

응집영역모델을 이용한 다공질 재료의 파괴 거동 연구

최승현* · 하상렬* · 김기태 †

(2008년 3월 21일 접수, 2009년 1월 21일 수정, 2009년 4월 8일 심사완료)

Analysis for Fracture Characteristics of Porous Materials by using Cohesive Zone Models

Seung Hyun Choi, Sangyul Ha and KiTae Kim

Key Words : Cohesive Zone Model(응집영역모델), Crack Propagation(균열 진전), Mode I Fracture(모드 I 파괴), Porous Material(다공질 재료)

Abstract

The effect of porosity on the crack propagation is studied by using the cohesive zone model. Standard mode I fracture test were done by using compact tension specimens with various porosities. Load-load line displacement curves and δ_5 -crack resistance curves for various porosities were obtained from experiments. The cohesive zone model proposed by Xu and Needleman was employed to describe the crack propagation in porous media, and the Gurson model is used for constitutive relation of porous materials. These models were implemented into user subroutines of a finite element program ABAQUS. The fracture mode changes from ductile fracture to brittle fracture as the porosity increases. Numerical calculations agree well with experimental results.

1. 서 론

발전소 건설, 우주 항공 산업, 핵융합로 설계 등 저온, 고온 또는 고압의 극한 환경에 사용되는 기계 또는 설비의 개발과 건설 분야에서 사용될 기계부품은 매우 우수한 내마모성, 내부식성, 내열성, 강성, 인성 등을 필요로 하며, 분말야금 공정이 위와 같은 특성을 만족시키는 적절한 제조 공정으로서 널리 사용되고 있다.^(1,2) 이러한 기계 부품은, 부품이 사용될 환경에서 발생하는 열적, 기계적 부하를 예측하여 원하는 물성을 획득할 수 있도록 제조 조건을 제어하는 방식이 경제적으로 가장 바람직하다. 그러나 극한 환경에서 사용되는 기계

부품은 파괴 시 발생하는 경제적 손실이 극심하기 때문에, 통상적으로 높은 안전계수를 갖는 과잉설계를 한다. 그러므로, 기계부품의 변형과 파괴 거동에 대해 높은 신뢰도를 갖는 최적설계를 할 수 있다면, 자원과 재원과 시간적 손실을 줄일 수 있다.

선형탄성 파괴역학(linear elastic fracture mechanics)에서는 응력확대계수(stress intensity factor), J 적분(J integral) 등 균열 선단 근처에서의 응력장(stress field)에 대한 분석을 통해 재료의 파괴 거동을 예측한다. 또한 이방성 재료, 취성 재료, 연성재료 등 다양한 재료에 대해, 응력 또는 변형률에 기반한 파괴 기준(stress/strain based criteria)들이 잘 알려져 있다.⁽³⁾ 그러나 위의 방법론들은 유한요소해석 중 재료의 균열 생성과 진전을 직접 가시화하지 못한다.

재료의 균열 생성과 진전을 유한요소 해석을 이용하여 직접적으로 가시화하기 위해, 요소삭제법(element

† 책임저자, 회원, 포항공과대학원 기계공학과
E-mail : korean@postech.ac.kr

TEL : (054)279-2164 FAX : (054)279-5899

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과

deletion method), 강성감쇄법(stiffness degeneration method), 응집영역모델(cohesive zone model) 등의 방법들이 사용되고 있다. 유한요소해석 알고리즘의 단순함, 해석 도중 데이터 구조의 유지, 물리적인 현상에 기반한 파괴 기준 등의 장점들 때문에, 위의 방법들 중 응집영역모델이 최근 주목받고 있다. 응집영역모델은 Barenblatt⁽⁴⁾에 의해 완전취성재료(perfectly brittle material)의 파괴 특성을 모사하는 방법으로 처음 제시되었고, Dugdale⁽⁵⁾이 이를 완전소성재료(perfectly plastic material)에 대해 확장시켰다. 이를 바탕으로 Needleman 과 공동연구자들⁽⁶⁻⁸⁾은 유한요소법을 이용한 취성 재료의 균열 진전 및 파괴 현상 모사에 응집영역모델을 많이 적용하였다. 그 이후 Camacho 와 Ortiz,⁽⁹⁾ Geubelle⁽¹⁰⁾ 등은 복합재료, 박막, 코팅 재료의 계면 분리현상 등 다양한 재료의 변형기구를 모사하기 위해 응집영역모델을 적용하였다. 그러나 대부분의 연구자들은 금속, 세라믹, 복합재료 등 다양한 종류의 모재의 파괴 특성을 모사하는데 응집영역모델을 사용하였으며,⁽¹¹⁾ 재료 내부에 기공이 존재하는 경우, 즉 다공질 재료에 대하여 응집영역모델을 사용한 연구 결과는 현재까지 알려지지 않았다. 또한 응집영역모델은 균열 선단(crack tip)에서의 응력다축성과 변형률 등 파괴 실험시의 하중 조건, 시편의 형상 및 크기, 재료의 종류 등 다양한 요인에 의존한다고 알려져 있으나,⁽¹²⁾ 상대밀도에 대한 의존성은 발표된 적이 없다.

본 연구에서는 다공질 재료의 Mode I 파괴 실험으로부터 상대밀도에 따른 재료의 파괴 특성을 관찰한다. 먼저 핵융합로의 구조재료 사용되는 316L 스테인리스강의 분말⁽¹⁾을 냉간정수압 압축과 상압 소결을 통해, 다양한 상대밀도를 갖는 표준 규격의 CT(compact tension) 파괴시편으로 제조하였다. 제조된 시편으로 Mode I의 하중조건에서 파괴실험을 수행하여, 하중-변위 그래프와 균열선단 개구변위(crack tip opening displacement ; CTOD)를 이용한 δ_c , 균열 저항 곡선 (δ_c , crack resistance curve) 등의 파괴 특성을 측정하였다.

또한 응집영역요소를 적용한 유한요소 모델로부터 균열의 생성 및 진전 모사를 수행하였다. Gurson⁽¹³⁾의 구성모델과 Needleman 과 Xu⁽⁶⁾에 의한 응집영역모델을 ABAQUS 사용자 정의 서브루틴 UMAT 과 UEL 을 이용하여 유한요소해석에 적용하였고, 이를 이용하여 Mode I의 하중조건에 대한 파괴 해석을 수행하였다. 측정된 실험 결과와 해석 결과를 비교하여 실험 결과를 기준으로 가장

잘 일치하는 응집영역모델의 계수들을 선정하였고, 이를 바탕으로 응집영역모델의 상대밀도에 대한 의존성을 연구하였다.

2. 이론적 배경

2.1 구성 방정식

전체 변형률 속도 $\dot{\epsilon}_{ij}$ 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \dot{\epsilon}_{ij}^{(el)} + \dot{\epsilon}_{ij}^{(in)} \quad (1)$$

여기서, $\dot{\epsilon}_{ij}^{(el)}$ 와 $\dot{\epsilon}_{ij}^{(in)}$ 는 각각 탄성변형률 속도와 비탄성 변형률 속도를 나타낸다. 또한, 후크의 법칙으로부터 응력 σ_{ij} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}^{(el)} \epsilon_{kl}^{(el)} \quad (2)$$

여기서, $C_{ijkl}^{(el)}$ 는 4차 탄성계수이다.

Gurson⁽¹³⁾은, 재료 내부에 구형의 기공이 그 형상을 유지하며 변형한다고 가정하여, 항복함수를 다음과 같이 나타내었다.

$$F = J_2 + \frac{2}{3} f \sigma_0 \cosh\left(\frac{I_1}{2\sigma_0}\right) - (1+f^2) \frac{\sigma_0^2}{3} = 0 \quad (3)$$

여기서, σ_0 , f , I_1 , J_2 는 각각 모재의 항복강도, 다공성 소재의 기공률, 진응력 텐서의 제 1 불변량, 진응력 텐서의 편차응력 성분의 제 2 불변량을 나타내며, I_1 , J_2 는 각각 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$I_1 = -\frac{1}{3} \sigma_{kk}, \quad J_2 = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \quad (4)$$

다공성 소재의 소성변형은 정수응력에 영향을 받으므로, 소성 변형 중 상대밀도의 변화가 발생한다. 질량불변의 관계로부터 다공성 소재의 소성 변형중 기공률의 변화는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{f} = (1-f) \dot{\epsilon}_{kk}^{(in)} \quad (5)$$

여기서, $\dot{\epsilon}_{kk}^{(in)}$ 는 비탄성 변형률 속도 텐서의 제 1 불변량을 나타낸다.

유동응력식으로는 Voce-Palm 형태의 포화경화 모델(saturation hardening model)⁽¹⁴⁾을 사용하였다.

$$\dot{\sigma} = h \dot{\epsilon}^p, \quad h = h_0 \left| 1 - \frac{\sigma}{\sigma^*} \right| \text{sign} \left(1 - \frac{\sigma}{\sigma^*} \right) \quad (6)$$

여기서, σ , σ_0 , σ^* , h_0 , ϵ^p 는 각각 진응력, 항복 강도, 포화응력, 경화 계수, 소성 변형률이다.

2.2 응집영역모델

산업 현장에 응용되는 대부분의 재료는 원자들이

규칙적으로 배열된 결정질 재료(crystalline material)이며, 재료의 파괴 시 계면에는 원자간 인력과 척력에 의한 힘이 존재한다. 응집영역모델은 위와 같은 미시적인 현상을 연속체 수준에서 변위와 힘을 변수로 사용하여 근사화한 이론이다. Fig. 1(a), (b)는 위와 같은 근사화 과정을 도식적으로 나타낸다. 재료에 하중이 가해지더라도 계면간 거리(separation) δ_n 가 임계값 Δ_n 에 도달하기 전까지는 파단이 일어나지 않으며, 하중을 제거하면 다시 원래의 형상으로 복귀한다. 그러나 계면간 거리가 임계값을 초과하면 계면에서 영구적인 균열이 발생하며, 균열의 진전에 따라 계면 사이에 작용하는 힘은 점점 감소한다.

응집영역모델은 초기 탄성영역(initial elastic region)의 유무에 따라 내재적 모델(intrinsic model)과 외재적 모델(extrinsic model)로 구분된다⁽¹⁵⁾. 외재적 모델은 해석 중 균열이 발생하는 지점에만 응집영역요소를 삽입하므로 복잡한 요소 재구성 알고리즘으로 인해 해석에 많은 시간이 소요된다. 따라서, 본 논문에서는 대표적인 내재적 모델인 Needleman 과 Xu⁽⁶⁾가 제안한 다항식 형태의 응집력-분리 관계를 이용하였다.

Needleman 과 Xu⁽⁶⁾는, 분자동역학(molecular dynamics)에서 계산된 계면 사이의 원자 간 힘을 아래와 같은 형태의 포텐셜로 일반화 시켰다.

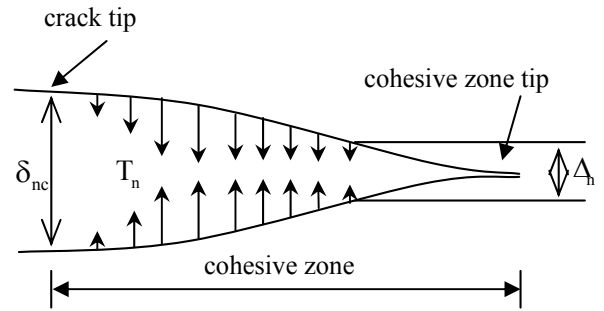
$$\Phi(\Delta) = \Phi_n + \Phi_n \exp\left(-\frac{\Delta_n}{\delta_n}\right) \left\{ \left[1 - r + \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right] \frac{1-q}{r-1} - \left[q + \left(\frac{r-q}{r-1} \right) \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right] \exp\left(-\frac{\Delta_t^2}{\delta_t^2}\right) \right\} \quad (7)$$

여기서, n 과 t 는 각각 기준배위(reference configuration)의 한 점에서 생성한 표면에서의 법선방향과 접선방향이며, 이에 따른 수직방향, 접선방향의 계면간 거리는 각각 $\Delta_n = \mathbf{n} \cdot \Delta$, $\Delta_t = \mathbf{t} \cdot \Delta$ 로 표현된다. 또한, δ_n , δ_t 는 각각 그에 해당하는 특성 길이(characteristic length)를 나타낸다.

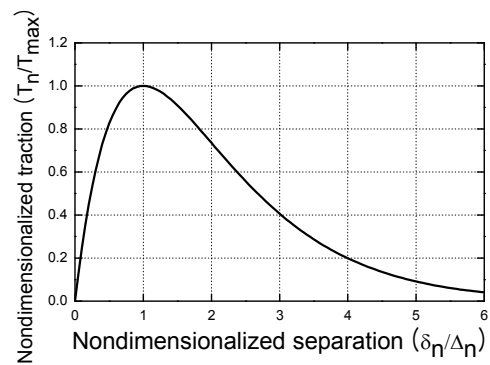
식 (7) 에서 r 과 q 는 각각 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$r = \frac{\Delta_n^*}{\delta_n}, \quad q = \frac{\Phi_t}{\Phi_n} \quad (8)$$

여기서, Φ_n, Φ_t 는 각각 법선방향 분리에 필요한 일(normal work of separation)과, 접선방향 분리에 필요한 일(tangential work of separation)이며, Δ_n^* 는 완전한 분리가 일어난 때의 Δ_n 이다. 법선방향의 분리에 필요한 일 Φ_n 과 접선방향의 분리에 필요한



(a)



(b)

Fig. 1 (a) Schematic drawing of the cohesive zone at the crack tip and (b) Normal cohesive traction - separation relation

일 Φ_t 는 각각 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\Phi_n = e\sigma_{max}\delta_n, \quad \Phi_t = \sqrt{\frac{e}{2}}\tau_{max}\delta_t \quad (9)$$

여기서, σ_{max} , τ_{max} 는 각각 법선방향, 접선방향의 응집강도(cohesive strength)를 나타낸다.

균열선단에서 균열의 진전으로 인해 새로이 생겨나는 표면에 작용하는 응집력(cohesive traction) \mathbf{T} 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\mathbf{T} = \frac{\partial \Phi}{\partial \Delta} \quad (10)$$

법선방향과 접선방향의 응집력-분리 관계(traction-separation relationship)는 식 (7)과 (10) 에 의해 각각 아래와 같이 쓸 수 있다.

$$\mathbf{T}_n = -\frac{\Phi_n}{\delta_n} \exp\left(-\frac{\Delta_n}{\delta_n}\right) \left\{ \frac{\Delta_n}{\delta_n} \exp\left(-\frac{\Delta_t^2}{\delta_t^2}\right) + \frac{1-q}{r-1} \left[1 - \exp\left(-\frac{\Delta_t^2}{\delta_t^2}\right) \right] \left(r - \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right) \right\} \quad (11)$$

$$T_t = -\frac{\Phi_n}{\delta_n} \left(2 \frac{\delta_n}{\delta_t} \right) \frac{\Delta_t}{\delta_t} \left\{ q + \frac{r-q}{r-1} \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right\} \times \exp\left(-\frac{\Delta_n}{\delta_n}\right) \exp\left(-\frac{\Delta_t^2}{\delta_t^2}\right) \quad (12)$$

3. 실험

실험에는 수분사법(water atomized)으로 제조된 316L 스테인리스강 분말(PF-15R, ATMIX, Japan)을 사용하였다. 이 분말의 화학적 조성은 Table 1 에 나타내었으며 기계적 물성치는 Table 2 에 나타내었다.

3.1 상온일축압축실험

316L 스테인리스강 모재 시편은 높이 15 mm, 직경 12 mm 의 원통형으로 가공 되었으며, 비중법으로 측정한 시편의 최종 상대밀도는 0.99 이상이었다.

모재의 상온 일축압축실험은 MTS 재료시험기를 사용하여 1.2 mm/min 의 하중속도로 수행하였다. 항복강도와 유동응력을 측정하기 위하여 시편을 일정한 속도의 변위제어로 압축 하며 기록한 변위를 이용하여 축방향의 변형률을 측정하였고, MTS 재료시험기의 로드셀을 통해 축방향의 응력을 측정하였다.

앞서 정리한 유동응력식 (6)을 실험 결과에 맞게 곡선 접합하여 항복강도 σ_0 , 포화응력 σ^* , 경화 계수 h_0 등의 비로 표현되는 재료상수들을 결정하였다. 결정된 재료상수들은 Table 3 에 나타내었다.

3.2 파괴 시편 제조 및 가공

Mode I 파괴 시편은 다음과 같이 제조되었다. 316L 스테인리스강 분말을 냉간 정수압 압축 후 상압 소결 하였다. 냉간 정수압 압축을 위해, 높이 15 mm, 내경 36 mm 의 원통형 실리콘 고무 몰드에 316L 스테인리스강 분말 93 g 을 충전 시킨 후 진공펌프를 이용하여 실리콘 몰드 내의 공기를 빼고 윗부분을 밀봉시켰다. 냉간 압축된 시편은 승온률 10 °C/min, 10⁻⁴ torr 이하의 진공분위기에서 소결하였다.

응집영역모델의 응집력-분리 관계에 대한 상대밀도의 영향을 알기 위해, 0.78 ~ 0.93 사이의 다양한 상대밀도를 갖는 시편을 제조하였다.

Table 1 Chemical composition of stainless steel 316L powder

Material	wt%	Material	wt%
Si	0.24	C	0.028
P	0.018	Mn	1.70
Cr	17.2	S	0.008
Mo	2.50	Ni	12.2
Co	0.07	Cu	0.12
B	0.001	N	0.078

Table 2 Mechanical properties of stainless steel 316L powder

Theoretical Density (g/cm ³)	8
Elastic Modulus (GPa)	193
Poisson's Ratio	0.264

Table 3 Material constants of stainless steel 316L

σ_0 / σ^*	0.2061
h_0 / σ^*	1.0123

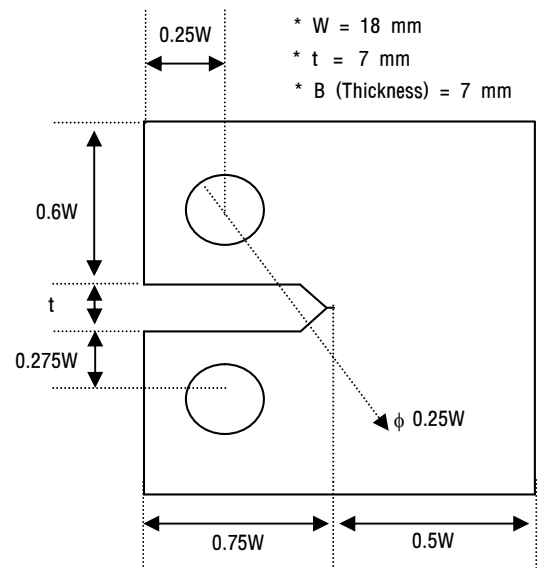


Fig. 2 Compact tension specimen geometries

소결된 시편은 ASTM⁽¹⁶⁾ 규격에 따른 CT 시편으로 가공되었으며, 균열선단은 폭 50 μm 로 와이어 가공(wire cutting)하였다. CT 시편의 형상 및 각 부분의 치수는 Fig. 2 에 나타내었다.

3.3 상대밀도측정

상대밀도는 비중법을 이용하여 측정하였다.⁽¹⁵⁾ 시편 내부로의 물의 침투를 막기 위해 파라핀으로 시편을 코팅하였으며, 비중 측정 시 기포가 시편 표면에 응착하지 않도록 파괴 실험을 한 시편은 MTS 재료시험기에서 완전히 분리될 때까지 당겨져 단위 질량당 표면적을 최소화했다.

3.4 Mode I 파괴실험

316L 스테인리스강 분말의 Mode I 파괴 실험은 MTS 재료시험기를 사용하여 20 $\mu\text{m}/\text{sec}$ 의 일정한 속도로 변위 제어를 통해 행하였다. 균열선단 개구변위를 이용한 δ_5 균열 저항 곡선은 고배율의 CCD 카메라를 이용하여 측정하였다. 보다 선명한 균열선단(crack tip)의 영상을 얻기 위해, 시편의 초기 균열선단의 주위를 초미립(입도 #2000) 연마포로 균열 진전방향에 수직하게 15 분동안 연마하였다.

다섯 종류의 초기 상대밀도를 가진 CT 시편들에 대해 각 3 회씩 반복 실험을 수행하였으며, 실험 결과는 평균값으로 나타내었다.

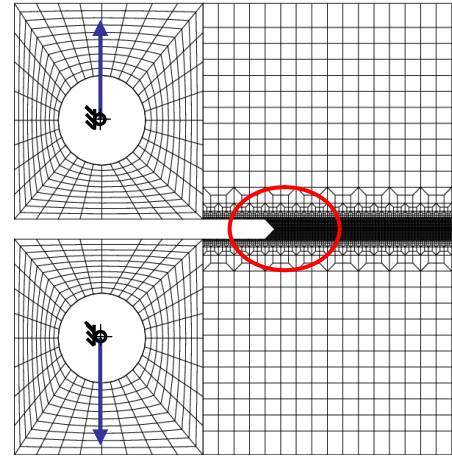
4. 유한요소해석

4.1 유한요소해석조건

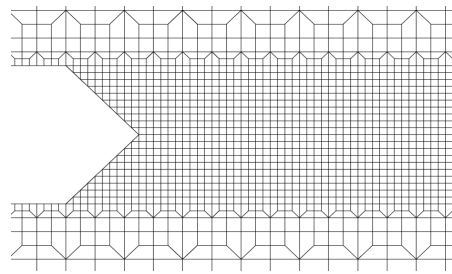
본 연구에서는 CT 시편이 평면 변형을 한다고 가정하여 2 차원 유한요소 해석을 수행하였다.¹

Fig. 3(a)는 유한요소 해석에 사용한 유한요소격자 및 경계조건을 나타내며 Fig. 3(b)는 균열 선단 근처를 확대한 유한요소격자를 나타낸다. 실험 결과 균열은 초기 균열과 평행한 방향으로 가지균열(crack branching) 없이 진행되었으므로, 초기 균열과 평행한 방향으로만 응집영역요소를 삽입하였다. 균열 선단에서의 유한요소격자 크기는 50 μm 이며, 해석에는 5778 개의 4 절점 평면 변형 요소(CPE4), 20 개의 3 절점 평면 변형 요소(CPE3) 등 총 5798 개의 연속체 요소와 164 개의 응집영역요소가 사용되었다.

유한요소해석에서는 316L 스테인리스강 분말의 상대밀도 변화에 따른 탄성계수의 관계식이 필요하다. Wang⁽¹⁷⁾은 316L 스테인리스강의 탄성계수를 기공률에 따라 아래와 같이 나타내었다.



(a)



(b)

Fig. 3 (a) Finite element meshes with boundary condition and (b) Magnified finite element meshes near crack tip

$$E = E_0 \exp[-(bf + cf^2)] \quad (13)$$

여기서 E_0 는 모재의 탄성계수, b 와 c 는 상수값이며, f 는 기공률을 나타낸다. Carnavas⁽¹⁸⁾의 실험 결과에 의하면, 316L 스테인리스강의 경우 $b=5.56$, $c=4.29$ 이다. 또한 푸아송비는 0.264로 일정하다고 가정하였다.

4.2 응집영역모델의 계수 결정

응집영역모델의 응집력-분리 관계를 결정하기 위해 필요한 계수는 응집 포텐셜 Φ , 법선방향과 접선방향의 응집강도 σ_{max} , τ_{max} 및, 법선방향과 접선방향의 응집 특성 거리 δ_n , δ_t 등의 세 종류이나, 이중 두 종류의 변수만이 서로 독립적이다. 본 논문에서는 응집강도와 응집특성거리를 이용하여 응집력-분리 관계를 결정하였다. 또한 Mode I 파괴실험에 사용하는 CT 시편의 형상은 수직방향으로 대칭이므로, 파괴 거동 중 법선방향의 분리

¹ 실험 결과 Mode I 파괴 거동을 보였으며, 두께방향의 변형이 거의 없었다.

만이 작용한다. 따라서 본 논문에서는 δ_n 과 σ_{max} 만을 결정하였다.

실험 결과와 해석 결과를 비교할 파괴 특성으로 하중-변위 그래프와 균열선단 개구변위를 이용한 δ_5 균열 저항 곡선을 사용하며, 실험과 가장 잘 일치하는 해석결과를 얻을 수 있는 δ_n , σ_{max} 를 시행착오에 의한 방법으로 구하여 해당 상대밀도에서의 응집영역모델 계수로 선정하였다.

Li 와 Siegmund⁽¹⁹⁾는 연성 재료의 경우, 재료의 응집강도는 항복강도에 크게 의존하며, 얇은 금속 판의 경우 법선방향의 응집강도는 항복강도의 두 배로 산출할 수 있다고 보고하였다. 또한 Needleman 과 Xu⁽⁶⁾는 취성 재료에 대해, 재료의 응집강도를 재료의 탄성계수의 10 분의 1 의 크기로 사용하였다. 그러나 본 논문에서의 CT 시편은 상대밀도를 갖는 다공성 소재이므로, 응집강도의 크기가 모재에 비해 매우 작을 것으로 예상된다. 따라서 실험결과와 가장 잘 일치하는 해석치를 찾기 위해 응집강도와 응집특성거리를 변화시키면서 해석 결과를 관찰할 때, 위의 두 기준을 참고하여 물리적으로 의미 있는 구간을 선정하고 그 구간 안에서 계수들을 선정하였다.

5. 결과 및 고찰

5.1 MODE I 파괴실험

Fig. 4 와 5 는 각각 균열 선단에서의 하중-변위 에 대한 실험치와 해석치를 상대밀도에 따라 나타내고 있다.

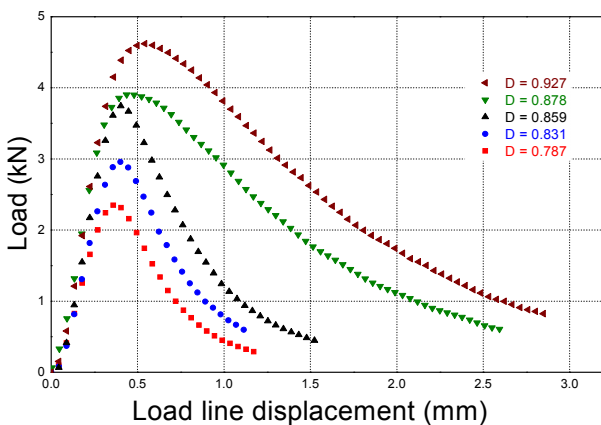


Fig. 4 Experimental result for load-load line displacement curves with various relative densities, e.g., 0.787, 0.831, 0.859, 0.878, 0.927

Fig. 4 에서, 상대밀도가 증가함에 따라 하중의 최고점이 높아짐을 확인할 수 있다. 또한, 상대밀도가 0.878 에서 0.859 로 바뀌면서 그래프의 형상이 연성 파괴 시의 완만한 경사를 갖는 하중-변위 곡선 형상에서 취성 파괴시의 급격한 경사를 갖는 형상으로 바뀌는 경향을 볼 수 있다.

Fig. 4 와 Fig. 5 로부터, 곡선의 최고점 이전 부분, 즉 균열이 발생하는 지점까지는 실험과 해석의 결과가 비교적 잘 일치함을 알 수 있다. 최고점을 지나 하중이 감소하면서 균열이 진전하는 지점에서, 해석치는 실험치에 비해 취성 파괴의 경향을 보인다. 본 논문에서 사용한 Needleman 과 Xu⁽⁶⁾의 응집영역모델은 본래 취성재료를 해석하기 위해 고안된 응집력-분리 관계이므로, 연성이 큰 재료에서는 균열의 진전에 관련된 최고점 이후의 부분에서 실험치와 계산치가 잘 일치하지 않음을 알 수 있다.

Fig. 6 은 상대밀도의 변화에 따른 δ_5 균열 저항 곡선의 실험치와 해석치를 나타낸다. Fig. 6 의 실험치로부터, 상대밀도가 낮을수록 같은 균열침단 거리에서 균열의 진전이 빠름을 알 수 있다. 따라서 상대밀도가 높을수록 재료의 파괴인성이 강해짐을 알 수 있다.

Fig. 7 은 상대밀도에 따른 δ_5 균열 저항 곡선의 변화를 조사하기 위해, Fig. 6 의 그래프를 곡선점합 하여 구한 상대밀도에 따른 δ_5 균열 저항 곡선의 기울기 변화를 나타낸다. 상대밀도가 커질수록 급격한 기울기의 변화를 볼 수 있다. 균열에 대한 재료의 저항은 이 기울기가 클수록 강하다. 따라서 Fig. 4 에서와 같이, 상대밀도가 감소하면

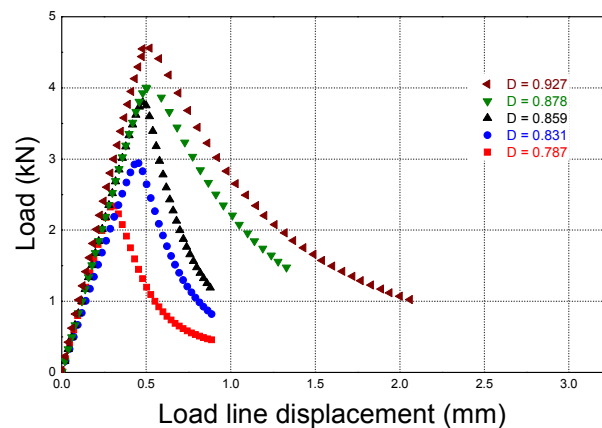


Fig. 5 Finite element result for load-load line displacement curves with various relative densities, e.g., 0.787, 0.831, 0.859, 0.878, 0.927

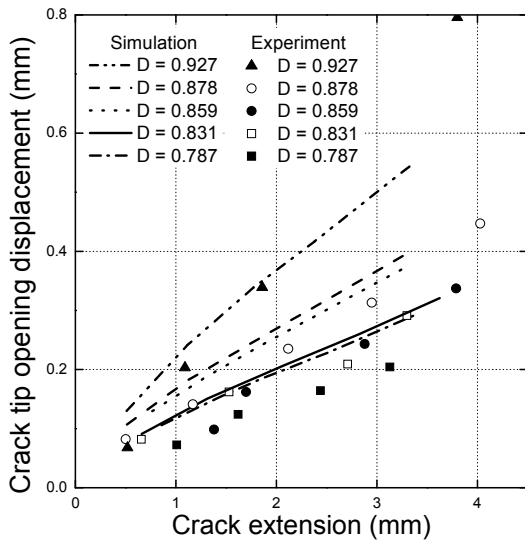


Fig. 6 Comparisons of numerical and experimental δ_5 crack resistance curves for various relative densities

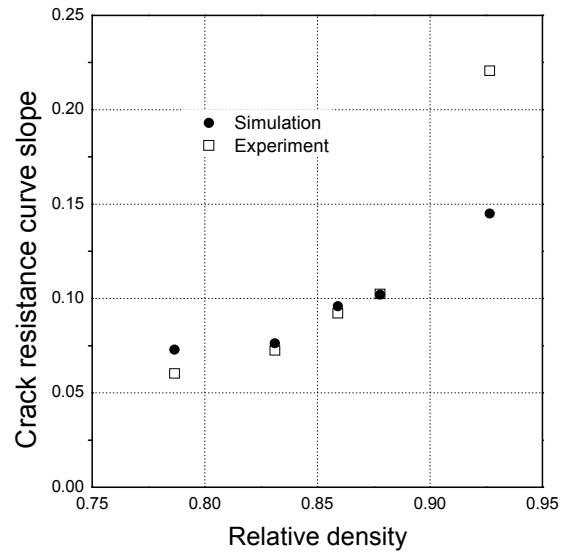


Fig. 7 Comparisons of numerical and experimental slopes of δ_5 crack resistance curves for various relative densities

재료의 파괴 인성이 약해진다는 사실을 알 수 있다. 또한 해석치는 높은 상대밀도를 갖는 재료의 파괴 인성을 실험치에 비해 낮게 예측함을 알 수 있다. 이는 앞서 언급한 Needleman 과 Xu⁽⁶⁾에 의한 응집영역모델이 본래 취성재료를 해석하기 위해 고안된 응집력-분리 관계이기 때문이다.

5.2 기공률에 의존하는 응집영역모델

Fig. 8 은 앞서 기술한 두 파괴 거동을 기준으로 구한 응집영역모델의 응집력-분리 관계를 상대밀도에 따라 나타낸 것이다. 상대밀도가 감소할 수록 응집강도는 감소하며, 응집특성거리도 감소한다. 상대밀도에 따른 응집강도와 응집특성 거리로부터, 각 상대밀도에서의 응집력-분리 관계가 결정되므로, 이를 통해 내부에 기공을 갖는 재료의 균열 진전을 예측할 수 있다.

응집력-분리 관계의 곡선 아래 부분의 넓이는 법선 방향의 분리에 필요한 일을 의미한다. 그러므로, Fig. 8 로부터 상대밀도의 감소에 따라 법선 방향의 분리에 필요한 일이 크게 감소함을 알 수 있다. 분리에 필요한 일의 크기는 재료의 파괴 인성에 직접적으로 비례하므로, 상대밀도의 감소에 따라 재료의 파괴인성이 약해짐 알 수 있다. 이는 다공질 재료의 파괴 거동이 재료 내부에 존재하는 기공의 합체와 성장에 의해 크게 영향을 받기 때문이다.

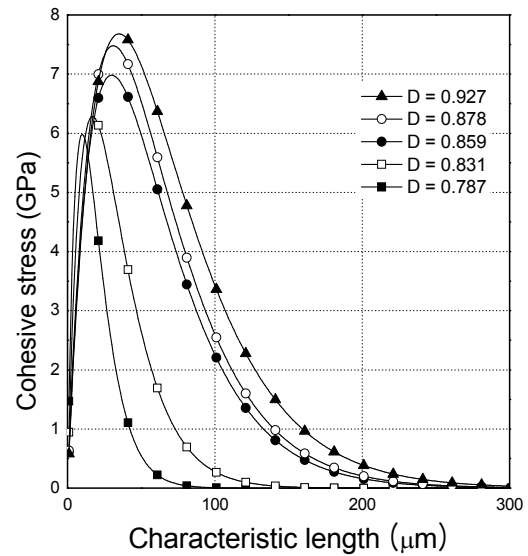


Fig. 8 Porosity dependent traction-separation relations

6. 결론

본 논문에서는 316L 스테인리스강 분말을 이용하여 다양한 상대밀도를 갖는 CT 시편을 제조하였으며, 제조한 시편들로 파괴 실험을 수행하여 상대밀도에 따른 파괴 특성의 변화를 관찰하였다. 또한 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS 의 사용자 정의서브루틴 UMAT 과 UEL 을 사용하여 Gurson 모델 과 응집영역모델을 각각 해석에 적용

하였다. 해석 결과와 실험결과를 비교하여 응집영역모델의 응집력-분리 관계를 상대밀도에 따라 구하였다. 따라서 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 상대밀도의 감소에 따라 응집영역모델의 응집강도와 응집거리가 감소하며, 그로 인해 응집력-분리 곡선에서 분리에 필요한 일이 급격하게 감소하였다. 따라서 상대밀도의 감소에 따라 곡선은 연성 파괴의 형상에서 준취성 파괴의 형상으로 바뀌어 갈 수 있었다.

(2) 응집영역모델을 이용한 해석 결과는 하중-변위 곡선과 균열 저항 곡선에 대한 실험 결과를 비교적 잘 예측한다.

(3) 재료 내부에 존재하는 기공이 균열 선단을 만나 파괴를 촉진하는 미시적 현상은, 재료의 상대밀도의 변화에 따라 응집영역모델의 계수를 변화시킴으로써 예측할 수 있었다.

참고문헌

- (1) Leedy, K.D. and Stubbins, J.F., 2001, "Copper Alloy-Stainless Steel Bonded Laminates for Fusion Reactor Application : Tensile strength and Microstructure," *Mat. Sci. Eng.*, A 297, pp.10~18.
- (2) Winter, A.N., Corff, B.A., Reimanis, I.E. and Rabin, B.H., 2000, "Fabrication of graded Nickel-Alumina Composites with a Thermal -Behavior - Matching Process," *J. Am. Ceramic Soc.*, Vol. 9, pp. 2147~2154.
- (3) Anderson, T.L., 1995, "Fracture Mechanics : Fundamentals and Applications," 2nd ed., CRC Press, Inc.
- (4) Barenblatt, G.I., 1962, "Mathematical Theory of Equilibrium Crack in Brittle Fracture," *Advance in applied mechanics*, Vol. 7, pp. 55~129.
- (5) Dugdale, D.S., 1960, "Yielding of Steel Sheets Containing Slits," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 8, pp. 100~108.
- (6) Xu, X.-P. and Needleman, A., 1994, "Numerical Simulations of Fast Crack Growth in Brittle solids," *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 42, No. 9, pp. 1397~1434.
- (7) Siegmund, T. and Needleman, A., 1997, "A Numerical Study of Dynamic Crack Growth in Elastic-Viscoplastic Solids," *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 34, pp.769~787.
- (8) Needleman, A., "Numerical Modeling of Crack Growth Under Dynamic Loading Conditions," *Comp. Mech.*, Vol. 19, pp. 463~469.
- (9) Camacho, G.T. and Ortiz, M., 1996, "Computational Modeling of Impact Damage in Brittle Materials," *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 33, pp.2899~2938.
- (10) Geubelle, P.H., 1995, "Finite Deformation Effects in Homogeneous and Interfacial Fracture," *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 36, pp. 1003~1016.
- (11) Chandra, N., Li, H., Shet, C. and Ghonem, H., 2002, "Some Issues in the Application of Cohesive Zone Models for Metal-Ceramic Interfaces," *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 39, pp. 2827~2855.
- (12) Siegmund, T. and Brocks, W., 2000, "A Numerical Study on Correlation Between the Work of Separation and the Dissipation rate in Ductile Fracture," *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 67, pp. 137~154.
- (13) Gurson, A. L., 1977, "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth : Part 1 - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Media," *J. Eng. Mat. Tech, Transac. ASME* Vol. 99, Ser H (1), pp. 2~15.
- (14) Kim, K.T. and Cho, Y.H., 1992, "A Temperature and Strain Rate Dependent Strain Hardening Law," *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, Vol. 49, pp. 327~337.
- (15) Paulino, G.H. and Zhang, Z., 2005, "Cohesive Zone Modeling of Dynamic Crack Propagation in Functionally Graded Materials," *5th GRACM Int. Congress on Comp. Mech.*, Limassol, 29 June - 1 July, 2005.
- (16) ASTM E 399-83, 1997, "Standard Test Method for Fracture Toughness of Metallic Materials," *Americal Society for Testing and Materials*.
- (17) Wang, J.C., 1984, "Young's Modulus of Porous Materials; Part 1 - Theoretical Derivation of Modulus-Porosity Correlation," *J. Mat. Sci.*, Vol. 19, pp. 801~808.
- (18) Carnavas, P.C. and Page, N.W., 1998, "Elastic Properties of Compacted Metal Powders," *J. Mat. Sci.*, Vol. 33, pp. 4647~4655.
- (19) Li, W., Siegmund, T., 2002, "An Analysis of Crack Growth on Thin Sheet met via a Cohesive Zone Model," *Eng. Frac. Mech.*, Vol. 69, Issue 18, pp. 2073~2093.