$

$$G_T = G_I + G_{II} + G_{III}, \quad G_{shear} = G_{II} + G_{III} \tag{9}$$

여기서, G_I, G_{II}, G_{III} 는 각각 순수 모드 I, 모드 II, 모드 III의 파괴 에너지 방출속도를 나타내며, C 는 임계값을 나타낸다.

이 때, 최대 변위는 최대 강도와 파괴에너지 방출속도를 이용하여 정의할 수 있다(Turon 등, 2006).

2.2.3 손상변수의 발전식

마지막으로 손상 변수의 발전식은 소성 유동법칙과 유사하게 쓸 수 있다.

$$\dot{D} = \begin{cases} \dot{\lambda} \frac{\partial F(\lambda)}{\partial \lambda}, & \lambda < \Delta^f, \\ 0, & \text{Otherwise} \end{cases} \tag{10}$$

$$F(\lambda) = \frac{\Delta^f(\lambda - \Delta^0)}{\lambda(\Delta^f - \Delta^0)} \tag{11}$$

여기서, Δ^0 와 Δ^f 는 각각 균열이 생성되는 변위와 균열이 전파되는 변위를 나타낸다. 또한 유효 변위(effective displacement jump)는 다음과 같이 정의된다.

$$\lambda = \sqrt{\langle \Delta \rangle^2} \tag{12}$$

3. 유한요소모델

3.1 유한요소 수식화

균열의 생성으로 인해 물체(body) 내부에 계면이 존재하는 경우 가상 일의 원리(principle of virtual work)는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\int_V \sigma : \delta \epsilon dV + \int_S \mathbf{t} \cdot \delta[\Delta] dS = \int_V \mathbf{b} \cdot \delta \mathbf{u} dV + \int_{\partial V} \bar{\mathbf{t}} \cdot \delta \mathbf{u} dS \tag{13}$$

여기서, 첫번째와 두번째 항은 각각 내부 일에 의한 에너지와 계면 생성으로 발생하는 일을 나타낸다.

본 연구에서는 응집영역모델을 구현하기 위하여 응집요소(cohesive element) 또는 계면요소(interface element)를 사용하는 방법을 따랐다(Xu 등, 1994; Ortiz 등, 1999).

유한요소 수식화는 등매개 형상함수(isoparametric shape function)을 이용하였으며, 계면에서의 변위 및 견인력의 계산은 모두 중간 곡면(mid-surface)에서 이루어진다.

$$\mathbf{x}(\eta) = \sum_{a=1}^n N_a(\eta) \bar{\mathbf{x}}_a \tag{14}$$

여기서, $\bar{\mathbf{x}}_a$ 는 중간 곡면에서 정의된 물리량을 나타낸다.

중간 곡면에서 접평면(tangent plane)을 정의하는 국소 좌표계는 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{aligned} \mathbf{r}_\alpha &= \bar{\mathbf{x}}_{,\eta_\alpha} \\ &= N_{a,\eta_\alpha}(\eta) \bar{\mathbf{x}}_a, \quad \alpha = 1, 2 \\ \mathbf{r}_3 &= \frac{\mathbf{r}_1 \times \mathbf{r}_2}{|\mathbf{r}_1 \times \mathbf{r}_2|} \end{aligned} \tag{15}$$

식 (15)의 단위 벡터들로부터 회전 텐서 \mathbf{R} 를 정의할 수 있다. 이 때, 계면 좌표계에서 정의된 변위는 다음처럼 쓸 수 있다.

$$\Delta(\eta) = \sum_{a=1}^n N_a(\eta) \mathbf{R}[\mathbf{x}_a] \tag{16}$$

응집요소로부터 발생하는 내력 벡터(internal force vector)와 강성 행렬(stiffness matrix)는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\mathbf{f}_a^\pm = \mp \int_S \mathbf{t} \mathbf{R} N_a dS \tag{17}$$

$$\mathbf{K}_{ab}^\pm = \mp \int_S \mathbf{R} N_a \frac{\partial \mathbf{t}}{\partial \Delta} \mathbf{R} N_b dS \tag{18}$$

4. 수치 해석

응집영역요소를 구현한 유한요소모델을 검증하기 위하여 이 중의괄보와 ENF 실험 결과(Turon 등, 2006)를 해석 결과와

표 1 AS4/PEEK 탄소섬유강화복합재의 기계적 물성

E_{11}	$E_{22} = E_{33}$	$G_{12} = G_{13}$	G_{23}	$\nu_{12} = \nu_{13}$
122.7 GPa	10.1 GPa	5.5 GPa	3.7 GPa	0.25
ν_{23}	G_{IC}	G_{IIIC}	τ_3°	$\tau_2^\circ = \tau_1^\circ$
0.45	0.969 N/mm	1.719 N/mm	80 MPa	100 MPa

비교하였다. 실험에 사용한 재료는 일방향 AS4/ PEEK 탄소섬유 강화 복합재료(unidirectional carbon-fiber-reinforced composite)이다. 시편의 크기는 길이와 폭이 각각 102mm와 25.4mm이며, 두께 방향으로 1.56mm의 두 개의 암(arm)이 겹쳐져 있다. 표 1은 해석에 사용한 재료의 물성치를 나타내고 있다.

4.1 이중외팔보(Double cantilever beam)

DCB 시험은 보의 한 쪽 끝을 고정시킨 후 다른 쪽 끝에 하중을 가하는 대표적인 모드 I 파괴 실험이다. 시편의 초기 균열의 길이는 32.64mm이다. 그림 4는 300개의 3차원 8절점 비적합 요소(C3D8I)와 102개의 3차원 8절점 응집요소로 이루어진 DCB 시편의 유한요소모델이다.

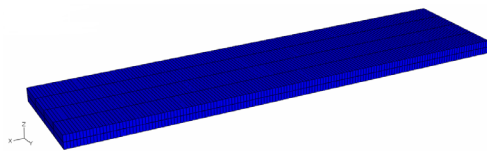
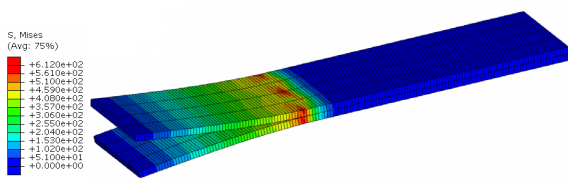
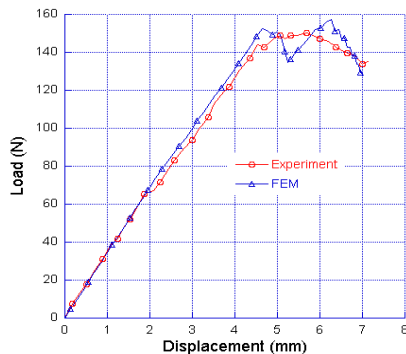


그림 4 DCB 시편의 유한요소모델



(a) 변형 후 DCB 시험편 형상



(b) 하중-변위 곡선

그림 5

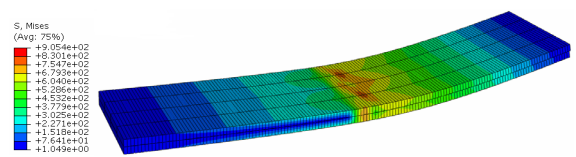
그림 5(a)는 변형 후 시편의 형상과 응력 분포를 나타내고 있다. 균열 선단에서 응력이 집중된 것을 알 수 있다. 그림 5(b)은 하중-변위 곡선을 나타낸다. 응집요소를 사용한 유한요소해석 결과는 균열의 전파로 발생하는 하중의 연화 현상(softening)을 비교적 잘 예측하는 것을 알 수 있다. 그러나 실험 결과와 달리 해석 결과는 균열 생성 후 하중-변위 곡선이 지그-재그(zig-zag) 형태로 진동하는 것을 볼 수 있다. 이는 유한한 응집요소의 크기로 인하여 균열 생성 및 전파 후에 소산되는 에너지로 인해 나타나는 현상이다. 따라서, 신뢰성있는 해석 결과를 도출하기 위하여 응집요소의 크기를 세분화하여야 한다.

4.2 ENF(End notched flexure)

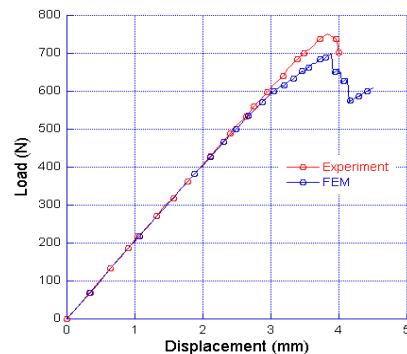
ENF 시험은 초기 균열이 존재하는 시편의 가운데 지점에 하중을 가하는 대표적인 모드 II 파괴 실험이다. 시편의 초기 균열의 길이는 39.44mm이다. ENF 시편의 유한요소 모델은 300개의 3차원 8절점 비적합 요소(C3D8I)와 150개의 3차원 8절점 응집요소로 이루어졌다. 이 때, 58개의 응집요소는 초기 균열을 나타내고, 해석시 암(arm)끼리의 침투(penetration)를 방지하기 위해 사용되었다.

그림 6은 각각 변형 후 시편의 형상과 하중-변위 곡선을 보여준다. ENF 해석 결과 역시 실험 결과를 잘 예측하고 있으나 균열 전파 후 하중-변위 곡선에는 진동이 발생한다.

4.3 응집요소 크기의 영향



(a) 변형 후 DCB 시험편 형상



(b) 하중-변위 곡선

그림 6

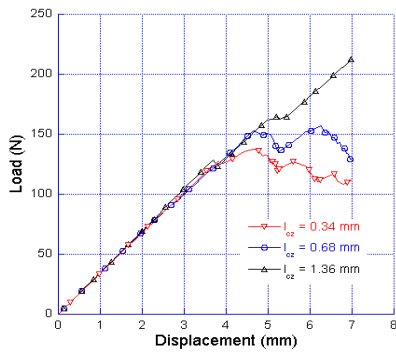


그림 7 응집영역요소의 크기에 따른 DCB 시험편의 하중-변위 곡선

DCB 시험편과 ENF 시험편의 해석 결과로부터 알 수 있듯이 구조물의 균열전파의 유한요소해석시 유한한 크기의 응집요소 인하여 하중-변위 곡선에 지그-재그 형태의 진동이 발생한다. 응집요소의 크기가 해석 결과에 미치는 영향을 조사하기 위하여 세 가지 크기(0.34mm, 0.68mm, 1.36mm)의 응집요소를 사용한 결과를 비교하였다.

그림 7은 응집요소의 크기에 따른 DCB 시험편의 하중-변위 곡선을 나타낸다. 응집요소의 크기가 1.36mm인 경우에 극소적인 하중의 감소가 나타나기는 하나 균열의 전파로 발생하는 구조물의 거시적인 연화 현상을 나타나지 않는다. 이와 달리 응집요소의 크기가 0.34mm와 0.68mm인 경우는 구조물의 연화현상을 비교적 잘 예측하고 있다. 그러나 이 경우에도 하중-변위 곡선에 지그-재그 현상은 여전히 나타나고 있다. Camacho 등(1996)는 동적 하중 하에서 응집요소의 크기가 증가할 경우 해석의 정확성이 감소하며, 가지 균열 (crack branching)의 경향이 나타나지 않는다고 보고하였다. Ruinz 등(2001)은 초기 균열이 존재하는 노치 빔(single edge notched beam) 시험이 그렇지 않은 시험에 비해 응집요소의 크기에 영향을 적게 받는다는 것을 보였다.

즉, 균열경로(crack path)는 연속체 요소 사이에 위치한 응집영역요소를 따라 발생하므로 균열 생성 및 전파는 강한 격자 의존성(mesh-dependency)을 나타낸다. 또한 균열 전파 시 소산되는 일을 정확히 고려하여 하중-변위 곡선을 예측하기 위하여 균열선단에서 응집영역요소는 충분히 세분화되어야 한다.

4.4 탄성계수의 영향

그림 8은 탄성계수 값에 따른 하중-변위 곡선을 나타낸다. 탄성계수가 10^3 이하인 경우에는 하중 연화 연상을 예측하지 못한다. 이러한 현상은 응집요소의 컴플라이언스(compliance)가 전체 구조물의 컴플라이언스에 영향을 주기 때문이다. 계면의

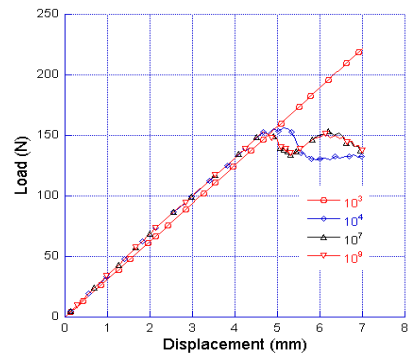


그림 8 벌칙상수값에 따른 DCB 시험편의 하중-변위 곡선

탄성계수가 매우 큰 값을 가질 때 전체 구조물의 컴플라이언스에 영향을 주지 않으나, 이 경우에는 강성 행렬의 조건이 악화되어(ill-posed) 해석의 수렴성이 매우 나빠지게 된다. 그림 5(b)에서 보듯이 DCB 시험편의 경우 탄성계수가 10^5 인 경우 수렴성과 해석결과의 정확성 모두를 만족시킨다.

5. 결 론

본 연구에서는 구조물의 균열 생성 및 전파를 모사하기 위한 응집영역모델을 사용하였다. 응집영역모델을 고려한 유한요소해석을 위하여 응집요소를 수식화하였으며, 상용 유한요소 프로그램인 Abaqus의 사용자 정의 서브루틴 UEL로 구현하였다.

제한된 응집요소의 타당성과 유효성을 검증하기 위하여 DCB(double cantilever beam)와 ENF(End notched flexure) 시험편의 실험 결과와 해석 결과를 비교하였다. 유한요소 해석 결과는 거시적인 하중-변위 실험 결과를 비교적 잘 예측하였다.

또한 응집요소를 이용한 유한요소해석시 탄성계수와 응집요소의 크기가 구조물의 하중-변위 곡선에 미치는 영향을 수치적으로 연구하였다. DCB 시험편의 경우 균열 전파 경로의 격자 의존성을 제거하고 하중-변위 곡선에 나타나는 지그-재그 현상을 최소화하기 위하여 크기가 0.6mm이하인 응집요소의 사용이 바람직하다. 또한, 전체 구조물의 컴플라이언스에 영향을 주지 않기 위하여 10^5N/mm^3 이상의 탄성계수의 사용이 바람직하다.

본 연구에서 복합재료의 계면박리에 적용된 응집요소는 연성 및 취성 재료 내부의 균열 생성 및 전파 예측뿐만 아니라 반도체 패키징의 신뢰성 평가에도 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

- Barenblatt, G.I.** (1962) Mathematical Theory of Equilibrium Crack in Brittle Fracture, *Advance in Applied Mechanics*, 7, pp.55~129.
- Benzeggagh, M.L., Kenane, M.** (1996) Measurement of Mixed-Mode Delamination Fracture Toughness of Unidirectional Glass/Epoxy Composites with Mixed-Mode Bending Apparatus, *Compos. Sci. Technol.*, 49, pp.439~449.
- Camacho, G.T., Ortiz, M.** (1996) Computational Modelling of Impact Damage in Brittle Materials, *International Journal Solids Struct.*, 33, pp.2899~2938.
- Cox, B., Yang, Q.** (2005) Cohesive Models for Damage Evolution in Laminated Composites, *International Journal Fracture*, 133, pp.107~137.
- Dugdale, D.S.** (1960) Yielding of Steel Sheets Containing Slits, *Journal Mech. Phys. Solids*, 8, pp.100~108.
- Freund, L.B., Suresh, S.** (2003) Thin Film Materials: Stress, Defect Formation, and Surface Evolution, Cambridge University Press.
- Geubelle, P.H.** (1995) Finite Deformation Effects in Homogeneous and Interfacial Fracture, *International Journal Solids Struct.*, 36, pp.1003~1016.
- Goyal, S.V., Johnson, E.R., Davila, C.G.** (2004) Irreversible Constitutive Law for Modeling the Delamination Process Using Interfacial Surface Discontinuities, *Compos. Struct.*, 64, pp.91~105.
- Hibbitt, Karlsson, Sorensen.** (2004) ABAQUS 6.5 User's Manuals. Pawtucket, USA.
- Li, H., Chandra, N.** (2003) Analysis of Crack Growth and Crack-tip Plasticity in Ductile Materials Using Cohesive Zone Models, *International Journal Plasticity*, 19, pp.849~882.
- Lin, G., Geubelle, P.H., Sottos, N.R.** (2001) Simulation of Fiber Debonding with Friction in a Model Composite Pushout Test, *International Journal Solids Struct.*, 38, pp. 8547~8562.
- Nittur, P.G., Maiti, S. Geubelle, P.H.** (2008) Grain-Level Analysis of Dynamic Fragmentation of Ceramics under Multi-Axial Compression, *Journal Mech. Phys. Solids*, 56, pp. 993~1017.
- Ortiz, M., Pandolfi, A.** (1999) Finite Deformation Irreversible Cohesive Elements for Three Dimensional Crack-Propagation Analysis, *International Journal Num. Meth. Eng.*, 44, pp.1267~1282.
- Ruiz, G., Pandolfi, A., Ortiz, M.** (2001) Three-Dimensional Cohesive Modeling of Dynamic Mixed-Mode Fracture, *International Journal Numer. Methods Eng.*, 52, pp.97~120.
- Simo, J., Ju, J.W.** (1987a) Strain- and Stress-Based Continuum Damage Model-I. Formulation, *International Journal Solids Struct.*, 23, pp. 821~840.
- Turon, A., Camanho, P.P., Costa, J., Davila, C.G.** (2006) A Damage Model for the Simulation of Delamination in Advanced Composites under Variable-Mode Loading, *Mech. Mater.*, 38, pp.1072~1089.
- Tvergaard, V., Hutchinson, J.W.** (1992) The Relation Between Crack Growth Resistance and Fracture Process Parameters in Elastic-Plastic Solids, *Journal Mech. Phys. Solids*, 40, pp. 1377~1397.
- Xu, X.P., Needleman, A.** (1994) Numerical Simulations of Fast Crack Growth in Brittle solids, *Journal Mech. Phys. Solids*, 42, pp. 1397~1434.
- Yang, Q., Shim, D., Spearing, S.** (2004) A Cohesive Zone Model for Low Cycle Fatigue Life Prediction of Solder Joints, *Microel. Eng.*, 75, pp.85~95.