

세라믹 분말의 변형거동 해석을 위한 미소역학모델

하상렬* · 박태욱* · 김기태†

A micromechanical model for ceramic powders

Sangyul Ha, TaeUk Park and KiTae Kim

Key Words : Ceramic Powder(세라믹 분말), Cold Isostatic Compression(냉간정수압압축), Triaxial Compression(삼축압축), Cohesion(응집)

Abstract

In this paper, we developed a physically-based micromechanical model for inelastic deformation of ceramic powders. The aggregate response of ceramic particles was modeled using the two-surface yield function which considered the shear-induced dilatancy caused by friction, rolling resistance and cohesion between powder particles and consolidation caused by plastic deformation of powder themselves under high compression. The constitutive equations were implemented into the user-subroutine VUMAT of finite element program ABAQUS/Explicit. The material parameters in the constitutive model were identified by calibrating the model to reproduce data from triaxial compression tests and simple compression tests. The density distribution obtained by using the proposed model was in good quantitative agreement with the experimental results of the triaxial compression and cold isostatic compression as well.

1. 서론

냉간금형압축으로 제조된 성형체는 금형 벽면과 분말 성형체 사이의 마찰로 인하여 잔류응력과 불균일한 상대밀도를 갖는다. 금형의 형상이 복잡할수록 분말 성형체는 더욱 불균일한 상대밀도분포를 갖게 되는데 이러한 밀도 분포는 소결과정 중에 불균일한 수축이나 뒤틀림을 야기하여 최종부품의 형상 제어를 어렵게 한다. 또한 잔류응력은 제하(unloading) 과정 중이나 금형에서 성형체를 분리할 때 또는 소결과정 중에 균열을 발생시켜 최종부품의 기계적 특성에 영향을 미친다. 특히 냉간금형압축으로 성형한 세라믹 분말 성형체는 금속 분말 성형체에 비하여 매우 낮은 상대밀도를 갖기 때문에 소결시 밀도구배 및 잔류응력의 영향

은 더 크게 나타난다. 현재까지 이러한 냉간압축 하에서 세라믹 분말의 치밀화 거동에 대한 연구는 많은 부분이 실험에 의한 시행착오에 의존하고 있다^(1,2,11,12).

일반적으로 세라믹 분말은 $1\mu\text{m}$ 이하의 크기를 가지며 금형에 채워진 직후의 초기 상대밀도는 0.2 이하의 매우 낮은 값을 갖는다. 또한 세라믹 분말은 금속 분말이나 토양 분말과는 달리 분말들 사이의 반데르발스(Van der Waals) 인력에 의해 일반적으로 응집된 상태(agglomerates)로 존재하려는 경향을 지닌다. 특히 분말의 재배열, 입자간의 미끄러짐 및 구름(rolling)이 지배적인 변형기구이기 때문에 균일한 변형 조건에서도 성형체 내부에는 변형을 국소화(Strain localization)와 같은 불균일한 변형이 쉽게 나타난다^(2,11,12). 따라서 금형압축 공정 중 세라믹 분말의 치밀화 거동을 예측하기 위하여, 미시적인 변형기구에 기초한 미소역학 모델의 개발이 요구된다.

본 논문에서는 세라믹 분말의 변형 거동 해석을 위하여 Mohr-Coulomb 항복함수^(4,5,7,9)와 타원형

* 포항공과대학교 대학원

† 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과
E-mail : Korean@postech.ac.kr
TEL : (054)279-2164 FAX : (054)279-5569

항복함수를 조합하여 적용하였다. 또한 입자 수준의 재료상수를 결정하기 위한 실험 방법 및 절차를 제안하였다. 구성모델은 ABAQUS의 사용자정의 서브루틴 VUMAT으로 구현하였다. 제안된 구성모델은 정수압 압축 실험과 다양한 변형이력을 가지는 삼축 압축 실험결과를 매우 잘 예측하는 것을 확인할 수 있다.

2. 이론적 배경

2.1 입상재료의 운동학

입상재료에서 속도구배텐서 \mathbf{L} 은 다음과 같이 탄성과 소성 부분으로 나누어 쓸 수 있다^(4,5).

$$\mathbf{L} = \mathbf{L}^e + \mathbf{L}^p \quad (1)$$

여기서, \mathbf{L}^p 는 접촉하는 입자들간의 미끄러짐과 구름에 의한 소성변형을 나타내고, \mathbf{L}^e 는 입자의 탄성 변형 및 입자들간의 접촉 법선의 변화(fabric)에 의한 탄성 변형을 나타내며 속도구배텐서를 전체변형과 적합하게(compatible) 만든다.

2.2 탄성 변형

상온에서 입상재료의 탄성변형은 소성변형에 비해 충분히 작다고 가정할 수 있으므로, 응력과 변형률 사이의 관계는 다음과 같이 선형적으로 주어진다.

$$\overset{\nabla}{\mathbf{T}}^e = \mathbf{C} : \mathbf{D}^e \quad (2)$$

여기서, $\overset{\nabla}{\mathbf{T}}^e$ 는 탄성회전(\mathbf{W}^e)에 대한 Cauchy 응력의 객관적인 변형률이다.

$$\overset{\nabla}{\mathbf{T}}^e = \dot{\mathbf{T}} - \mathbf{W}^e \mathbf{T} + \mathbf{T} \mathbf{W}^e \quad (3)$$

\mathbf{C} 는 4차 탄성 텐서이며 다공성 재료에서 일반적으로 상대밀도에 대한 함수로 나타낼 수 있다.

2.3 항복 함수 및 유동 법칙

세라믹 성형체의 소성유동은 다음과처럼 쓸 수 있다.

$$\mathbf{D}^p = \sum_{\alpha=1}^2 \dot{\gamma}^{(\alpha)} \mathbf{M}^{(\alpha)} \quad (4)$$

여기서, $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$ 와 $\mathbf{M}^{(\alpha)}$ 는 각각 소성변형률속도와 법선벡터를 나타낸다. α 가 1인 경우는 뒤틀림 기구, 2인 경우는 압축 기구를 나타낸다.

2.3.1 뒤틀림 기구

뒤틀림 기구에 조합유동법칙을 적용하면 체적 변형률이 무한대로 증가하는 단점^(7,9)이 있으므로 비직교 법칙(non-normality rule)을 적용하였다.

$$\mathbf{M}^p = \frac{\mathbf{P} + \beta \mathbf{N}}{\|\mathbf{P} + \beta \mathbf{N}\|} \quad (5)$$

본 연구에서는 고전적인 토양 및 암석 역학뿐만 아니라 분말 압축공정에서 항복함수로 널리 이용되어 온 Mohr-Coulomb 모델을 입자 수준(meso-scale)의 항복거동을 나타내기 위해 사용하였다.

$$\Phi^{(1)} = \tau - c - s^* \tanh\left(\frac{\mu\sigma}{s^*}\right), \quad \sigma \geq 0 \quad (6)$$

여기서, c 는 입자간의 응집(cohesion)을 나타내며, $\mu(= \tan \phi)$ 는 내부마찰계수이다.

미시역학적인 관점에서 입상재료의 소성유동은 특정한 슬립계(slip system)에서의 입자들의 전단에 의한 팽창(dilatation)/압축(compaction)에 의해 발생한다고 가정할 수 있다. 식 (6)에서 τ 와 σ 는 각각 분해전단응력과 압축수직력을 나타내며 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tau = \hat{\mathbf{m}} \cdot \mathbf{T} \hat{\mathbf{n}}, \quad \sigma = -\hat{\mathbf{n}} \cdot \mathbf{T} \hat{\mathbf{n}} \quad (7)$$

여기서, $\hat{\mathbf{m}}$ 과 $\hat{\mathbf{n}}$ 은 각각 슬립면 법선방향과 슬립 방향의 단위벡터를 나타낸다.

Mohr-Coulomb 항복함수를 적용할 경우 주응력 ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) 상태에 따라 슬립계는 다음처럼 결정될 수 있다⁽⁷⁾.

i) $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$: Fig. 1에서 보듯이 $\hat{\mathbf{e}}_1\hat{\mathbf{e}}_3$ -평면상에서 소성변형이 발생한다. 슬립계는 평면에서 $\hat{\mathbf{e}}_1$ 축과 $\pm\xi(= \pi/4 + \phi/2)$ 각을 이루게 되며, $\hat{\mathbf{e}}_3$ 방향으로 변형이 발생하지 않는 평면변형 거동을 나타내게 된다. 이때 모든 소성변형은 주응력축을 중심으로 대칭으로 나타나므로, 소성스핀(\mathbf{W}^p)은 발생하지 않는다.

$$\mathbf{P} = \frac{1}{2} \sin(2\xi) (\hat{\mathbf{e}}_1 \otimes \hat{\mathbf{e}}_1 - \hat{\mathbf{e}}_3 \otimes \hat{\mathbf{e}}_3), \quad (8)$$

$$\mathbf{N} = \sin^2 \xi (\hat{\mathbf{e}}_1 \otimes \hat{\mathbf{e}}_1) + \cos^2 \xi (\hat{\mathbf{e}}_3 \otimes \hat{\mathbf{e}}_3) \quad (9)$$

ii) $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$: $\sigma_2 \rightarrow \sigma_1$ 인 경우 주응력의 차이가 $\hat{\mathbf{e}}_1\hat{\mathbf{e}}_3$ -평면과 $\hat{\mathbf{e}}_2\hat{\mathbf{e}}_3$ -평면에서 최대가 된다. 또한 응력 텐서는 고유값(eigenvalue) 중에서 두 개가 같은 값을 가지므로, $\hat{\mathbf{e}}_3$ 축에 수직인 모든 $\hat{\mathbf{e}}_1, \hat{\mathbf{e}}_2$ 축은 고유벡터(eigenvector)가 된다. 이 경우 $\hat{\mathbf{e}}_3$ 방향으로 수축(팽창)하면서 반경방향으로 팽창(수축)하는 삼축변형(triaxial deformation)을 나타낸다.

$$\mathbf{P} = \frac{1}{2} \sin(2\xi) \left\{ (\hat{\mathbf{e}}_1 \otimes \hat{\mathbf{e}}_1) - \frac{1}{2} (\mathbf{I} - \hat{\mathbf{e}}_1 \otimes \hat{\mathbf{e}}_1) \right\}, \quad (10)$$

$$\mathbf{N} = \frac{1}{2} \left\{ \sin^2 \xi (\hat{\mathbf{e}}_1 \otimes \hat{\mathbf{e}}_1) + \frac{1}{2} \cos^2 \xi (\mathbf{I} - \hat{\mathbf{e}}_3 \otimes \hat{\mathbf{e}}_3) \right\} \quad (11)$$

iii) $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$: 변형축을 $\hat{\mathbf{e}}_3$ 방향에서 $\hat{\mathbf{e}}_1$ 방향으

로 바꾸면 ii)의 경우와 동일하다.

$$\mathbf{P} = \frac{1}{2} \sin(2\xi) \left\{ \frac{1}{2} (\mathbf{I} - \hat{\mathbf{e}}_3 \otimes \hat{\mathbf{e}}_3) - \hat{\mathbf{e}}_3 \otimes \hat{\mathbf{e}}_3 \right\}, \quad (12)$$

$$\mathbf{N} = \frac{1}{2} \left\{ \frac{1}{2} \sin^2 \xi (\mathbf{I} - \hat{\mathbf{e}}_1 \otimes \hat{\mathbf{e}}_1) + \cos^2 \xi (\hat{\mathbf{e}}_3 \otimes \hat{\mathbf{e}}_3) \right\} \quad (13)$$

2.3.2 압축 기구

일반적으로 많이 적용되는 타원형 형태의 항복 함수를 적용하였다.

$$\Phi^{(2)} = \sqrt{\left(p - \frac{p_c}{2}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{M}\right)^2} - \frac{p_c}{2} \leq 0 \quad \text{for } p > \frac{p_c}{2} \quad (14)$$

여기서, p 와 τ 는 각각 정수압과 유효응력을 나타낸다.

2.4 상태변수 발전식

입상재료의 미시적인 거동을 묘사하기 위하여 내부마찰계수, 팽창계수, 응집 및 상대밀도의 발전식이 필요하다.

입자 간의 응집은 분말의 크기가 작아질수록 분말체적에 비해 표면적이 넓어지게 되므로 증가하게 되나, 여기에서는 밀도에만 의존한다고 가정하였다.

$$c = \begin{cases} A\eta^m \frac{\eta - \eta_m}{1 - \eta_m} & \text{if } \eta > \eta_m \\ 0 & \text{if } \eta \leq \eta_m \end{cases} \quad (15)$$

입자 간의 마찰계수는 분말의 종류와 형상에 따라 크게 바뀔 수 있다. 일반적으로 분말의 경도가 크고 구형에 가까운 분말일수록 마찰계수가 작아

진다. 본 연구에서는 마찰계수는 다음처럼 포화경화법칙(saturation hardening law)을 따라 발전한다고 가정하였다.

$$\dot{\mu} = h\dot{\gamma}, \quad \mu(0) = \mu_0 \quad (16)$$

$$h = h_\mu \left| 1 - \frac{\mu}{\mu_s} \right|^p \text{sign} \left(1 - \frac{\mu}{\mu_s} \right) \quad (17)$$

여기서, h_μ 와 μ_s 는 각각 경화상수와 포화 마찰계수를 나타낸다.

토양역학⁽⁶⁾에 따르면 내부마찰계수가 임계값보다 크면 재료는 팽창하고, 임계값보다 작으면 압축거동을 보인다. 분말공정에서 재료는 항상 압축거동을 보이게 되므로 본 연구에서는 변형 거동 중 $\mu \rightarrow \mu_{cv}$ 로 가정하였다.

$$\beta = h_\beta (\mu - \mu_{cv}) \quad (18)$$

압축 기구에 나타나는 p_c 는 응집과 같은 형태로 밀도에 의존한다고 가정하였다.

$$p_c = \begin{cases} B\eta^n \frac{\eta - \eta_m}{1 - \eta_m} & \text{if } \eta > \eta_m \\ 0 & \text{if } \eta \leq \eta_m \end{cases} \quad (19)$$

상대밀도의 발전식은 질량보전의 법칙으로부터 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\dot{\eta} = -\eta \text{tr} \mathbf{D}^p \quad (20)$$

3. 실험

앞서 기술한 구성모델을 실제 공정에 적용하기 위해서 세라믹 분말의 재료상수를 결정하는 것이 필요하다. 따라서 본 절에서는 거시적인 실험으로부터 입자수준의 상태변수 및 재료상수를 결정하는 법을 제안하였다. 실험에 사용한 분말은 평균 입자크기가 $0.53 \mu\text{m}$ 인 구형 지르코니아 분말을 사용하였다.

3.1 일축압축실험

일반적으로 모래, 암석과 같이 낮은 하중을 받는 입상재료의 경우 변형거동 중 발생하는 응집의 크기는 무시할 만큼 작으나, 분말의 금형 압축과 같이 큰 하중이 가해지는 경우 이를 고려하여야 한다. 본 연구에서는 입자간의 응집의 크기를 결정하기 위하여 일축압축실험을 수행하였다.

일축압축조건 ($\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 \neq 0$)에서 전단분해 응력과 수직응력은 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\tau = -\frac{1}{2} \sigma_3 \cos \phi, \quad \sigma = -\frac{1}{2} \sigma_3 (1 - \sin \phi) \quad (21)$$

식 (21)과 항복조건 (6)을 이용하면 응집력은 다

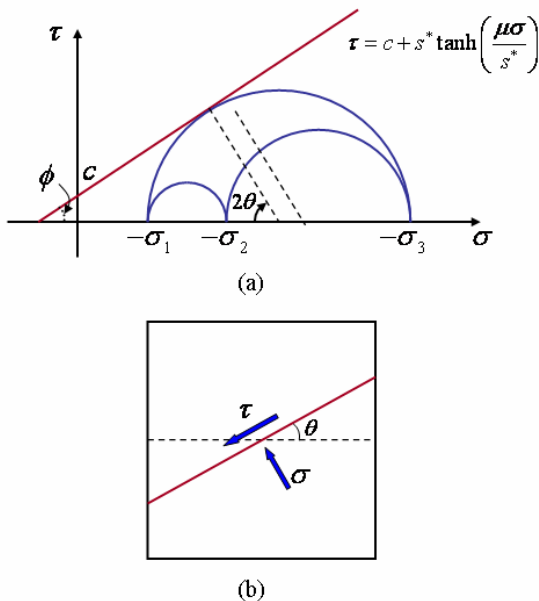


Fig. 1 (a) Mohr-Coulomb yield function (b) Slip planes.

음과 같이 축하중과 내부마찰각 ϕ 에 대한 함수로 나타낼 수 있다.

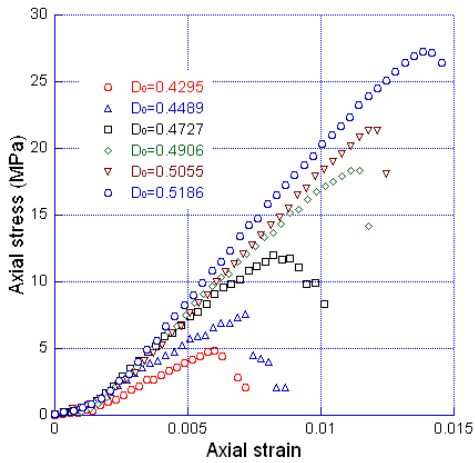
$$c = -\frac{1}{2}\sigma_3 \left(\frac{1 - \sin \phi}{\cos \phi} \right) \quad (22)$$

Fig. 2(a)는 각각 다른 초기 상대밀도를 갖는 일축압축 시편의 변형률에 따른 유동응력을 나타낸 것이다. 이때, 시편이 최대응력값에 도달했을 때 내부마찰각의 크기를 $\phi = \tan^{-1}(\mu_{peak})$ 라 가정하면 응집을 구할 수 있다. 이것을 나타낸 것이 Fig. 2(b)이다. 최소자승법을 이용하여 식 (15)에 나타나는 재료상수를 결정할 수 있다.

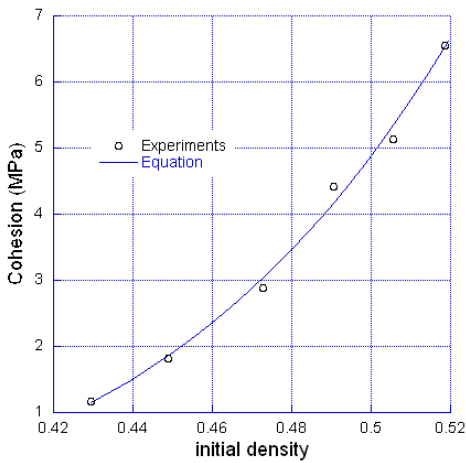
$$A = 517.54 \text{ MPa}, \quad m = 4.4849, \quad \eta_m = 0.3679 \quad (23)$$

3.2 삼축압축실험

삼축압축실험은 본 실험실에서 제작한 표준삼축압축(standard triaxial compression) 장비를 이용하여



(a)



(b)

Fig. 2 (a) Stress – strain curves for uniaxial compression test (b) Evolution of cohesion along with initial density.

수행하였다⁽¹²⁾. 금형에 4.5 g 의 지르코니아 분말을 넣은 후 냉간금형압축 성형을 하여 일정한 초기 상대밀도($\eta_0 = 0.395$)를 갖는 예비성형체를 제작하였다. 시편의 직경과 높이는 각각 11.28 mm 와 19 mm 이며, 삼축압축실험시 시편과 압반 사이의 마찰의 영향을 줄이고, 균일한 성형을 위하여 시편의 종횡비(aspect ratio)는 2 정도를 유지하였다. 시편의 위, 아래에 초경 압반을 놓은 후 압력유체가 시편에 침투하는 것을 방지 하기 위하여 0.7 mm 두께의 고무몰드를 사용하였다. 시편과 압반 사이의 마찰의 영향을 줄이기 위하여 테프론(teflon) 박막을 시편과 압반 사이에 삽입하였다. 진공 펌프를 이용하여 고무몰드 내의 공기를 뺀 후 밀봉을 하여 시편을 삼축압축 실험장치에 장착하였다. 냉간정수압압축기(ABB Autoclave Systems Inc.)로부

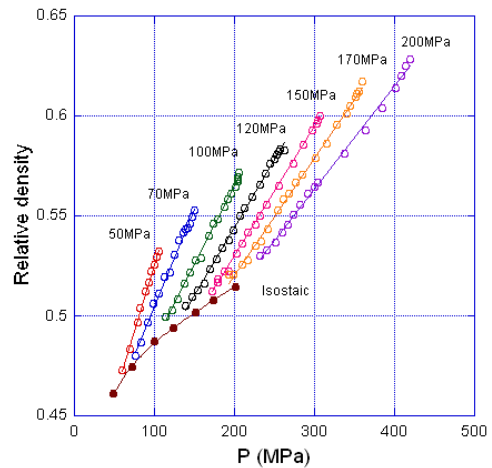


Fig. 3 Variation of relative density of zirconia powder with hydrostatic stress at various confining pressures (P_c).

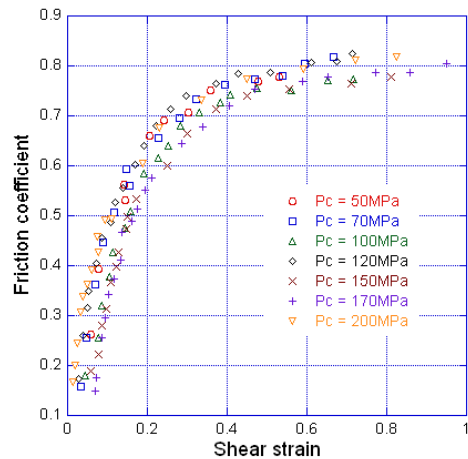


Fig. 4 Variation of friction coefficient with shear strain at various confining pressures.

터 50~200 MPa 범위의 구속압력(P_c , confining pressure)을 가한 후, MTS 재료시험기로 0~200 kN 범위의 축하중을 가하였다. Fig. 3 은 일정한 구속압력(confining pressure) 하에서 축하중이 증가하면서 성형체의 밀도가 급격히 증가하는 경향을 나타낸다.

축대칭 하중($\sigma_1 = \sigma_2 \neq \sigma_3$)의 경우 마찰계수는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\mu = \tan\left(\sin^{-1}\left(\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 + \sigma_3}\right)\right)\right) \quad (24)$$

Fig. 4 에서 보듯이 입자간의 마찰계수는 구속압력의 크기에 상관없이 거의 동일한 크기를 나타낸다. μ 가 μ_s 에 도달하기 전까지 포화 경화 형태로 증가하며, 재료는 압축거동을 보이게 된다.

$\mu < \mu_s$ 인 경우, 식 (17)은 다음처럼 쓸 수 있다.

$$\mu = \mu_s - \left[(\mu_s - \mu_0)^{(1-p)} + (p-1)h_\mu \mu_s^{-p} \gamma^{(1)} \right]^{\frac{1}{1-p}} \quad (25)$$

최소자승법을 이용하여 식 (17)에 나타나는 재료상수를 결정할 수 있다.

$$h_\mu = 5.15, \quad p = 1.04, \quad \mu_s = 0.82 \quad (26)$$

3.3 냉간정수압압축실험

압축기구에서 p_c 는 치밀화 거동 중 재료가 받는 정수압 하중을 나타낸다. p_c 에 필요한 재료상수들을 결정하기 위하여 서로 다른 상대 밀도를 갖는 냉간정수압압축 성형체를 제작하였다. Fig. 5 는 정수압 하중에 따른 성형체의 상대밀도의 변화를 나타내며, 최소자승법을 통하여 식 (19)에 나타나는 다음 값을 결정하였다.

$$B = 237 \text{ GPa}, \quad n = 8.4147 \quad (27)$$

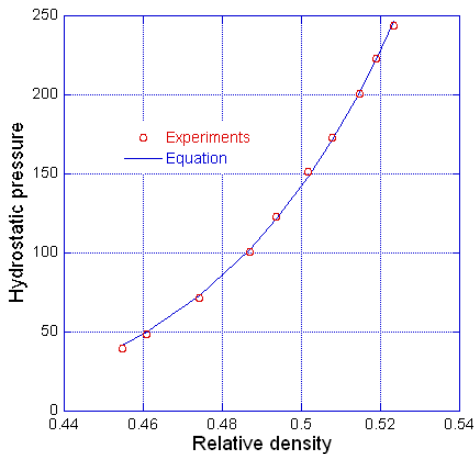


Fig. 5 Hydrostatic pressures versus relative densities during cold isostatic pressing.

3.4 탄성계수

일반적으로 다공성 재료의 탄성계수는 재료의 상대밀도에 따라 큰 차이를 나타낸다. 본 논문에서는 최 등⁽¹²⁾이 지르코니아 분말에 대한 실험으로부터 구한 경험식을 이용하였다.

$$E = E_0 \exp(-bf + cf^2) \quad (15)$$

여기서 E_0 는 모재의 탄성계수이며, b 와 c 는 상수값이다. 최 등은 실험으로부터 $E_0 = 206 \text{ GPa}$, $b = 12.6$, $c = -6.99$ 를 결정하였다.

상대밀도에 따른 푸아송비(Poisson's ratio) ν 는 Ramarkrishnan 와 Arunachalam^(3,12)이 제안한 다음식을 사용하였다.

$$\nu = \frac{1}{4} \left(\frac{4\nu_0 + 3f - 7\nu_0 f}{1 + 2f - 3\nu_0 f} \right) \quad (18)$$

여기서 ν_0 는 모재의 푸아송비이다.

4. 결과 및 토의

4.1 냉간 정수압 압축 실험

Fig. 6 은 초기 상대 밀도 $\eta_0 = 0.395$ 을 갖는 지르코니아 예비 성형체의 냉간정수압압축 하에서의 압력과 상대밀도의 실험치와 유한요소해석결과를 나타낸 것이다. 유한요소해석 시 하나의 CAX4 요소를 사용하였으며, 정수압 하중 하에서는 압축기구가 지배적인 것을 확인할 수 있다. 제안된 구성모델과 결정된 물성치를 사용한 계산결과는 실험치를 매우 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

4.2 삼축 압축 실험

삼축 압축 실험은 다양한 변형이력에 대한 재료

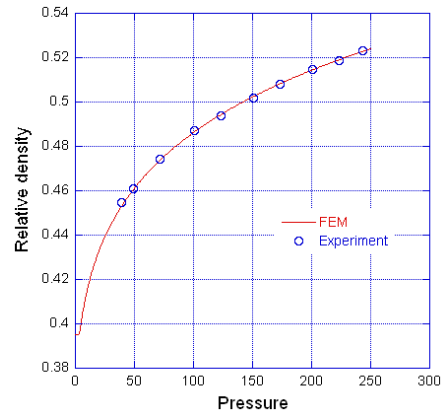


Fig. 6 Comparison between experimental data and finite element results for the variation of relative density with hydrostatic pressure during cold isostatic pressing.

의 변형거동을 볼 수 있어서 구성모델을 평가하는 기초적이고 중요한 자료가 된다.

Fig. 7 과 8 은 제안된 구성모델을 사용하여 다양한 변형경로에서 성형체의 밀도와 변형율을 잘 예측하는 것을 알 수 있다. 축방향 변형률은 다소 오차가 발생하는데 이는 상부와 하부 펀치와 시편 사이에 발생하는 마찰력, O-ring 에서 생기는 누수가 오차의 원인이 될 수 있다.

5. 결론

본 연구에서는 세라믹 분말의 변형 거동 해석을 위한 미소역학모델을 제안하였다. 제안된 구성모델은 ABAQUS 의 사용자 정의 서브루틴 VUMAT 으로 구현하였으며, 입자수준의 물성치를 결정하기 위한 방법을 제시하였다. 제안된 구성모델은 다양한 정수압압축과 삼축압축 실험을 모두 잘 예측하였다.

참고문헌

- (1) Schwartz, E.G. and Weinstein, A.S., 1964. Model for Compaction of Ceramic Powders, J. Am. Ceram. Soc., Vol. 48, No. 7, pp. 346~350.
- (2) Bortzmeyer, D., 1990. Compaction des Poudres Ceramiques, Doctoral Thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- (3) Wang, J.C., 1984. Young's Modulus of Porous Materials, J. Mater. Sci., Vol. 19, pp. 801~814.
- (4) Anand, L., 1983. Plane deformations of ideal granular materials, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 31, pp. 105~122.
- (5) Mehrabadi, M.M. and Cowin, S.C., 1978. Initial planar deformation of dilatant granular materials, J.

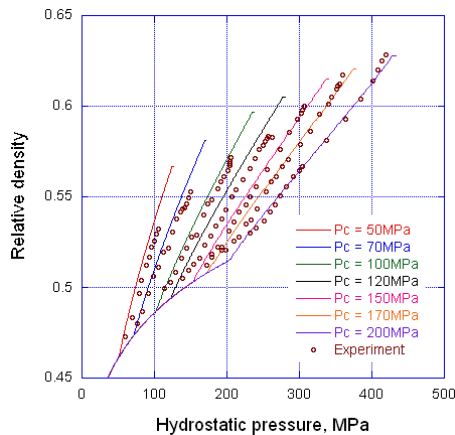
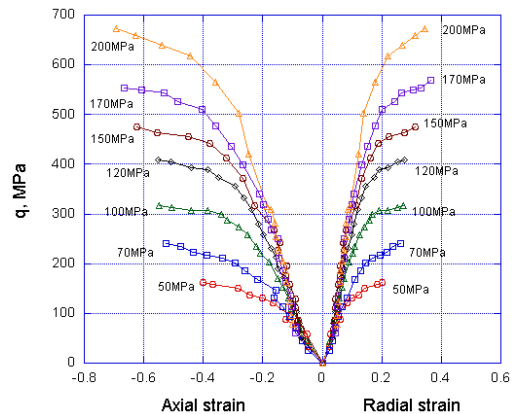
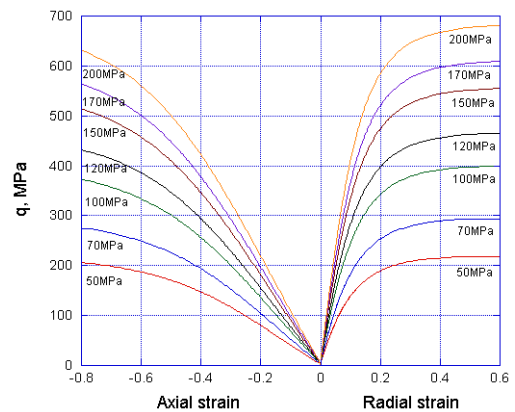


Fig. 7 Comparison between experimental data and finite element results for the variation of relative density with confining pressure (P_c) during triaxial compression..

- Mech. Phys. Solids, Vol. 26, pp. 269~284.
- (6) Jaeger, J.C. and Cook, N.G.W., 1979. Fundamentals of Rock Mechanics, Halsted Press.
- (7) Anand, L. and Gu, C., 2000. Granular Materials: Constitutive Equations and Shear Localization, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 48, pp. 1701~1733.
- (8) Fleck, N.A., 1995. A Crystal Plasticity View of Powder Compaction. Acta metal. Mater. Vol. 43, No. 8, pp. 3177~3184.
- (9) Espinosa, H.D. and Gailly, B.A., 2001. Modeling of Shear Instabilities Observed in Cylinder Collapse Experiments Performed on Ceramic Powders, Acta mater., Vol. 49, pp. 4135~4147.
- (10) Gu, C., Kim, M. and Anand, L., 2001. Constitutive equations for metal powders: application to powder forming processes, Int. J. Plasticity, Vol. 17, pp. 147~209.
- (11) Shima, S. and Mimura, K., 1986. Densification Behavior of Ceramic Powder, Int. J. Mech. Sci., Vol. 28, No. 1, pp. 53~59.
- (12) 최승완, 김기태, 1998, 냉간압축 하에서 세라믹 분말의 치밀화 거동, 대한기계학회논문집 A 권 제 22 권 제 4 호, pp. 924~938.



(a)



(b)

Fig. 8 Variation of deviatoric stress with axial and radial strains of zirconia powder compact at various confining pressures(P_c) (a) Experimental results (b) Finite element results. .