

論文

J. of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences 42(11), 911-918(2014)

DOI:http://dx.doi.org/10.5139/JKSAS.2014.42.11.911

ISSN 1225-1348(print), 2287-6871(online)

다중점 구속조건을 이용한 응집요소의 선택적 활성화 기법

우경식*

Selective Activation of Cohesive Elements using MPC

Kyeongsik Woo*

School of Civil Engineering, Chungbuk National University

ABSTRACT

In this paper, a selective activation strategy of cohesive elements using user subroutine UMPC was studied as an efficient solution for the added compliance problem in cohesive zone model crack propagation analyses. The cohesive elements were inserted between every bulk elements in region where cracks were expected to initiate and propagate, but initially not activated by tying the cohesive nodes using multi-point constraints. During analyses, the cohesive elements for which specified criterion was met were selectively activated by releasing the constraints. The effect of initial cohesive stiffness and the release criterion on the crack propagation behavior was carefully investigated.

초 록

본 논문에서는 응집영역 모델링 방법에 의한 균열전파 해석에서 발생하는 연성추가문제의 효과적인 해결방법으로 사용자 부프로그램 UMPC를 이용한 응집요소의 선택적 활성화 기법을 연구 하였다. 먼저 균열의 발생 및 전파가 예상되는 지역의 일반요소들 사이에 응집요소를 삽입하고 응집요소를 구성하는 절점에 다중점 구속조건을 적용함으로써 응집요소를 비활성화 시킨 상태로 해석을 시작한 후, 해석 도중에 특정 조건을 만족하는 절점들에 대해서만 다중점 구속조건을 해제하여 응집요소를 선택적으로 활성화하는 전략을 사용하였다. 응집요소의 초기강성 및 다중점 구속조건 해제 지표가 균열전파 거동 및 계산 시간에 미치는 영향을 체계적으로 조사하였다.

Key Words : Crack propagation(균열전파), Cohesive zone modeling(응집영역 모델링), Traction-separation(트랙션-분리), Multi-point constraint(다중점 구속), Selective activation(선택적 활성화), User subroutine(사용자 부프로그램)

1. 서 론

최근 재료의 파괴거동을 수치적으로 예측하는 방법으로서 응집영역 모델링(Cohesive Zone Modeling, CZM) 방법이 많이 사용되고 있다. 기존의 응력확대계수(K)나 J -적분, 또는 가상균열

달힘(Virtual Crack Closure Technique, VCCT) 방법과 달리 CZM 방법은 초기 균열위치 및 균열전파 경로 등을 사전에 지정할 필요가 없기 때문에 균열전파의 시작뿐만 아니라 전파경로를 예측하는데 매우 유용하다. CZM 방법은 Barenblatt[1]와 Dugdale[2]에 의해 처음 그 개념

† Received : May 22, 2014 Accepted : October 20, 2014

* Corresponding author, E-mail : kw3235@chungbuk.ac.kr

이 도입된 이래 Hillerborg 등[3]이 가상균열모델(Fictitious Crack Model, FCM)이라는 이름으로 콘크리트 재료의 파괴해석에 최초로 적용하였다. 이후 CZM 방법에 대해 많은 연구가 수행되었으며 선형탄성 및 탄소성 균열전파해석에 매우 효과적으로 사용되고 있다[4-8].

CZM 방법은 응집요소(Cohesive Element)를 일반 요소와 요소사이에 삽입하여 균열이 이를 따라 전파하도록 하는 이산화 형태로 구현된다. 또한 균열의 발생과 전파는 트랙션-분리 관계(Traction-Separation Law, TSL)라는 구성방정식을 통하여 정의된다. CZM 방법은 TSL 관계식에서 파괴가 발생하는 시점까지의 초기강성이 유한한 내재적(Intrinsic) 방법과 초기강성이 무한대인 외재적(Extrinsic) 방법으로 나눌 수 있으며, 내재적 방법의 TSL은 다시 다항식형[5], 삼각형[9] 및 사변형[10] 등으로 나눌 수 있다. 일반적으로 취성파괴에는 삼각형 TSL이, 그리고 연성파괴에는 사변형 TSL이 많이 사용된다.

CZM 방법은 요소내부로 균열의 전파가 허용되는 확장유한요소법(XFEM)과 달리 균열의 전파경로가 일반요소들의 경계에 국한되는 등 해가 메쉬에 의존하는 문제점이 있다. 따라서 균열전파의 경로를 충분한 정확도를 가지고 예측하기 위해서는 파괴프로세스가 진행되는 응집영역 내에 충분한 수의 요소를 사용하여야 하고, 또한 파괴에너지가 상대적으로 큰 연성재료나 폴리머와 같은 문제에서는 제한된 전파경로로 인하여 실제보다 더 큰 파괴에너지를 소모하도록 요구되어 파괴하중을 과도하게 예측하는 오류를 주기도 한다.

CZM 방법의 또 다른 문제점은 트랙션-분리 관계식에서 유한한 값의 초기강성을 사용하는 내재적 CZM 방법에서는 재료가 실제보다 연성적으로 거동할 수 있다는 것이다. 재료에서 균열의 전파경로가 사전에 알려져 있는 경우에는 응집요소를 그 경로를 따라서만 배치하면 되므로 연성추가는 크게 문제가 되지 않는다. 그러나 일반적으로 재료의 균열전파 경로는 알려져 있지 않으므로 균열의 전파가 가능한 지역에서 모든 일반요소들 사이에 응집요소를 삽입하게 되는데, 이때 많은 수의 응집요소에 의해 인위적으로 연성이 추가되는 문제가 발생한다. 또한 연성화의 정도는 삽입되는 응집요소의 수에 비례하므로 유한요소메쉬의 상세도가 높아질수록 증가한다[11-13].

CZM 방법에서 균열전파경로의 메쉬 의존도는 기존의 연구자에 의해 다루어져 왔다. Geibler 등

[14]는 균열선단에서 균열전파방향을 예측한 후 전체적으로 메쉬를 균열전파 경로에 따라 수정하는 방법을 제안하였고, Areias 등[15]은 균열이 전파하는 경로의 주변에 위치한 요소들의 절점을 이동시키는 적응메쉬 방법을 사용하여 제한된 전파경로 문제의 해결을 시도하였다. 연성문제를 피하기 위해서 트랙션-분리관계식에서 초기강성이 무한대인 외재적 CZM 방법을 사용하는 연구가 수행된 바 있으며[16-19], 이 경우 발생하는 계산상 수렴문제를 완화시키기 위하여 트랙션-분리 선도의 원점을 이동시켜 곡선의 불연속을 제거하는 시프트모델[19]을 사용하는 연구도 수행하였으나 이들이 아직 상용코드에 널리 적용되지는 않고 있다. 일반적인 공학문제에서 하중의 부가-해제-재부가의 상황은 흔히 발생하므로 해석에서는 외재적 방법보다는 내재적 방법이 편리할 수 있는데, 이때 발생하는 연성변형량은 TSL 관계식의 초기 강성을 크게 하면 어느 정도 감소시킬 수 있다. 그러나 이렇게 하면 계산이 잘 수렴되지 않고 또한 유한요소의 강성행렬의 조건수를 증가시켜 수치오차를 발생시키는 등 또 다른 문제를 야기하게 된다[19].

본 논문에서는 내재적 CZM 방법에서 응집요소의 삽입에 의한 연성추가 문제를 해결하는 방안으로 응집요소의 선택적 활성화 기법에 대하여 연구하였다. 해석모델에서 응집요소들이 일반요소들 사이에 삽입되지만 초기에는 비활성화시키고 계산도중에 특정 조건을 만족하는 응집요소들에 대해서만 활성화시키게 된다. 이 방법은 상용 유한요소해석 코드 아바쿠스의 다중점 구속조건(Multi-Point Constraint, MPC) 사용자 서브프로그램(User subroutine) MPC[20]를 이용하여 구현하였다. 이 해석전략을 편측노치를 가지는 인장시편 형상과 자연복합재료 단위구조 모델에 적용하여 연성추가 문제 완화 가능성에 대하여 연구하였다. 또한 응집요소의 선택적 활성화 조건이 계산결과 및 계산시간에 미치는 영향을 조사하였다.

II. 본 론

2.1 응집요소의 선택적 활성화

Figure 1은 일반 요소들 사이에 응집요소가 삽입되어 있는 것을 개략적으로 보이고 있다. 실제로 응집요소는 면적이 없으나 이 그림에서는 설명의 편의를 위하여 두께가 있는 것처럼 도시하였다. 여기서 응집요소는 인접한 일반요소들의

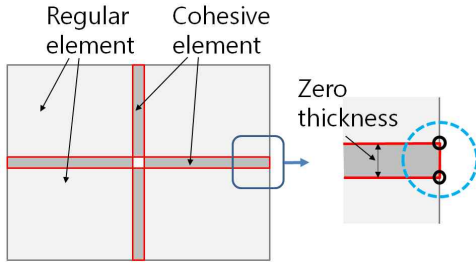


Fig. 1. Insertion of cohesive elements

절점으로 구성된다. 우측에 확대된 그림에서 점선으로 표시된 원 내부의 두 개의 작은 원들은 각각 위와 아래의 일반요소에 속해있는 절점들로서 사이의 응집요소를 정의하는 절점들이다. 이들은 동일한 위치에 존재하는 중복된 절점들이므로 초기에 응집요소는 길이만 있고 높이는 0의 값을 가진다.

본 연구에서 적용한 응집요소의 선택적 활성화 전략은 다음과 같다. 해석이 시작되기 전에 동일한 위치에 존재하는 응집요소의 절점들은 다중점 구속조건(MPC)에 의해 동일한 변위를 가지도록 묶어 놓는다. (Fig. 1의 우측 확대 그림에서 점선을 사용하여 절점구속을 도식적으로 표시하였다.) 해석 진행 중에 지정된 조건이 만족되면 절점에 가해진 다중점 구속조건을 선택적으로 해제하여 해당 응집요소는 활성화 시킨다.

다중점 구속조건을 해제하기 위해서 다양한 지표가 가능하나 여기서는 일반요소의 응력상태에 의한 지표를 사용한다. 즉, 응집요소에 인접한 일반요소들의 응력상태를 추적하여 다음과 같이 미세스 응력값이 사전에 지정된 값보다 크게 되면 다중점 구속조건을 해제하게 된다.

$$\sigma_{Mises} \geq \tilde{\sigma} \quad (1)$$

다중점 구속조건의 부가 및 해제는 아바쿠스가 제공하는 사용자 부프로그램 MPC를 사용하여 구현한다. 부프로그램 내부에서 LMPC 변수를 다음과 같은 방법으로 조절하여 다중점 구속조건의 적용 및 해제할 수 있다.

- (i) 해석 시작 이전에 모든 응집요소 절점에 가해진 다중점 구속조건들에 대해 LMPC = 1 로 하여 구속한다.
- (ii) 해석이 진행됨에 따라 하중중분이 완료되는 시점에서 각각의 다중점 구속조건에 대해 해제조건을 검사한다.
- (iii) 해제조건이 만족되면 LMPC = 0 으로 하여 구속조건을 해제하고 해당 응집요소를 활성화 시킨다.

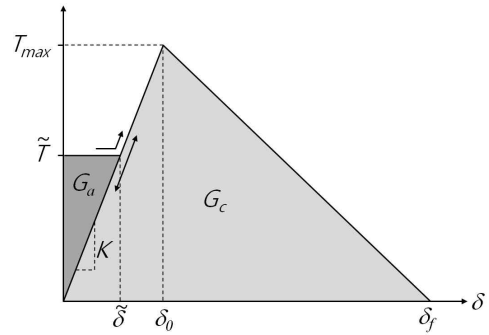


Fig. 2. Modified traction-separation relationship

2.2 트래션-분리 관계

Figure 2는 선택적 활성화 전략에 의해 수정된 트래션-분리 관계 선도를 보이고 있다. 그림에서 열은 회색으로 표시된 것이 기존의 삼각형 트래션-분리 관계를 나타낸다. 여기서 G_c 는 파괴에너지, T_{max} 는 트래션의 최대값, K 는 트래션-분리관계 선도의 초기 기울기, 그리고 δ_0 와 δ_f 는 각각 파괴 시작 및 완료시점의 분리 변위 값을 나타낸다. 선택적 활성화 전략에 의해 수정된 트래션-분리 관계 선도는 원점이 아니라 그림에서 $\tilde{\delta}$ 로 표시된 지점에서 시작하여 순간적으로 $\tilde{\delta}$ 의 분리 변위를 가지게 되며 이후에는 기존의 삼각형 선도를 따라 거동하게 된다.

이와 같이 수정된 관계식에서는 G_a 만큼의 인위적인 회복불가의 파괴에너지가 추가될 수 있으므로 초기 기울기 K 값을 가능한 크게 하여 최소화 하여야 한다. 또한 순간적인 분리변위 $\tilde{\delta}$ 에 의해 계산과정이 불안정화 하여 수렴성을 저해하는 문제가 발생할 수도 있는데, 사전 해석을 통하여 조사해 본 결과 아바쿠스가 제공하는 기존의 안정화기법(*section control, *stabilize 등)을 사용하여 계산의 안정성을 충분히 확보할 수 있음을 알 수 있었다.

2.3 편측노치 인장시편 균열전파 해석

본 연구에서는 응집요소의 선택적 활성화 전략을 테스트하기 위해 편측노치 인장시편 (Single-Edge Notched Tensile, SENT) 형상을 고려하였다.

Figure 3은 편측노치 인장시편 형상을 보이고 있다. 길이(L)와 너비(W)는 각각 50 mm 및 25 mm 이고 두께는 1 mm, 그리고 노치의 길이(a)는 6.25 mm 이다. 하부 경계는 모든 변위를 고정하였고 상부 경계에서는 수평변위는 구속한 채 수직방향으로 인장하중(P)을 추가하였다.

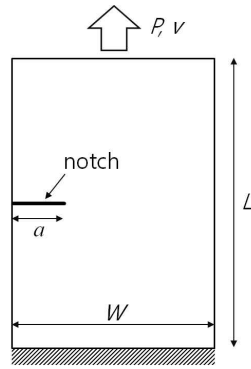


Fig. 3. Single-edge notched tensile (SENT) specimen configuration

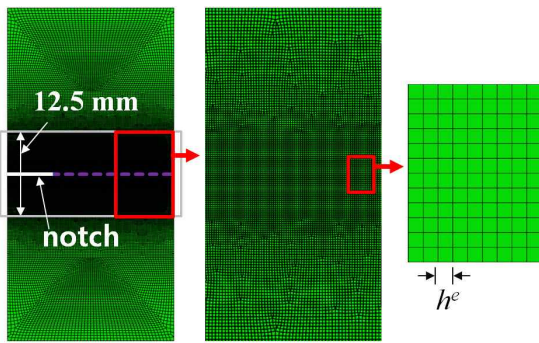


Fig. 4. FE modeling of SENT configuration

Figure 4는 편측노치 인장시편 형상에 대한 유한요소 모델을 보이고 있다. 좌측 그림이 전체 형상을 나타낸 것이고 가운데와 우측 그림은 각각 사각형으로 표시된 부분에 대해 확대하여 나타낸 것이다. 본 연구에서는 평면응력 요소(CPS4/CPS3)와 2차원 응집요소(COH2D4)를 사용하였다. 그림에서 보는 바와 같이 메쉬는 상부 및 하부 에지의 그림부분에서 중앙 지역으로 점차 요소밀도가 증가하도록 구성하였다. 균열이 전파하는 중앙 지역에서는 우측 그림과 같이 정사각형 요소로 된 균일하게 모델링 하였다.

해석에 사용된 재료 특성치 및 트랙션-분리 파라미터는 다음과 같다.

$$E = 70 \text{ GPa}, \nu = 0.3 \tag{2}$$

$$G_c = 0.17 \text{ MPa}\cdot\text{mm}, T_{\max} = 120 \text{ MPa}$$

본 연구에서는 응집요소의 삽입에 따라 두 가지 경우를 고려하였다. 먼저 균열전진 경로를 따라 선형으로 응집요소를 삽입하였는데 모델 중앙에 점선으로 표시된 것이 이를 나타내고 있다(CZE-Line). 또한 응집요소 삽입에 의한 연성문제를 알아보기 위하여 균열전파가 예상되는 중앙의 12.5 mm 높이의 사각형으로 표시된 지역의

모든 일반요소들 사이에 응집요소를 삽입하고 해석을 수행하였다(CZE-Area).

유한요소의 최소크기(h^e)는 응집영역의 크기를 고려하여 결정하였다. 응집영역의 크기(l_{cz})는 다음 식으로 나타낼 수 있다[12].

$$l_{cz} = MEG_c / (\tau^0)^2 \tag{3}$$

여기서 E 는 탄성계수, G_c 는 파괴에너지, τ^0 는 재료의 강도이고, M 은 0과 1 사이의 값을 가지는 상수이다. (eg., $M=1/\pi$ [21], $\pi/8$ [1-2], 1 [3], $\pi/2$ [18]) 응집영역을 대략 4~10개의 응집요소를 사용하여 모델링 하면 어느 정도 정확한 결과를 얻을 수 있는 것으로 알려져 있다. $M = 1$ 로 하고 식 (2)를 사용하여 산정한 응집영역의 크기는 $l_{cz} = 0.84 \text{ mm}$ 이다.

본 연구에서는 응집요소의 크기에 따른 결과의 수렴성을 알아보기 위하여 요소밀도가 다른 메쉬를 제작하였다. Table 1은 여러 가지의 요소밀도를 가지는 메쉬에서 사용된 일반요소와 응집요소의 수를 정리하고 있다. 이들은 Fig. 4의 중앙부 $25 \times 12.5 \text{ mm}^2$ 지역안의 요소들만을 포함한 것이다. CZE-Area 모델의 경우 식 (2)로 예측된 응집영역의 크기 내에 약 10개의 응집요소를

Table 1. Number of elements for SENT configuration (central region only)

l_{cz}/h^e	CPS4/CPS3	CZE	
		Line	Area
3.4	16,188	75	-
6.7	35,840	150	-
10.1	51,534	240	70,863
14.8	59,172	330	-

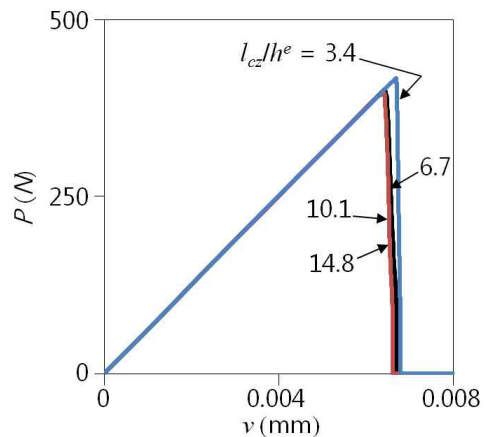


Fig. 5. Cohesive element size effect of CZE-Line model ($\delta_0/\delta_f = 1\%$)

사용한 경우($l_{cz}/h^e=10.1$)에 대해서만 매쉬를 제작하였는데 해당 지역의 전체 일반요소 사이에 응집요소가 삽입되므로 많은 수의 응집요소가 사용된 것을 알 수 있다.

Figure 5는 기존의 방법으로 응집요소가 선형으로 삽입된 CZE Line 모델에 대해 트랙션-분리 선도의 강성을 $\delta_0/\delta_f = 1\%$ 로 하고 응집요소의 크기를 변화시키면서 해석을 수행한 하중-변위 선도를 보이고 있다. 그림에서 볼 수 있듯이 하중-변위 선도는 응집요소의 크기가 감소함에 따라서 빠르게 수렴함을 보였다. 편측노치 형상에서 응집영역에 약 6개 이상의 응집요소를 사용하면 충분히 수렴한 결과를 주는 것으로 나타났다.

응집요소의 트랙션-분리 선도의 초기강성의 효과도 조사하였다. Fig. 6~7은 각각 CZE Line 모델과 CZE Area 모델에 대해 기존의 방법으로 해석을 수행하여 초기강성이 하중-변위선도의 수렴에 미치는 영향을 나타내고 있다. 이 결과들은

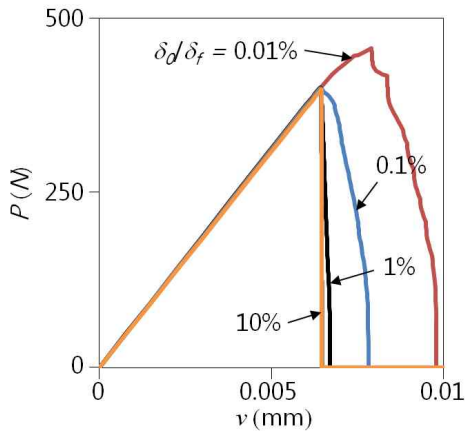


Fig. 6. Cohesive stiffness effect of CZE-Line model ($l_{cz}/h^e = 10.1$)

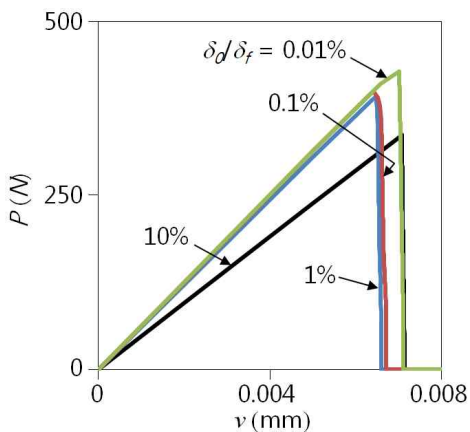


Fig. 7. Cohesive stiffness effect of CZE-Area model ($l_{cz}/h^e = 10.1$)

모두 응집요소의 크기가 $l_{cz}/h^e = 10.1$ 인 매쉬를 사용하여 구한 것이다. 그림에서 볼 수 있듯이 CZE-Line/Area 모델 모두 지나치게 큰 트랙션-분리 강성치(즉, 작은 δ_0/δ_f 값)를 사용하는 경우에 결과의 수렴에 문제가 있는 것으로 나타났다. 이는 큰 트랙션-분리 강성이 전체강성행렬의 조건수를 증가시켜 수치적 오차를 증가시킬 뿐만 아니라, 수렴을 위한 증분의 크기를 감소시켜 계산의 안정성을 위해 가한 인위적 댄핑효과가 크게 작용하였기 때문으로 분석되었다.

한편 CZE Area 모델의 경우에는 큰 강성치 뿐만 아니라 작은 강성치를 사용하였을 때에도 정확하지 않은 결과를 주는 것으로 나타났다. Fig. 7에서 작은 강성치 ($\delta_0/\delta_f = 10\%$)를 사용하여 구한 하중-변위선도는 최대하중 뿐만 아니라 파손이 발생하기 이전의 구조강성도 크게 낮은 결과를 보였는데 이는 많은 수의 응집요소에 의해 인위적으로 연성이 추가되는 문제가 발생하였기 때문이다. 이 경우 재료의 파괴거동과 탄성거동에 모두 영향을 미쳐 부정확한 결과를 주므로 반드시 수정되어야 하는 것으로 판단되었다.

Figure 8은 편측노치 인장시편 형상의 CZE-Area 모델에서 응집요소의 선택적 활성화 기법을 적용하여 구한 하중-변위 선도를 보이고 있다. 이 그림의 선도는 식 (1)의 다중점 구속조건 해제지표(응집요소의 선택적 활성화 지표)에서 $\tilde{\sigma}/T_{max} = 0.5$ 로 하고 해석을 수행한 결과를 도시한 것이다. 그림에서 볼 수 있듯이 응집요소의 선택적 활성화 전략을 사용하면 하중-변위선도가 트랙션-분리 강성값에 대해 크게 의존하지 않는 것으로 나타났다. 그림에는 수렴된 결과인 트랙션-분리 강성이 $\delta_0/\delta_f = 1\%$ 인 CZE-Line 모델

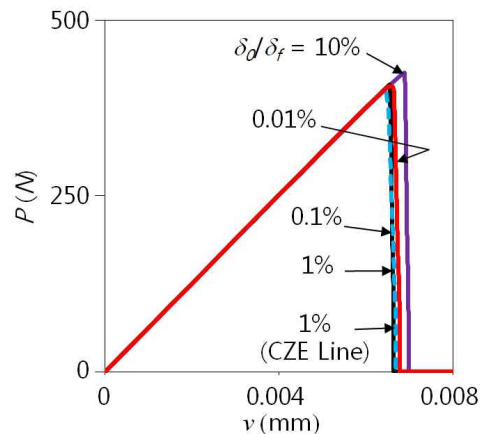


Fig. 8. Load-displacement curves by selective activation for CZE-Area model ($l_{cz}/h^e = 10.1, \tilde{\sigma}/T_{max} = 0.5$)

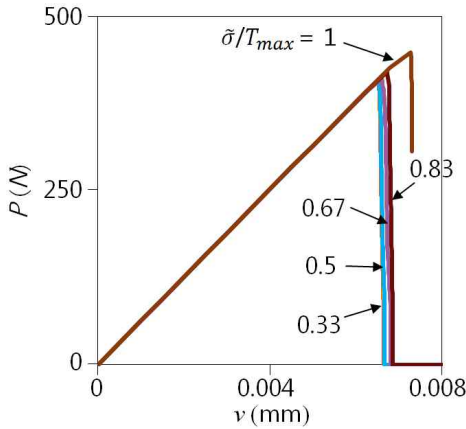


Fig. 9. Effect of MPC release stress for CZE-Area model

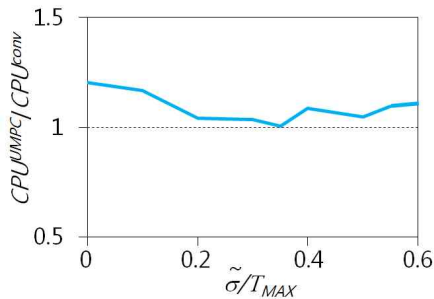


Fig. 10. CPU time for CZE-Area model with selective activation

의 결과가 점선으로 표시되어 있는데 다양한 범위의 강성값을 가지는 CZE-Area 모델의 결과가 거의 일치하는 결과를 보이고 있어 선택적 활성화 전략이 균열전파 예상지역에 다수의 응집요소가 삽입된 경우에 발생하는 연성추가 문제를 기본적으로 제거할 수 있는 것으로 나타났다.

Figure 9는 사용자가 지정하는 응집요소의 활성화 응력($\tilde{\sigma}$)의 영향을 나타내고 있다. 활성화 응력을 $\tilde{\sigma} = 0$ 으로 하면 모든 응집요소들이 시작점부터 활성화 되어 있는 것을, 그리고 값이 증가할수록 응집요소에 인접한 일반요소의 응력이 증가한 상태에서 응집요소가 활성화 되는 것을 의미한다. 그림에서 보인 바와 같이 아주 큰 활성화 응력을 사용한 경우를 제외하고 모든 결과들이 거의 일치하도록 나타나 활성화 응력이 계산결과에 크게 영향을 주지는 않는 것으로 판단되었다.

계산시간의 측면에서 사용자 부프로그램에 의한 응집요소의 선택적 활성화 전략은 부담이 되지 않는 것으로 나타났다. Fig. 10은 MPC-Area 모델에 대해 선택적 활성화 방법에 의한 해석시간을 기존의 방법에 의한 해석시간으로 나눈 값

을 나타내고 있는데 다양한 활성화 응력의 범위에서 해석시간이 거의 같거나 약간의 증가만을 보였다. 사용자 부프로그램이 계산시간의 측면에서 최적화되어 있지 않고 별도의 입출력을 필요로 한다는 점을 감안하면 해석시간의 관점에서 그다지 부정적이지 않은 것으로 판단되었다.

2.4 자연복합재료 단위구조 균열전파 해석

본 연구에서는 응집요소의 선택적 활성화 전략을 사용하여 바이오모픽(Biomorphic) 자연복합재료 단위구조의 균열전파해석을 수행하였다.

Figure 11(a)는 소나무 프리폼을 보이고 있는데 이를 열분해 및 실리콘 함침 등의 여러 공정을 거쳐 바이오모픽 C/SiC 복합재료를 제조하게 된다[22]. 제조된 C/SiC 복합재료의 기본 구조는 프리폼의 반복구조를 유지하므로 이로부터 최소 반복 단위구조를 정의하였다. Fig. 11(b)는 대칭성을 고려하여 이상화한 최소반복 구조인 1/4 단위구조를 보이고 있다. 1/4 단위구조의 크기는 $10.5 \times 7.5 \mu\text{m}^2$ 이고 C, Si, SiC 및 공극의 부피분율은 각각 0.021, 0.293, 0.626 및 0.06 이다. 각 구성성분별 물성치는 Table 2에 정리하였다. 사진과 측정된 부피분율을 기준으로 결정된 미세구조의 치수는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} a &= 0.184 \mu\text{m} \\ w_{\text{Si}} &= 6.238 \mu\text{m}, h_{\text{Si}} = 4.456 \mu\text{m} \\ w_v &= 2.572 \mu\text{m}, h_v = 1.837 \mu\text{m} \end{aligned} \quad (4)$$

Figure 11(b)의 1/4 단위구조를 15,313개의 평면응력 요소(CPS3/CPS4)로 모델링 하였다. 그리고 파괴거동을 모사하기 위하여 균열의 시작과 전파경로를 사전에 알 수 없으므로 모든 일반요소 사이에 22,881개의 응집요소를 삽입하였다. 요소의 밀도는 식 (3)으로 계산된 응집영역의 크기 내에 10개의 응집요소를 사용하도록 결정하였다.

해석에서 수직방향의 압축시험을 모사하도록 하부경계에서 수직방향의 변위를 고정하고 상부경계에서 수직압축변위를 가하였다. 좌측경계에

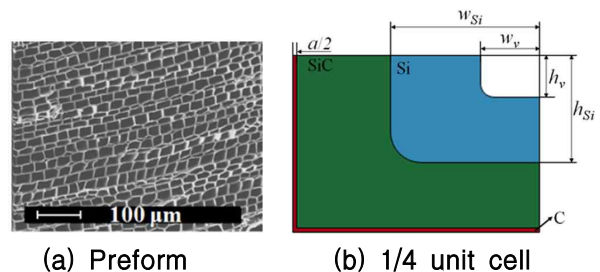


Fig. 11. Preform and 1/4 unit cell of pine biomorphic C/SiC composite

Table 2. Constituent property of pine biomorphic C/SiC composite

	C	Si	SiC
E (GPa)	10	180	410
ν	0.2	0.28	0.14
X_T (MPa)	70	120	410
X_C (MPa)	700	1000	2100
G_c (J/m ²)	41.7	47.8	51.6

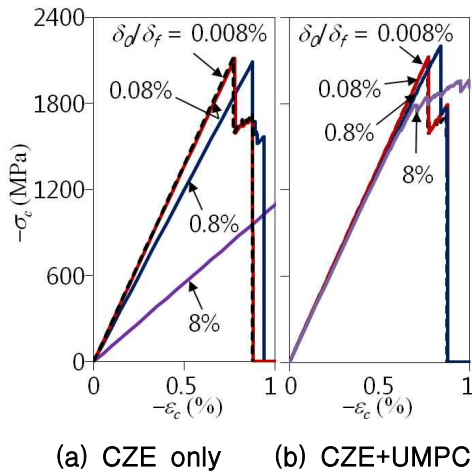


Fig. 12. Stress-strain curve versus cohesive stiffness for pine C/SiC composite under y-compression

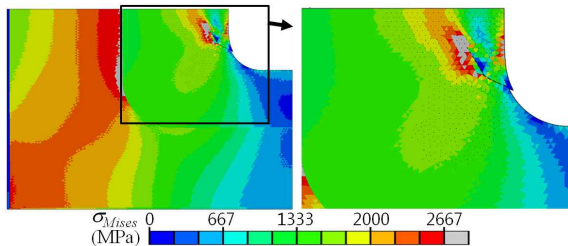


Fig. 13. Failure progression of pine C/SiC composite unit cell ($\epsilon_c = -0.0078$, $\tilde{\sigma} = 1.33 X_C$, $\delta_0/\delta_f = 0.08\%$)

서는 수평방향의 변위를 고정하였고 우측경계에서의 대칭반복조건은 수평변위에 대해 다중점구속조건을 적용하여 부가 하였다.

Figure 12는 기존의 응집영역모델링 방법과 선택적 응집요소 활성화 방법에 의한 명목상 압축 응력-변형을 선도를 비교하고 있다. 이 그림에서도 기존의 방법에서는 트래션-분리 강성에 따라 선도가 크게 의존하여 낮은 강성을 사용하면 탄성거동 및 최대과피응력 예측에 크게 오차가 발생하였으나 선택적 활성화 방법을 사용하면 탄성거동의 연성화 문제는 발생하지 않았고 또한 최

대과피응력도 훨씬 더 빠르게 수렴함을 보였다.

Figure 13은 선택적 활성화 방법으로 구한 수직 압축에 의한 파괴진전 과정을 보이고 있다. 초기에 균열은 공극에 연해있는 Si지역에서 발생하여 전단응력의 영향으로 상부로 전파하고 있다. 우측의 확대된 그림을 살펴보면 균열전파 경로 주변에 점들이 활성화된 응집요소를 나타내고 있는데 높은 응력이 발생한 지역에서만 응집요소가 활성화 되었음을 볼 수 있다. 이후 압축변위가 증가함에 따라 균열은 Si의 내부로 진전한 후 Si-SiC 경계면에서 두 갈래로 SiC 지역내부로 전파하여 최종파손을 도달하였다. 그이상의 파손형상과 최대압축응력 등은 단위구조 이상화의 기본가정을 위반하므로 결과의 타당성에는 한계가 있는 것으로 판단되었다.

III. 결 론

본 논문에서는 균열전파 경로가 알려지지 않은 일반적 재료의 응집영역 모델링 방법에 의한 파괴해석 다수의 응집요소의 삽입에 의한 연성추가 문제해결을 위해 응집요소의 선택적 활성화 전략을 제안하였다. 이 방법은 아바쿠스의 다중점 구속조건 사용자 부프로그램을 이용하여 해석 모델에서 삽입된 응집요소들 중에서 계산도중에 특정 조건을 만족하는 것들만 활성화 하는 것이다. 제안된 전략을 편측노치를 가지는 인장시편 형상에 적용하여 해석을 수행한 결과 계산시간의 큰 증가 없이 연성추가 문제를 크게 완화하는 결과를 얻었다. 또한 자연복합재료 단위구조의 파괴해석에 적용하여 활용가능성을 보였다.

후 기

본 논문은 2013년도 충북대학교 학술연구지원사업의 연구비 지원에 의하여 연구되었음.

Reference

- 1) Barenblatt, G.I., "The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture", *Advances in Applied Mechanics*, Vol. 7, 1962, pp. 55 - 129.
- 2) Dugdale, D.S., "Yielding of steel sheets containing slits", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 8, 1960, pp. 100 - 108.
- 3) Hillerborg, A., Modeer, M., and Petersson,

P.E., "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements", *Cement and Concrete Research*, Vol. 6, 1976, pp. 773 - 782.

4) Tvergaard, V, Hutchinson J.W., "The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elastic-plastic solids", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 40, 1992, pp. 1377 - 1397.

5) Xu, X.P. and Needleman A., "Numerical simulations of fast crack growth in brittle solids", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 42, 1994, pp. 1397 - 1434.

6) Camacho, G.T. and Ortiz, M., "Computational modeling of impact damage in brittle materials", *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 33, 1996, pp. 2899 - 2938.

7) Belytschko, T. and Black, T., "Elastic crack growth in finite elements with minimal remeshing", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 45, 1999, pp. 601 - 620.

8) Moes, N., Dolbow, J., and Belytschko, T., "A finite element method for crack growth without remeshing", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 46, 1999, pp. 131 - 150.

9) Geubelle, P.H. and Baylor, J., "Impact-induced delamination of laminated composites: a 2D simulation", *Composites Part B Engineering*, Vol. 29, No. 5, 1998, 589 - 602.

10) Cornec, A., Scheider, I., and Schwalbe, K-H., "On the practical application of the cohesive model", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 70, 2003, pp. 1963 - 1987.

11) Tomar, V., Zhai, J., and Zhou, M., Bounds for Element Size in a Variable Stiffness Cohesive Finite Element Model, *Int. Journal of Numerical Methods in Engineering*, Vol. 61, 2004, pp. 1894 - 1920.

12) Turon, A., Davila, C., Camanho, P. and Costa, J., An Engineering Solution for Mesh Size Effects in the Simulation of Delamination Using Cohesive Zone Models, *Engineering*

Fracture Mechanics, Vol. 4, 2007, pp. 1665 - 1682.

13) Blal, N., Daridon, L., Monerie, Y. and Pagano, S., Artificial Compliance Inherent to Intrinsic Cohesive Zone Models: Criterion and Application to Planar Meshes, *International Journal of Fracture*, Vol. 178, 2012, pp. 71 - 83.

14) Geibler, G. and Kaliske, M., Formulation and application of the initially rigid cohesive finite element method, *Proc. in the Applied Mathematics and Mechanics*, Vol. 9, 2009, pp. 197 - 198.

15) Areias, P., Rabczuk, T., and Camanho, P.P., Initially rigid cohesive laws and fracture based on edge rotations, *Computational Mechanics*, Vol. 52, Issue 4, 2013, pp. 931-947.

16) Pandolfi, A., Krysl, P., and Ortiz, M., Finite element simulation of ring expansion and fragmentation: The capturing of length and time scales through cohesive models of fracture, *International Journal of Fracture*, Vol. 95, 1999, pp. 279-297.

17) Kubair, D.V. and Geubelle, P.H., Comparative analysis of extrinsic and intrinsic cohesive models of dynamic fracture, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 40, 2003, pp. 3853-3868.

18) Sam, C.-H., Papoulia, K.D., and Vavasis, S.A., Obtaining initially rigid cohesive finite element models that are temporally convergent, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, 2005, pp. 2247-2267.

19) Hille, T.S., Suiker, A.S.J., and Turteltaub, S., Microcrack nucleation in thermal barrier coating systems, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 76, 2009, pp. 813 - 825.

20) *ABAQUS 6.11 Documentation*, Dassault Systemes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2011.

21) Irwin, G.R., *Handbuch der Physik*, Vol. 6, 1958, pp. 551-590, Springer, Berlin.

22) Park, H.S., Jang, J.J., Lee, K.H., Kim, K.H., Park, S.B., Kim Y.C., and Hong, S.H., Effect of Microstructure on Flexural Strength of Biomimetic C/SiC Composites, *Int. J. Fracture*, Vol. 151, 2008, pp. 233-245.