

<학술논문>

DOI:10.3795/KSME-A.2008.32.5.387

응집영역모델을 이용한 정수압 성형 해석시 고무몰드의 변형거동

이 성 철* · 김 기 태†

(2007년 3월 6일 접수, 2008년 3월 31일 심사완료)

Deformation of the Rubber Mold by Using the Cohesive Zone Model Under Cold Isostatic Pressing

Sung-Chul Lee and Ki-Tae Kim

Key Words : Cohesive Zone Model(응집영역모델), Densification(치밀화), Finite Element Analysis(유한요소해석), Interfacial Debonding(계면분리)

Abstract

Stress distribution and interfacial debonding process at the interface between a rubber mold and a powder compact were analyzed during unloading under cold isostatic pressing. The Cap model proposed by Lee and Kim was used for densification behavior of powder based on the parameters involved in the yield function of general Cap model and volumetric strain evolution. Cohesive elements incorporating a bilinear cohesive zone model were also used to simulate interfacial debonding process. The Cap model and the cohesive zone model were implemented into a finite element program (ABAQUS). Densification behavior of powder was investigated under various interface conditions between a rubber mold and a powder compact during loading. The residual tensile stress at the interface was investigated for rubber molds with various elastic moduli under perfect bonding condition. The variations of the elastic energy density of a rubber mold and the maximum principal stress of a powder compact were calculated for several interfacial strengths at the interface during unloading.

1. 서 론

금속이나 세라믹 분말을 이용하여 복잡한 형상의 부품을 제조하기 위하여 일반적으로 금형압축 공정이나 정수압공정이 요구된다. 금형압축공정을 이용하여 복잡한 형상의 제품을 성형할 경우 균일한 압력으로 성형할 수 없으므로 성형체 내부의 불균일한 밀도 구배를 초래하기 쉽고 이는 소결과정중 불균일한 수축과 크랙을 발생시킬 수 있다. 그에 반해 고무몰드를 이용한 냉간 정수압 성형은

공정이 복잡한 단점이 있으나 고무의 등방성 성질과 비압축성 및 대변형의 성질을 이용함으로써 비교적 균일한 밀도를 갖는 정밀정형 제품 제조가 가능하다.

금형압축공정에 대해서는 분말과 금형의 계면조건에 따른 치밀화 및 잔류응력에 대한 연구가 많이 수행되었으나⁽¹⁻³⁾ 정수압 성형 공정에서 고무몰드와 분말 계면 조건에 따른 치밀화와 잔류응력 및 계면분리에 대한 연구가 미흡하였다. 정수압 가압 후 제하시 고무몰드와 분말 성형체 사이의 접촉으로 인해 몰드의 탄성복원중 성형체에 인장응력이 야기된다. 이 때 인장응력에 의해 성형체의 일부분이 파손 되기도 한다. 또한 제하시 다양한 계면 조건에 따라 고무몰드의 변형형상과 응력분포는 다른 형태를 보이게 된다. 지금까지 경계조건이 완전접합일 때는 여러 연구자⁽⁴⁻⁶⁾에 의해

† 책임저자, 회원, 포항공과대학교 기계공학과

E-mail: korean@postech.ac.kr

TEL: (054) 279-2164 FAX: (054) 279-5569

* 포항공과대학교 대학원 기계공학과

연구가 수행되었다. 또한 접촉 조건일 경우 Gu 등⁽⁷⁾은 고무 등가압 공정후 고무몰드가 다양한 유효 탄성 계수를 지닐 때 제하시 고무몰드의 변형 형상 및 세라믹 분말성형체의 응력분포에 대해 해석을 수행한 바가 있다. 반면 계면에 접착력이 존재할 때 제하시 고무몰드와 분말 성형체의 계면 분리에 대해서는 지금까지 연구가 보고된 바가 없다.

두 물질간의 접촉역학은 Hertz 이론을 기반으로 발전해 나갔으며, Johnson 등⁽⁸⁾이 물질의 표면에너지를 고려하여 매끈한 면을 지닌 두 물질이 접촉할 때 접착력을 구할 수 있는 JKR (Johnson-Kendall-Roberts)기법을 개발하기도 하였다. 접착력은 실제 접촉 면적과 수직 응력 및 접촉물질의 기계적 특성에 따라 영향을 받게 된다. 수직응력이 증가하면 작은 탄성계수를 지닌 고무의 대변형으로 실제 접촉 면적은 증가하게 되어 높은 접착력을 유발시키기 쉽다.^(9,10) 따라서 높은 수직 응력을 가하게 되는 정수압 성형의 경우, 계면에 존재하는 접착력에 의해 제하시 고무몰드와 분말성형체의 응력분포와 고무 변형에 영향을 주게 된다.

일정 접착력을 지닌 두 물질의 계면 분리를 해석하기 위해 응집영역모델(cohesive zone model)의 요소 격자를 이용할 수 있다. 이 방법은 두 경계면이 두께가 0인 초기 상태로 접촉되어있고, 경계사이의 관계가 특정 표면력과 변위(traction-displacement law)를 따르도록 구성되어 있다. 이 때 금속과 세라믹의 이종재료에 적용되는 관계식에 대하여 Needleman 등⁽¹¹⁾은 지수형태(exponential form)를, Ghosh 등⁽¹²⁾과 Camacho 와 Ortiz⁽¹³⁾ 및 Swaminathan 등⁽¹⁴⁾은 이중선형형태(bilinear form)를 사용해 왔다. 또한 전단압축응력을 가했을 때 유리와 폴리머 계면사이의 크랙진전 및 폴리머 내부의 응력변화와 형상 변화에 대해서 Kumar 등⁽¹⁵⁾은 응집영역모델을 이용하여 해석을 수행한 바가 있다. 응집영역모델은 인장응력에 대한 변위의 관계를 정의하고 있으며, 압축응력이 가해졌을 때는 페널티 함수(penalty function)를 도입하여 계면간의 간섭을 방지한다. 이러한 성질을 이용하여 정수압 성형 공정에서 고무몰드와 분말성형체의 계면은 응집영역격자로 구성될 수 있다.

본 논문에서는 고무몰드를 이용한 정수압 성형 공정시 분말의 치밀화를 예측하기 위해서 Lee 와 Kim⁽¹⁶⁾이 제안한 Cap 모델을 사용하였다. 일반적인 Cap 모델은 삼축압축실험을 수행하여 일반응력 (p, q)평면에서 상대밀도 실험치에 대해 모델 계수를 결정한다. 따라서 동종 분말이라도 분말에 따라 삼축 압축실험을 재실행해야 하는 단점이 존재한

다. 제안된 모델의 경우 파괴인성이 비슷한 분말의 경우 $f(D)$ 의 값이 비슷하므로 다량의 삼축압축 실험없이 정수값 실험치를 통해 치밀화를 예측할 수 있는 장점이 존재한다.

Cap 모델과 이중선형 응집영역모델은 ABAQUS 서브루틴 UMAT 과 UEL⁽¹⁷⁾에 각각 적용하여 해석하였다. 계면이 완전 접합일 경우 고무몰드의 다양한 탄성계수에 따른 제하시 계면에서의 응력분포를 관찰하였다. 또한 계면에 다양한 접착력이 존재할 경우 계면 분리시 고무몰드와 분말성형체에 대해 변형과 최대주응력의 변화 및 탄성 에너지 변화량을 살펴보았다.

2. 이론적 배경

2.1 캡 모델

상대밀도 D 를 경화변수로 사용할 경우 분말의 치밀화에 대한 Cap 모델은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$A(D)J_1' + B(D)J_1^2 = C(D) \quad (1)$$

여기서, J_1 은 제 1 응력 불변량, J_2 는 편차응력의 제 2 불변량, $A(D), B(D), C(D)$ 는 각각 밀도함수를 나타낸다.

분말의 치밀화 거동을 나타내는 항복함수 F 는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$F = \{(p/f(D))^2 + q^2\}^{1/2} - k(D) \quad (2)$$

여기서 p 는 정수응력, q 는 유효응력, $f(D)$ 와 $k(D)$ 는 밀도함수를 나타낸다.

이때 분말 성형체의 주변형률 증가분 $d\varepsilon_1, d\varepsilon_2, d\varepsilon_3$ 과 부피변형률 증가분 $d\varepsilon_v$ 는 다음과 쓸 수 있다.⁽¹⁸⁾

$$d\varepsilon_1 = d\lambda' \frac{\partial F}{\partial \sigma_1} = d\lambda\{\sigma_1 - (1 - \frac{2}{9}f(D)^2)p\}$$

$$d\varepsilon_2 = d\lambda' \frac{\partial F}{\partial \sigma_2} = d\lambda\{\sigma_2 - (1 - \frac{2}{9}f(D)^2)p\}$$

$$d\varepsilon_3 = d\lambda' \frac{\partial F}{\partial \sigma_3} = d\lambda\{\sigma_3 - (1 - \frac{2}{9}f(D)^2)p\}$$

$$d\varepsilon_v = d\varepsilon_1 + d\varepsilon_2 + d\varepsilon_3 = -dp/\rho = d\lambda(\frac{2}{3}f(D)^2)p \quad (3)$$

식 (3)에 일축 압축 응력상태의 주응력을 대입하면 다음과 같은 관계식에서 $f(D)$ 를 구할 수 있다.

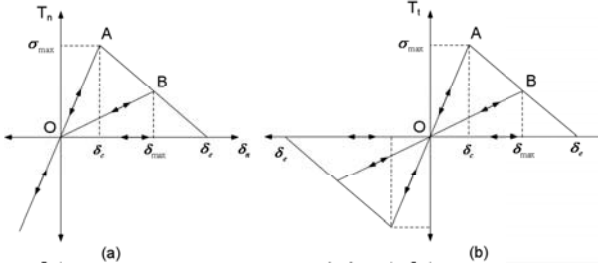


Fig. 1 (a) Traction displacement of the bilinear cohesive zone model for normal direction and (b) traction displacement for tangential direction

$$f(D) = \frac{\sqrt{2}}{3} \left(\frac{d\varepsilon_1 - d\varepsilon_2}{d\varepsilon_v} \right)^{1/2} \quad (4)$$

또한 식 (2)에 정수압 상태의 주응력을 대입하면 다음과 같은 관계식이 유도되고, 식 (4)에서 $f(D)$ 가 결정되면 정수압실험을 통해 $k(D)$ 를 구할 수 있다.

$$p = f(D)k(D) \quad (5)$$

2.2 고무의 구성 방정식

고무는 변형이 일어나는 동안 등방성의 성질을 가지고 있다고 가정함으로써 초탄성체의 변형률 에너지 포텐셜을 다음과 같은 형태로 나타낼 수 있다. Ogden 변형률 에너지 포텐셜은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$U_o = \sum_{i=1}^N \frac{2\mu_i}{\alpha_i} (\bar{\lambda}_1^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_2^{\alpha_i} + \bar{\lambda}_3^{\alpha_i} - 3) + \sum_{i=1}^N \frac{1}{D_i} (J^{el} - 1)^{2i} \quad (6)$$

여기서 $\bar{\lambda}_i$, λ_i , J^{el} 과 N 은 각각 편차 주 연신율, 주 연신율, 탄성 체적비와 재료상수를 나타낸다. 또한 μ_i , α_i 과 D_i 는 온도에 의존하는 재료상수이다.

2.3 Cohesive Zone Model (CZM)

Fig. 1은 각각 이중선형 응집영역모델에서 표면력과 변위의 관계를 나타내고 있다. 유효개시변위(effective opening displacement)를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\delta = \sqrt{\delta_n^2 + \delta_t^2} \quad (7)$$

이중선형 응집영역모델에 대한 표면력과 변위 관계는 수직 및 전단 표면력에 대해 각각 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$T_n = \frac{\partial \phi}{\partial \delta_n} = \begin{cases} \frac{\sigma_{\max}}{\delta_c} \delta_n & (\delta \leq \delta_c) \\ \frac{\sigma_{\max}}{\delta} \frac{\delta - \delta_e}{\delta_c - \delta_e} \delta_n & (\delta_c < \delta \leq \delta_e) \\ 0 & (\delta > \delta_e) \end{cases} \quad (8)$$

$$T_t = \frac{\partial \phi}{\partial \delta_t} = \begin{cases} \frac{\sigma_{\max}}{\delta_c} \delta_t & (\delta \leq \delta_c) \\ \frac{\sigma_{\max}}{\delta} \frac{\delta - \delta_e}{\delta_c - \delta_e} \delta_t & (\delta_c < \delta \leq \delta_e) \\ 0 & (\delta > \delta_e) \end{cases} \quad (9)$$

계면에서 변위 δ_n, δ_t 가 증가하면 계면 표면력은 δ_c 지점에서 최대분리응력 σ_{\max} 까지 증가한 후 연화영역(softening region)에서 물질의 제하거동시 하중경로는 Fig. 1의 선형경로를 따라 δ_e 지점에서 원점으로 이동하게 된다. 또한 압축응력이 가해질 경우에는 Fig. 1의 (a)에서 보듯 경계면에서 절점 사이에 높은 강성(stiffness)을 지니도록 하였다.

2.4 Implementation of CZM

경계분리해석을 위한 응집영역모델은 각각 ABAQUS⁽²¹⁾의 UEL 서브루틴에 적용하여 해석하였다. 이때 응집영역모델은 다음과 같은 방법으로 수식화하였다.

응집요소(cohesive element)에 대한 가상일(virtual work)은 다음과 같이 정의될 수 있다.

$$\delta \Pi_i = \int t \cdot \delta [u] dA \quad (10)$$

여기서 t 와 $[u]$ 는 계면분리시 응집응력벡터와 분리변위를 나타낸다.

응집요소에 대한 강성매트릭스는 다음과 같이 표현될 수 있다.

$$K = \int V_u^T \cdot \frac{\partial t}{\partial [u]} \cdot V_u dA = \sum_i (V_u^T \cdot \frac{\partial t}{\partial [u]} \cdot V_u) \Big|_i w_i J_i \quad (11)$$

여기서 V_u 는 형상함수, w_i 는 가우스적분의 가중함수, J_i 는 자코비행렬식을 각각 나타낸다.

절점하중(nodal force)에 대한 식은 다음과 같은 벡터로 표현할 수 있다.

$$f = \int V_u^T \cdot t dA = \sum_i (V_u^T \cdot t) \Big|_i w_i J_i \quad (12)$$

Table 1 Determined parameters of E_0 , b and c in Eq. (12) ⁽¹⁶⁾

Material	E_0 [GPa]	b	c
Al6061	69.7	19.351	-11.936
Iron	215	5.56	4.29

Table 2 Obtained parameters, $k(D)$ for various kinds of powder ⁽¹⁶⁾

Material	$k(D)$
Al6061	$0.4138 \exp(7.9621D)(1-D)^{0.514}$
Iron	$2.8914 \exp(6.7477D)(1-D)^{0.514}$

Table 3 Used parameters in the strain potential model

	α_i		μ_i		D_i	
	Viton rubber	α_1	-0.24663	μ_1	19.0665	D_1
	α_2	5.66625	μ_2	2.20108×10^{-2}	D_2	8.83737×10^{-5}
	α_3	-0.41460	μ_3	-16.7419	D_3	-2.86151×10^{-5}
	α_i		μ_i		D_i	
	Natural rubber	α_1	-0.4911	μ_1	1.403	D_1
	α_2	4.040	μ_2	0.2395	D_2	0.1166×10^{-4}
	α_3	-7.588	μ_3	0.2269×10^{-3}	D_3	-0.2602×10^{-6}

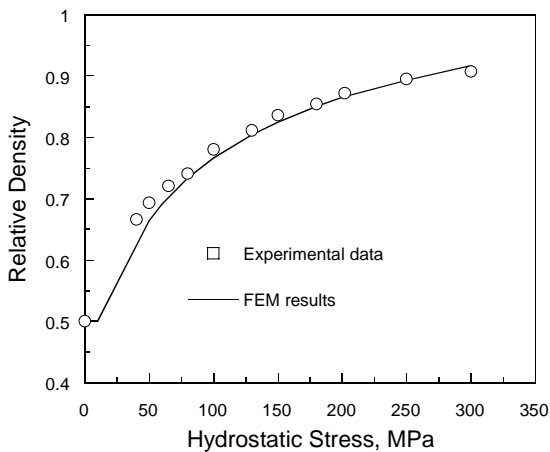


Fig. 2 Comparison between experimental data of aluminum alloy powder and finite element calculations for the variation of relative density under cold isostatic pressing for a viton rubber mold

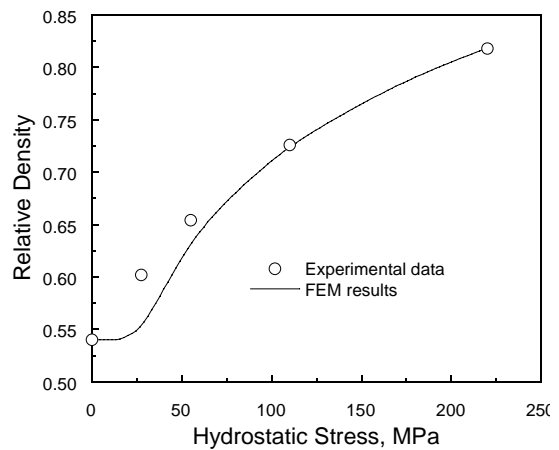


Fig. 3 Comparison between experimental data of iron powder and finite element calculations for the variation of relative density under cold isostatic pressing for a natural rubber mold

3. 해석 결과 및 토의

3.1 해석결과

정수압 성형 후 제하시 계면 분리의 영향을 살펴보기 위해서는 우선 정수압 가압시 분말의 치밀화 모델이 적절한가 확인하는 것이 필요하다. 분말성형체의 치밀화 거동을 유한요소해석하기 위해서 상대밀도 변화에 따른 탄성계수가 필요하다. 탄성계수의 관계식은 다음 식으로부터 구하였다.

$$E = E_0 \exp[-(b\phi + c\phi^2)] \tag{13}$$

여기서 E_0 는 모재(matrix)의 탄성계수이며, b 와 c 는 상수값, ϕ 는 분말성형체의 기공률 ($\phi = 1 - D$)을 나타낸다. 이때 각 분말에 대한 E_0 과 b 와 c 는 Table 1 에 나타내었다.

Fig. 2 와 3 은 알루미늄합금분말과 철분말을 바이트론 고무 몰드와 천연고무몰드에 각각 충전시킨 후 정수압 가압시 실험치와 해석치를 나타낸다. 치밀화 모델로 사용된 Cap 모델은 실험치를 비교적 잘 예측하지만 100 MPa 미만에서 차이가 발생하였다. 이는 삼축압축실험으로 식 (4)의 $f(D)$ 를 구하게 되는데, 작은 밀도를 지니는 분말성형체의

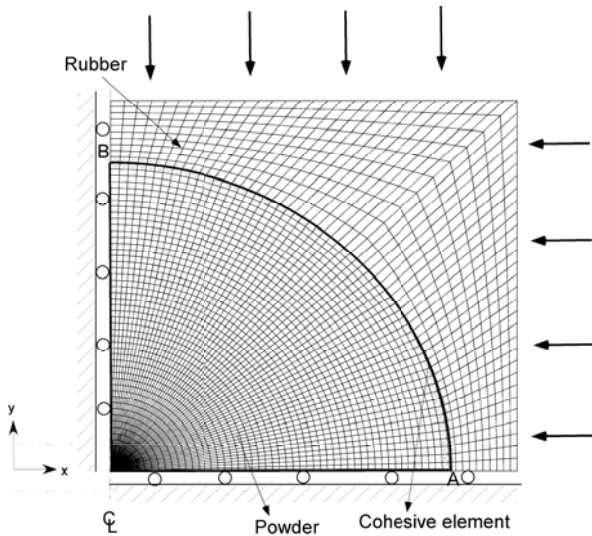


Fig. 4 The finite element meshes and boundary conditions for a powder compact and a rubber mold during cold isostatic pressing

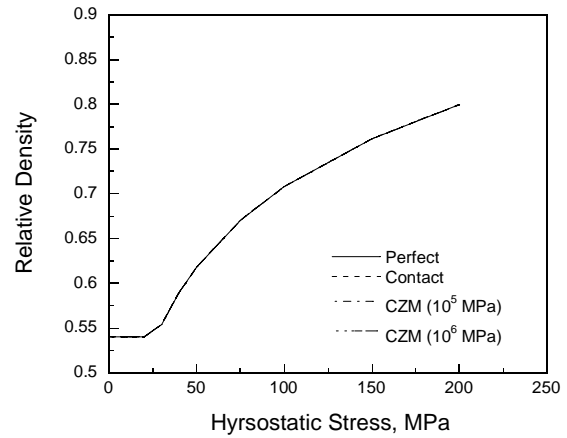


Fig. 6 Finite element calculations from the Cap model for the variation of relative density with hydrostatic stress under various interface conditions between a rubber mold and a powder compact

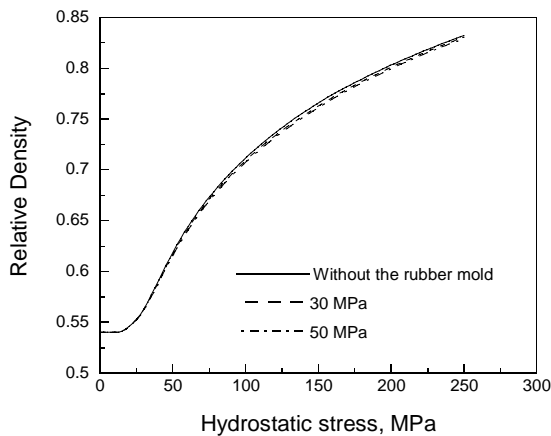


Fig. 5 Finite element calculations for the variation of relative density of iron powder with hydrostatic stress under cold isostatic pressing by using rubber molds with various elastic moduli

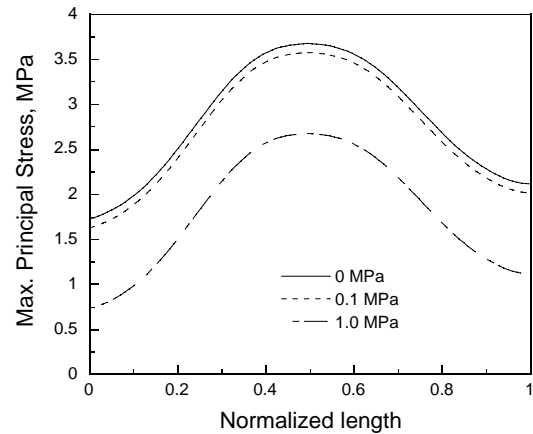


Fig. 7 Calculated maximum principal stress at the interface with various polar angles from a top point of the powder compact

성형이 쉽지 않아 작은 밀도 범위에서 삼축압축 실험치는 충분치 않다. 이 같은 결과로 낮은 밀도에서 $f(D)$ 는 다소 차이가 발생하며 이로 인해 실험과 해석의 차이가 발생하는 것으로 파악된다. Cap 모델과 Ogden 변형률 에너지 포텐셜을 위한 계수값들은 Table 2 와 3 에 나타내었다. 계수값들은 고무의 인장 및 압축 실험을 통해 구하였다.

Fig. 4 는 고무몰드와 구 형상의 분말성형체의 계면 분리 해석을 위한 유한요소 격자와 경계 조건을 나타낸다. x, y 축에 대한 축대칭조건으로부터 전체 단면의 1/4 에 대해서만 해석을 수행하였

다. 응집영역모델 적용시 60 개의 4 절점 응집요소(cohesive element)를 사용하였으며, 분말 성형체는 각각 60 개, 2940 개의 3 절점 및 4 절점 축대칭요소 (CAX3,CAX4R), 고무몰드는 600 개의 CAX8H 요소를 사용하였다.

분말의 치밀화에 대한 고무몰드의 유효탄성계수의 영향을 관찰하기 위해 다양한 유효탄성계수에 대하여 철분말의 상대밀도와 정수압의 관계를 해석을 통해 구하였으며, Fig. 5 에 나타내었다. 정수압성형시 고무몰드의 변형량은 일반적으로 30% 정도임을 확인하였다.⁽¹⁹⁾ Egleton⁽²⁰⁾은 고무의 압축

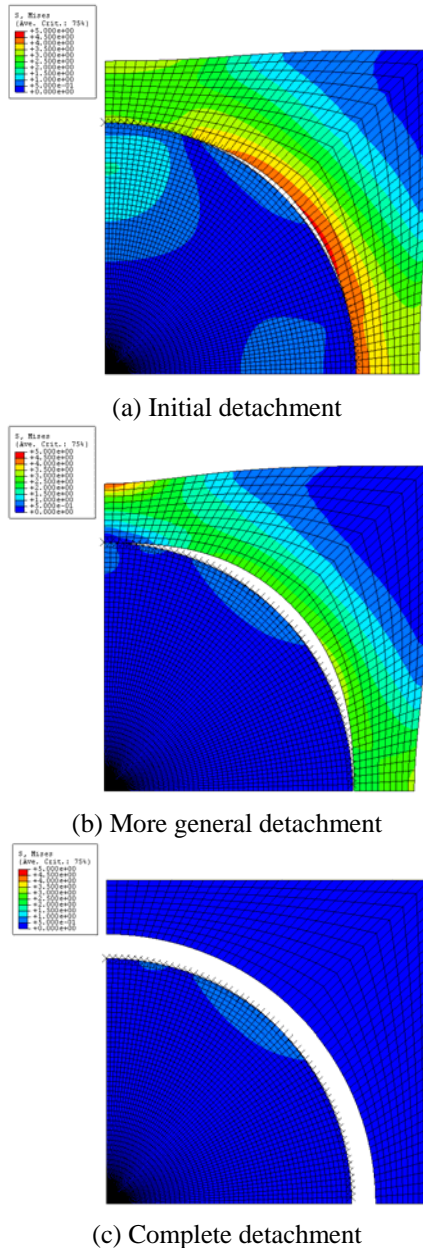


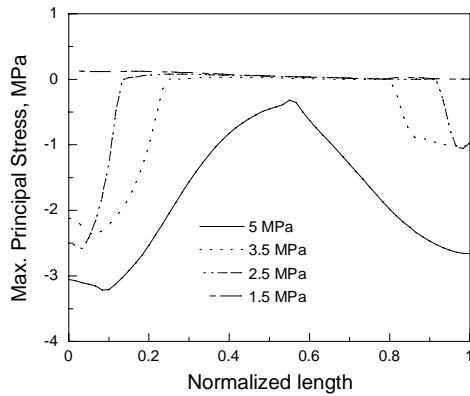
Fig. 8 Deformation and the Mises stress distribution of a rubber mold and a powder compact during interfacial debonding

변형률이 50% 미만일 경우 Mooney-Rivlin 변형률 에너지 포텐셜이 해석에 적절함을 연구하였다. 또한 이 에너지포텐셜은 다른 포텐셜에 비하여 수치적 안정성이 높다고 연구되었다.^(21,17) 따라서 높은 수렴도로 해석이 용이한 Mooney-Rivlin 변형률 에너지 포텐셜을 적용하여 다양한 유효탄성계수를 지니는 고무몰드에 대해 정수압 성형해석을 수행하였다. 해석 결과 고무몰드의 유효탄성계수가 증가할수록 동일한 정수압에 대해 철분말의 상대밀도는 낮은 값을 보였다. 그러나 해석에 사용된

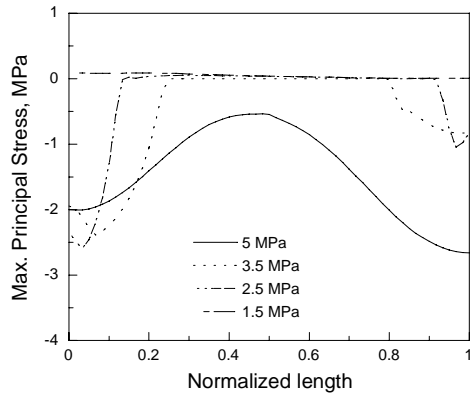
탄성계수 50 MPa 이하의 범위에서 상대밀도의 차는 크지 않았다. 함수의 계수는 $(C_{10} + C_{01})/6$ 이 원하는 탄성계수 값이 되도록 계수값을 결정하였다. 실제 탄성계수가 높은 고무의 경우 50 MPa의 값을 지닌다. Kim 등⁽²²⁾은 고무에 대한 인장 실험시 변형률이 큰 경우 $C_{10} + C_{01}$ 값이 작아짐을 실험으로 확인하였다. 이는 고무의 탄성계수가 작아짐을 의미한다. 실제 실험시 상당히 큰 변형률까지 인장실험을 수행한 후 계수값을 결정하였으므로 다소 낮은 탄성계수값이 얻어졌을 가능성이 존재한다. Fig. 5의 해석 결과에서 보듯 일반적으로 사용하는 범위에서의 고무의 탄성계수 차이는 치밀화에 큰 영향이 없음을 확인할 수 있다.

Fig. 6은 고무몰드와 분말 성형체의 계면이 완전접합과 접촉일 경우와 응집요소를 사용한 경우에서 정수압 성형시 철 분말의 치밀화에 대한 해석 결과를 나타낸다. 고무해석시 초탄성모델을 사용했으며 고무의 유효탄성계수는 50 MPa 이었다. 계면이 접촉조건일 경우 분말과 고무몰드의 마찰계수는 0.17로 가정하였다. 응집영역모델에서 $\sigma_{\max} = 1 \text{ MPa}$, $\delta_c = \delta_e = 5 \times 10^{-5} \text{ m}$ 의 상수값을 사용하였다. 경계면사이의 간섭을 방지하기 위해 압축응력이 가해졌을 때 응집요소의 절점사이에 높은 강성값(10^5 , 10^6 MPa)을 갖도록 하였다. 해석결과 다양한 경계조건에서 정수압에 따른 상대밀도의 값이 동일하였다. 높은 압축응력을 가하면 계면사이의 간섭을 방지하는 강성값이 높아야 하지만 강성값이 더욱 높아지면 해석시 수렴도가 나빠지기 쉽다. 정수압 200 MPa 시 완전접합조건에서 상대밀도는 0.7995 이었으며, 강성값 10^5 와 10^6 MPa에 대해서 각각 상대밀도는 0.7994와 0.7995였다. 따라서 본 연구에서는 압축응력을 가할 때 강성값 10^6 MPa으로 해석에 적용하였다.

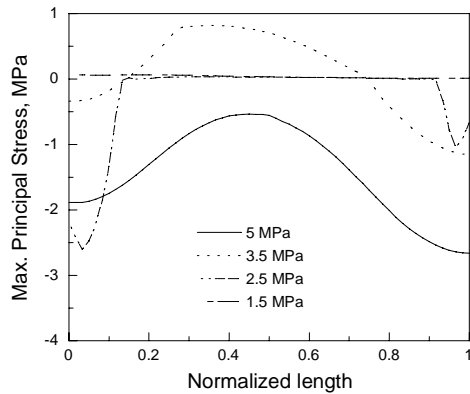
Fig. 7은 100 MPa의 정수압 성형후 제하시 외부 정수압이 0, 0.1, 1 MPa 일 경우 완전접합 조건에서 고무몰드의 축적된 탄성에너지에 의해 계면에 작용하는 최대주응력을 나타내고 있다. 이때의 계면은 Fig. 4에서 보듯 분말성형체와 고무몰드의 계면 곡선 AB를 나타낸다. 여기서 정규화 길이(normalized length)는 곡선 AB의 길이를 A에서 특정 계면 위치까지의 길이로 나눈값을 의미한다. 정수압이 감소하면서 계면에서 최대주응력이 증가한다. 최대주응력은 계면의 중간지점에서 최대값을 지님을 Fig. 7에서 확인할 수 있다. 해석시 y축으로는 축대칭, x축으로는 대칭인 경계조건에서 해석을 수행하였다. 이 때 분말 성형체는 구형이



(a) $\sigma_m = 1.35$ MPa



(b) $\sigma_m = 2.5$ MPa



(c) $\sigma_m = 3.69$ MPa

Fig. 9 Distributed maximum principal stress at the outer surface of a powder compact during interfacial debonding under various remaining hydrostatic stresses after applying hydrostatic stress of 100 MPa

며, 외부의 고무 몰드는 구형이 아닌 실린더 형상을 지니게 된다. 따라서 정규화 길이 0 과 1 에서

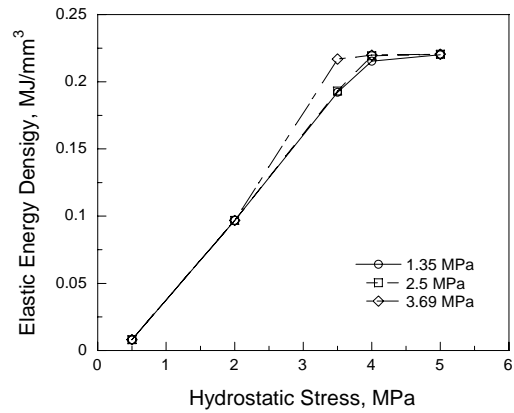


Fig. 10 Stored elastic energy density of a rubber mold during the detachment process under remaining hydrostatic stresses after cold isostatic pressing of 100 MPa

의 주응력값의 차이가 발생함은 타당하다.

Fig. 8 은 고무몰드와 분말 성형체의 계면이 응집영역 모델로 구성되었을 경우, 100 MPa 로 정수압을 가한 후 제거시 경계가 분리될 때 고무몰드의 형상변화와 응력 분포를 나타내고 있다. ($\sigma_{max} = 1\text{MPa}$, $\delta_c = \delta_e = 5 \times 10^{-5} m$) 경계면에서 계면접착력은 이중선형 응집영역모델에서 최대분리응력 σ_{max} 으로 나타내었다. 고무몰드의 분리는 계면 중간 지점에서 발생하여 계면의 양 끝단 부근에서 완료되는 과정을 확인 할 수 있다. 계면이 완전히 분리된 후 초탄성재료거동을 보이는 고무몰드는 Fig. 8(c)에 보듯 초기변형상태와 응력상태로 복귀됨을 확인할 수 있다.

Fig. 9 는 100MPa 로 정수압을 가한 후 제거시 외부정수압이 1.5, 2.5, 3.5, 5MPa 으로 잔류할 경우 분말성형체 외부표면에서 최대주응력분포를 나타낸다. 이때 적용된 이중선형 응집영역모델의 계수는 $\sigma_{max} =$ (a) 1.35, (b) 2.5, (c) 3.69 MPa, $\delta_c = \delta_e = 5 \times 10^{-5} m$ 이다. 외부 정수압이 5MPa 일 경우 최대주응력은 전구간에서 음의 값을 보였다. 이는 계면에서 제거시 고무몰드의 탄성복원에 의한 인장응력보다 정수압이 크게 가해졌음을 확인할 수 있다. 1.5, 2.5, 3.5 MPa 일 경우 계면분리된 성형체의 표면에서 최대주응력은 양의 값을 보였으며 값은 크지 않았다. 계면분리가 발생하지 않은 표면에서는 압축응력이 작용하였다. 1.5MPa 일 경우 전구간에서 경계가 완전분리된후 성형체외부에 최대주응력이 작은 양의 값을 지님을 확인할 수 있다. Fig. 9(c)에서 접착력에 의해서 정수압력이 3.5 MPa 이 가해질 때 경계면에서 양의 주응력이 발생한다.

(a), (b)의 경우 정수응력이 3.5 MPa 일 때 이미 경계분리가 발생하여 경계면에서는 양의 주응력이 발생하지 않는다. Fig. 9(c)에서 정수압이 3.5 MPa 일 경우 상대적으로 작은 인장응력에 의하여 계면 분리가 발생하지 않았다. 또한 최대주응력이 비교적 큰 양의 값을 지니는 구간이 존재한다. 이는 제하시 고무몰드의 탄성에너지에 의해 계면에서의 인장응력이 크게 작용하고 있음을 의미한다. 따라서 압축응력에 의해 증가된 계면에서의 접촉력은 정수압성형후 제하시 분말성형체의 크랙 및 파손을 유발시킬 수 있음을 보여주고 있다.

Fig. 10 은 100MPa로 정수압을 가한 후 제하시 계면분리 과정에서 고무몰드 내부의 탄성에너지의 변화를 나타내고 있다. 이중선형 응집영역모델에서 최대분리응력이 1.35, 2.5, 3.69 MPa 경우에 대해 해석이 수행되었다. 해석시 고무몰드의 평균탄성에너지밀도는 다음 식으로 구할 수 있다.

$$E_{avg} = \frac{\sum_{j=1}^m E_j V_j}{\sum_{j=1}^m V_j} \quad (14)$$

여기서 E_j , V_j , M 은 각각 j 번째 요소의 탄성에너지밀도, 체적 및 전체 요소의 개수를 나타낸다.

가압후 성형체 외부의 정수압이 감소하면 경계분리가 증가하게 되면서 고무몰드의 탄성에너지는 감소한다. 최대분리응력 3.69MPa 의 경우 외부정수압이 3.5MPa 일때 경계는 분리되지 않아 고무몰드의 탄성에너지는 다른 최대분리응력경우에 비해 높은 값을 보였다. 외부정수압이 4MPa 일 경우 σ_{max} 가 3.69 와 2.5 MPa 일때 탄성에너지밀도는 서로 비슷하였으며 σ_{max} 가 1.35 MPa 일 때 보다 같은 이유로 약간 높은 값을 보였다. 외부 정수압이 2MPa 이하일 경우 탄성에너지밀도는 모두 비슷한 값을 지녔다. 탄성에너지밀도의 차이는 고무몰드와 분말성형체의 접촉력에 의한 에너지에 기인한다. Fig. 9(c)에서 보듯 접촉력에 의해 제하시 작용하는 인장응력이 고무몰드의 복원(recovery)와 탄성에너지감소를 지연시키기 때문이다.

4. 결 론

본 논문에서는 이중선형 응집영역모델(bilinear cohesive zone model)의 요소격자를 이용하여 정수압성형후 제하시 접촉력이 존재하는 고무몰드와 분말성형체 사이의 경계분리의 거동에 대해 해석

을 수행하였다. 압축시 Lee 와 Kim⁽¹⁶⁾이 제안한 Cap 모델을 사용하여 고무몰드로 둘러싸인 금속 분말의 치밀화를 해석한 결과 실험치를 잘 예측하였다. 경계조건이 완전접합인 경우와 응집영역요소를 이용했을 경우 정수압압축후 상대밀도는 동일한 값을 보였다. 이는 응집영역모델에서 이용된 강성값이 적절함을 나타낸다. 해석을 통해 완전접합시 최대주응력 지점에서 경계분리가 발생함을 고무의 변형을 통해 확인할 수 있었다. 제하시 최대주응력으로 인장응력이 계면에 작용하였으며 이는 작은 응집력을 지닌 분말성형체의 경우 크랙 및 파손을 야기시킬수 있음을 의미한다. 또한 가압후 제하시 가해지는 정수압이 감소하면서 계면이 분리될 경우, 계면의 접촉에너지에 의해 고무몰드의 탄성에너지 차이가 발생함을 확인할 수 있었다.

참고문헌

- (1) Kwon, Y. S., Lee, H. T., and Kim, K. T., 1997, "Analysis for Cold Die Compaction of Stainless-Steel Powder," *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 119, pp. 366~373.
- (2) Michrafy A., Dodds, J. A., and Kadiri, M. S., 2004, "Wall Friction in the Compaction of Pharmaceutical Powders: Measurement and Effect on the Density Distribution," *Powder Technology*, Vol. 148, pp. 53~55.
- (3) Briscoe, B. J. and Rough, S. L., 1998, "The Effects of Wall Friction on the Ejection Pressed Ceramic Parts," *Powder Technology*, Vol. 99, pp. 228~233.
- (4) Kim, H. G., Lee, J. W., and Kim, K. T., 2001, "The Effect of a Rubber Mold on Densification and Deformation of a Metal Powder Compact during Cold Isostatic Pressing," *Materials Science and Engineering*, Vol. A318, pp. 174~182.
- (5) Yang, H. C., Lee, J. W., and Kim, K. T., 2004, "Rubber Isostatic Pressing of Metal Powder under Warm Temperatures," *Powder Technology*, Vol. 139, pp. 240~251.
- (6) Shima, S., Sakamoto, Y., and Kotera, H., 2002, "Simulation of Rubber Isostatic Pressing and Shape Optimization of Rubber Mold," *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 44, pp. 1603~1623.
- (7) Gu, Y., Henderson, R. J., and Chandler, H. W., 2006, "Visualizing Isostatic Pressing of Ceramic Powders Using Finite Element Analysis," *Journal of the European Ceramic Society*, in press.
- (8) Johnson, K. L., Kendall, K., and Roberts, A. D., 1971, "Surface Energy and the Contact of Elastic Solids," *Proceedings of the Royal Society of London Series A*, Vol. 324, pp. 301~313.
- (9) Bhushan, B., 2003, "Adhesion and Stiction: Mechanism, Measurement Techniques, and Methods

- for Reduction,” *Journal of Vacuum Science and Technology B*, Vol. 21, pp. 2262~2296.
- (10) McFarlane, S., Tabor, D., 1950, “Adhesion of Solids and the Effect of Surface Films,” *Proceedings of the Royal Society of London Series A*, Vol. 202, pp. 224~243.
- (11) Needleman, A., 1990, “An Analysis of Decohesion Along an Imperfect Interface,” *International Journal of Fracture*, Vol. 42, pp. 21~40.
- (12) Ghosh, S., Ling, Y., Majumdar, B. S., and Kim, R., 2000, “Interfacial Debonding in Multiple Fiber-Reinforced Composites,” *Mechanics of Materials*, Vol. 32, pp. 561~591.
- (13) Camacho, G. T. and Ortiz, M., 1996, “Computational Modeling of Impact Damage in Brittle Materials,” *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 33, pp. 2899~2938.
- (14) Swaminathan S. Pagano, N. J., and Ghosh, S., 2006, “Analysis of Interfacial Debonding in Three-Dimensional Composite Microstructures,” *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 128, pp. 96~106.
- (15) Kumar, P. R., Jagota, A., Bennison, S. J., and Saigal, S., 2000, “Interfacial Failures in a Compressive Shear Strength Test of Glass/Polymer Laminates,” *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 37, pp. 7281~7305.
- (16) Lee, S. C. and Kim, K. T. “A Study on The Cap Model for Metal and Ceramic Powder under Cold Compaction,” *Materials Science and Engineering A*, accepted for publication.
- (17) *ABAQUS User’s I and II Manual*, Hibbitt, Karlsson, and Sorensen, 2005.
- (18) Shima, S. and Mimura, K., 1986, “Densification Behavior of Ceramic Powder,” *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 28, No. 1, pp. 53~59.
- (19) Henderson, R. J. and Moriarty B., 2002, “Finite Element Modelling of Decompression after Isostatic Pressing,” *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B*, Vol. 215, pp. 215~224.
- (20) Egleton P. The Post-aging Mechanical Behavior of Some Elastomers. PhD thesis, University of Aberdeen, 2000.
- (21) Yeoh O. H., 1993, “Some Forms of Strain Energy Density Function for Rubber,” *Rubber Chemistry and Technology*, Vol. 66, pp. 754~771.
- (22) Wan-Doo Kim, Wan-Soo Kim, Chang-Soo Woo and Hak-Ju Lee, 2001, “Experimental Testing of Rubber Materials for Finite Element Analysis,” Proc. Of the KSME 2001 Spring Annual Meeting A, pp. 704~709.